

火焰稳定器相对参数对水冲压发动机燃烧及其内流场的影响

李尚中, 向 敏, 杨希祥, 谢泽阳, 张为华
(国防科技大学 空天科学学院, 长沙 410073)

摘 要: 在水冲压发动机燃烧室中设置钝体火焰稳定器, 可使部分已燃高温燃烧产物在火焰稳定器后部的回流区内不断点燃新鲜的可燃混合物, 从而实现稳定高效燃烧。通过改变火焰稳定器相对金属燃料入口高度及相对一次进水位置, 对比分析了相对入口高度和相对一次进水位置两种不同相对参数对于燃烧室内掺混、燃烧以及火焰稳定效果的影响。结果表明: 当相对高度 $H > 1$ 时, 燃烧火焰无法稳定在回流区。当火焰稳定器相对位置不变时, 在一定范围内, 随着相对高度 H 减小, 火焰稳定效果增加, 且存在较优的相对高度 ($H = 1$) 使燃烧室内的掺混效率和火焰稳定效果较好。当保持相对高度 $H = 1$ 不变的情况下, 综合考虑火焰稳定效果、铝/水掺混效率以及发动机工作性能, $L = 0.5$ 是较为理想的火焰稳定器相对位置。

关 键 词: 火焰稳定器; 水冲压发动机; 燃烧室; 回流区; 掺混效率

中图分类号: V430

文献标志码: A

Effect of flame stabilizer relative parameters on combustion and flow field in water ramjet

LI Shangzhong, XIANG Min, YANG Xixiang, XIE Zeyang, ZHANG Weihua
(College of Aerospace Science and Engineering,
National University of Defense Technology, Changsha 410073, China)

Abstract: When the blunt body flame stabilizer installed in the combustion chamber, part of the burnt high-temperature combustion products can ignite fresh combustible mixture in the recirculation zone at the rear of the flame stabilizer so that the stable and efficient combustion can be achieved. By changing the flame stabilizer relative metal fuel inlet height and relative primary water inlet position, the effects of two different relative parameters: relative metal fuel inlet height and relative primary water inlet position, on mixing, combustion and flame stability in the combustion chamber were compared and analyzed. The results showed that when the relative metal fuel inlet height H was greater than 1, the combustion flame cannot be stabilized in the recirculation zone. When the relative position of flame stabilizer was fixed, the flame stabilization effect increased with the decrease of relative metal fuel inlet height in a certain range. Furthermore, there was superior relative metal fuel inlet height ($H = 1$), which made the mixing efficiency and flame stability better in the combustion chamber. When the relative metal fuel inlet height $H = 1$ was kept unchanged, considering the flame stability, aluminum/water mixing efficiency and engine

收稿日期: 2020-11-11

基金项目: 国家自然科学基金(51776221)

作者简介: 李尚中(1996—), 男, 硕士生, 研究领域为水冲压发动机技术。

引用格式: 李尚中, 向敏, 杨希祥, 等. 火焰稳定器相对参数对水冲压发动机燃烧及其内流场的影响[J]. 航空动力学报, 2021, 36(10): 2230-2240. LI Shangzhong, XIANG Min, YANG Xixiang, et al. Effect of flame stabilizer relative parameters on combustion and flow field in water ramjet[J]. Journal of Aerospace Power, 2021, 36(10): 2230-2240.

performance synthetically, $L=0.5$ was the ideal relative position of flame stabilizer.

Key words: flame stabilizer; water ramjet; combustion chamber; recirculation zone; mixing efficiency

水下高航速、大航程武器的迫切需求将促进水下推进系统的快速发展,而将超空泡减阻技术和水冲压发动机技术结合起来是实现水下高速航行的有效途径。水冲压发动机是一种利用水反应金属燃料与外部海水反应提供推力的水下推进系统。由于水冲压发动机利用从航行器外部进入发动机的海水作为金属燃料燃烧的氧化剂,因此可显著降低发动机携带的氧化剂质量从而使其具有比冲高 的显著优势。水冲压发动机按燃料的供给方式可分为粉末式水冲压发动机和药柱式水冲压发动机。其中,药柱式水冲压发动机通过燃气发生器产生含有大量金属颗粒的高温燃气,同时进水系统按设计流量将外部的水引至发动机内部,后经雾化喷嘴形成雾化液滴喷入燃烧室,雾化液滴在燃烧室内受热蒸发变为水蒸气进而与高温燃气中的气相金属或未燃金属颗粒发生燃烧反应,燃烧产生的高温高压燃气经喷管加速喷出从而产生推力。粉末式水冲压发动机的金属粉末燃料贮存在独立的贮箱,金属粉末通过特定的燃料供给系统输送至燃烧室,金属粉末燃料在燃烧室头部经点火装置点火进而使高温金属颗粒与水蒸气的燃烧反应得以进行。

能与水蒸气进行燃烧反应的金属燃料有铍、硼、铝、镁、锂等,表 1 所示为相关物性参数。其中,铍的能量密度最高,但其燃烧产物毒性较大;硼的能量密度次之,但硼有一定的毒性;镁、锂与水反应容易启动,但体积能量密度较低;铝具有较高的体积能量密度,且贮存稳定、无毒性、价格低廉,但铝/水反应的启动和持续进行存在较大困难^[1]。由于水冲压发动机的比冲等性能较大程度上取决于水反应金属燃料的能量密度,因此综合能量密度、贮存稳定性以及环保安全等因素,铝是粉末式水冲压发动机金属燃料的较好选择。

目前粉末式水冲压发动机采用的金属燃料主要为镁和铝,其中俄罗斯已成功将镁-水反应系统应用于“暴风雪”超空泡鱼雷。根据表 1 数据可知,铝-水反应系统的体积能量密度约为镁-水反应系统的 1.7 倍,因此若将铝-水反应系统应用于水冲压发动机,则可在极大程度上提高水下航行器的速度与航程。但由于金属铝粉在进入燃烧室

表 1 水反应金属的理化性质

Table 1 Properties of water reacts metals

金属种类	密度/ (g/cm ³)	熔点/K	沸点/K	体积能量密度/ (kJ/m ³)
Be	1.85	1 560	2 744	66.67
B	2.34	2 450	3 931	44.02
Al	2.70	933	2 767	40.91
Mg	1.74	923	1 366	23.21
Li	0.53	454	1 620	15.16

前通常在颗粒表面附着一层氧化膜,氧化膜阻碍金属铝与水蒸气反应,同时,铝颗粒随输送气体在燃烧室内高速流动导致无法与水蒸气充分混合实现高效稳定燃烧,因此铝-水反应系统应用于粉末式水冲压发动机存在反应启动和持续稳定燃烧问题。

为探索铝-水反应系统在粉末式水冲压发动机中的应用,已开展部分研究。对于铝-水反应系统的启动问题,Vasilev 等^[2]研究发现 KF、NaF、LiF、AlF₃ 以及 NaOH 等添加剂对 Al-H₂O 混合物的点火性能有明显的提高。郑邯勇等^[3]针对铝水反应的机理进行了实验,其研究表明:添加 N316 或 K207 型助燃剂可实现铝水反应的冷态启动,并且助燃剂物质的量浓度越大,越有利于提高反应的启动速度。Miller 等^[4]通过高压载气粉末供应系统将 5~15 μm 粒径的金属粉末与 700 K 的水蒸气在燃烧室上游管道预先掺混,而后通过铝粉/水蒸气混合射流撞击氢/氧燃烧火焰进而启动铝粉与高温水蒸气的燃烧反应。孙展鹏等^[5]综述了破坏金属表面氧化物外壳以启动铝/水反应的三种方法:①使外加温度高于氧化铝的熔点;②通过外界机械应力使氧化膜破裂;③通过加入不同化学成分与表面氧化物发生反应。Gautham 等^[6]采用聚丙烯酰胺制成铝水凝胶复合推进剂,在直径为 60 mm 发动机中针对普通铝和机械活化铝两种不同铝水凝胶复合推进剂进行了点火启动实验。

对于铝/水反应系统的持续燃烧问题,美国宾夕法尼亚大学应用实验室^[7]最早提出了水冲压发动机旋流燃烧室的概念,其工作原理为:铝颗粒和水蒸气以一定速度切向进入旋流燃烧室,在旋流

剪切作用下使铝颗粒表面的氧化膜破裂触发内部铝与水蒸气的反应进而维持燃烧。国防科技大学陈显河等^[8-10]设计了周向进铝和轴向进铝两种构型的旋流燃烧室,并建立了该燃烧室内两相反应流动的数学模型,数值模拟和实验研究表明:对于周向进铝构型,水蒸气入口速度的降低利于铝颗粒的点火,但速度小于某一值时,旋流燃烧室将无法维持燃烧;轴向进铝构型对铝具有最佳燃烧效果,但两种构型的旋流燃烧室均存在颗粒沉积现象。

常浩等^[11]运用颗粒表面反应模型模拟了金属铝在无火焰稳定器构型水冲压发动机内的燃烧与流动过程,得到了发动机内流场的分布规律。由于水冲压发动机内涉及复杂的多相掺混燃烧过程,燃烧组织困难,因此有必要探究水冲压发动机内部的高效稳定燃烧组织技术,以期实现燃烧室内高效稳定燃烧。粉末式水冲压发动机内的燃烧形式为金属颗粒在稳定进入燃烧室后,在高速气流中金属颗粒边蒸发边与水蒸气掺混燃烧,属于非预混、高放热强度的湍流燃烧。因此在严格控制水冲压发动机燃烧室内部的气流总压损失条件下,可在高速气流中设置钝体火焰稳定器以延长金属颗粒在燃烧室中的停滞时间、增强金属颗粒

与水蒸气的掺混效果进而实现发动机内的稳定高效燃烧,提高发动机工作性能。目前,火焰稳定器在水冲压发动机中的应用研究较少,本文采用轴向进铝方式,在燃烧室内设置圆弧形钝体火焰稳定器,研究火焰稳定器相对参数对水冲压发动机燃烧室内流场的影响。

1 物理模型、数学模型和计算方法

1.1 物理模型

图1所示为发动机燃烧室二维结构示意图,其中 a 为金属粉末燃料入口半径, b 为火焰稳定器高度, c 为一次进水口与火焰稳定器前端距离。燃烧室为二维轴对称结构,燃烧室头部为金属燃料入口,一次进水口与二次进水口均位于发动机壁面,两者相距225 mm。圆弧形钝体的表面变化平缓,在迎风面不存在尖锐边缘,对来流的分流较平稳,总压损失小。在一次进水口与二次进水口之间的燃烧室轴心处放置一圆弧形钝体火焰稳定器,在高速流场中,火焰稳定器后部会出现涡旋进而形成一个纺锤型的回流区^[12]。回流区的存在可增加铝颗粒在发动机内的停滞时间,实现金属颗粒与水蒸气的高效掺混进而提高燃烧室内金属颗粒的燃烧效率。

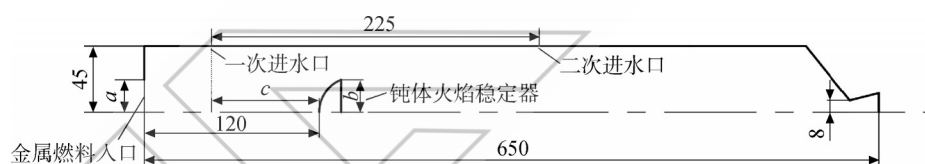


图1 水冲压发动机结构示意图(单位:mm)

Fig.1 Schematic diagram of water ramjet (unit:mm)

1.2 数学模型

1.2.1 基本假设

在不影响燃烧室内流动的情况下,对燃烧室内流场作如下假设:

1) 以高温 N_2 作为输送气体将铝颗粒送至燃烧室;水以雾化液滴的形式喷入燃烧室,遇高温燃气蒸发后变为水蒸气进而与铝颗粒进行掺混燃烧。

2) 不考虑反应产物氧化铝在铝颗粒表面的凝结效应。

3) 燃烧室内气体为理想气体,满足理想气体状态方程。

1.2.2 控制方程

控制方程包括质量、动量、能量、组分输运和

湍流 $k-\epsilon$ 方程,二维轴对称燃烧室内的气相控制方程为^[13]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi) + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r}(r\rho v\phi) - \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x}\right) - \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \phi}{\partial x}\left(\Gamma_\phi r \frac{\partial \phi}{\partial r}\right) = S_\phi \quad (1)$$

式中 ρ 为气体密度, t 为时间, u 、 v 分别为轴向速度和径向速度, r 为控制半径, x 为横向位移, ϕ 为流动变量, Γ_ϕ 为变量 ϕ 的有效输运系数, S_ϕ 为源项。

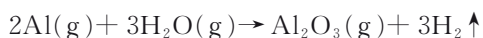
1.2.3 燃烧模型

水冲压发动机燃烧室内为非预混燃烧,本文采用涡耗散概念模型(eddy-dissipation-concept model^[14-15],EDC模型)来模拟其内部的掺混燃烧过程。EDC模型是在涡耗散模型基础上发展而

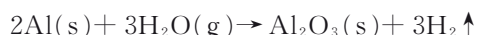
来,其假定在温度足够高的条件下,反应发生在反应物在分子尺度上掺混的微小湍流结构中;因此EDC模型同时考虑了湍流和化学反应动力对化学反应速率的影响。

1.2.4 颗粒模型

采用颗粒表面反应模型来模拟铝颗粒的燃烧。当铝颗粒的温度达到蒸发温度(933 K)时,气态铝开始析出,析出的铝蒸气与水蒸气反应:



当气态铝从铝颗粒中完全析出后,铝颗粒开始与水蒸气反应:



文中设置铝颗粒直径为 $1\text{ }\mu\text{m}$,文献[16]中的实验表明,铝颗粒与水蒸气的点火温度约为 1700 K ,设置铝颗粒温度为 1800 K ;质量流量为 0.023 kg/s 。

雾化水滴蒸发采用液滴蒸发模型。一次进水和二次进水的水雾化模型均采用Rosin-Rammler粒径分布规律设置^[17],最大粒径为 $30\text{ }\mu\text{m}$,最小粒径为 $10\text{ }\mu\text{m}$,平均粒径为 $20\text{ }\mu\text{m}$,分布系数为3.5,液滴径向速度为 30 m/s ,雾化锥角为 20° 。文献[18]中的数值模拟结果表明,当水燃比为3.5时比冲达到最大;因此设置一次进水与二次进水量均为 0.04 kg/s ,总进水量为 0.08 kg/s 。

1.3 边界条件

1) 入口采用质量流量入口,总质量流量为 0.163 kg/s ,其中氮气质量流量为 0.14 kg/s ,铝颗粒质量流量为 0.023 kg/s ;入口温度为 1800 K ,湍流强度为5%,湍流黏度率为10。

2) 喷管出口采用压力出口边界,出口压力为 202.65 kPa ,温度为 300 K 。

3) 壁面速度采用无滑移条件,温度采用绝热壁面条件。

1.4 数值模拟方法

气相方程采用隐式格式求解,湍流模型采用标准 $k-\epsilon$ 模型,压力-速度修正采用SIMPLE(Semi-implicit method for pressure linked equation)算法。

2 数值计算模型验证

2.1 网格无关性验证

针对入口半径 $a=22\text{ mm}$ (火焰稳定器相对金属燃料入口高度 $H=1$),火焰稳定器相对一次进水位置 $L=0.5(c=60\text{ mm})$;取网格数量分别为26万、37万、45万进行数值模拟。图2为三种不同

网格数下,燃烧反应生成的气态氧化铝在火焰稳定器附近的质量 $m_{\text{Al}_2\text{O}_3}$ 分布图。由于所研究问题不涉及精细的内流场结构,可以看出,随着网格数目加密到26万以后,数值模拟结果趋于一致。

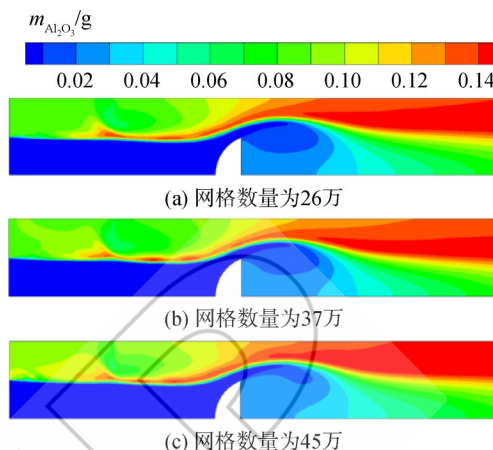


图2 不同网格数量下气态氧化铝分布图

Fig.2 Gaseous alumina distribution diagram with different grid numbers

2.2 计算模型验证

本文采用颗粒表面反应模型来模拟铝颗粒的燃烧,该数值计算模型较为成熟并且已在大量研究中得到成果应用。文献[19]已在颗粒温度随时间变化方面对该数值计算模型做了模型验证,可验证燃烧模型的可行性。

3 数值模拟结果与分析

3.1 燃烧效率表征

燃烧室内铝水反应生成氧化铝和氢气,在高温高压燃气的作用下,由喷管出口喷出。由于部分水蒸气可能滞于燃烧室内,无法随反应燃气喷出,因此以如下表达式表征水蒸气的掺混效率。

水蒸气掺混效率 η

$$\eta = \frac{\dot{m}_{\text{H}_2\text{O-out}} + 9\dot{m}_{\text{H}_2\text{-out}}}{\dot{m}_{\text{H}_2\text{O}}} \times 100\% \quad (2)$$

式中 $\dot{m}_{\text{H}_2\text{O-out}}$ 为随燃气喷出的水蒸气的质量流量, $9\dot{m}_{\text{H}_2\text{-out}}$ 在数值上表征为参与燃烧反应的水蒸气的质量流量。 $\dot{m}_{\text{H}_2\text{O}}$ 为喷入燃烧室内的水的质量流量,为 0.08 kg/s 。

3.2 水冲压发动机比冲

水冲压发动机比冲计算公式为^[18]

$$I_{\text{sp}} = \frac{(\dot{m}_w + \dot{m}_f)V_e - \dot{m}_w V_h + (p_e - p_h)A_e}{\dot{m}_f} \quad (3)$$

式中 $\dot{m}_w$ 和 $\dot{m}_f$ 分别为进水质量流量和燃料质量流量, V_e 为喷管出口速度, V_h 为航行体在水下的航行速度, p_e 和 p_h 分别为喷管出口压力和发动机对工作深度下的流体静压, A_e 为喷管出口面积。

3.3 火焰稳定器相对高度 H 数值模拟结果分析

参见图1,文中二维轴对称模型的火焰稳定器高度 $b=22$ mm,设火焰稳定器与燃气入口的相对高度 $H=a/b$ 。针对入口半径分别为 $a_1=30$ mm ($H=1.36$), $a_2=22$ mm ($H=1$), $a_3=18$ mm ($H=0.8$), $a_4=15$ mm ($H=0.68$), $a_5=11$ mm ($H=0.5$),研究不同火焰稳定器与燃气入口的相对高度对燃烧室内流场的影响。从数值模拟结果可以看出,五种不同入口的燃烧室内高温区温度分布为 2 650~2 990 K,基本符合采用化学平衡方法计算出的 $\text{Al}/\text{H}_2\text{O}$ 反应绝热温度 2 862 K^[20]。

图3为 $H=1.36$ 工况温度分布,从图3中可以看到,当燃气入口高于火焰稳定器高度 ($H=1.36$) 时,燃烧反应高温区无法稳定在火焰稳定器后部。这是由于此时富燃燃气在头部可充分扩散,进而在雾化水滴喷口处提前与水蒸气发生反应,燃气流与部分反应流越过火焰稳定器向发动机喷口处流动,导致无法在火焰稳定器后部产生高强度回流区以实现火焰的稳定。因此可以看到,燃烧反应高温区面积从雾化水滴喷口处到发动机喷管喉部附近逐渐增大。

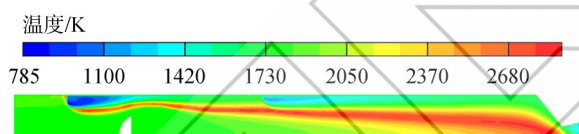


图3 温度分布图 ($H=1.36$)

Fig.3 Temperature distribution diagram ($H=1.36$)

针对 $H=1.36$ 工况的燃烧反应高温区无法稳定在火焰稳定器后部的情况,需改变雾化喷嘴进水参数,研究雾化喷嘴径向喷注速度对火焰稳定效果的影响。图4为 $H=1.36$ 工况下,不同的一次进水和二次进水径向喷注速度的温度分布图,其中 V_1 为一次进水径向喷注速度, V_2 为二次进水径向喷注速度。

从图4中可以看到,随着一次进水和二次进水的径向喷注速度同时从 30 m/s 增至 100 m/s,燃烧室内一次进水和二次进水对主流的穿透深度均增大,且一次进水处的温度场结构变化较小,二次进水处的燃烧反应高温区逐渐扩大并朝着火焰稳定器方向发展。因此当燃气入口高于火焰稳定

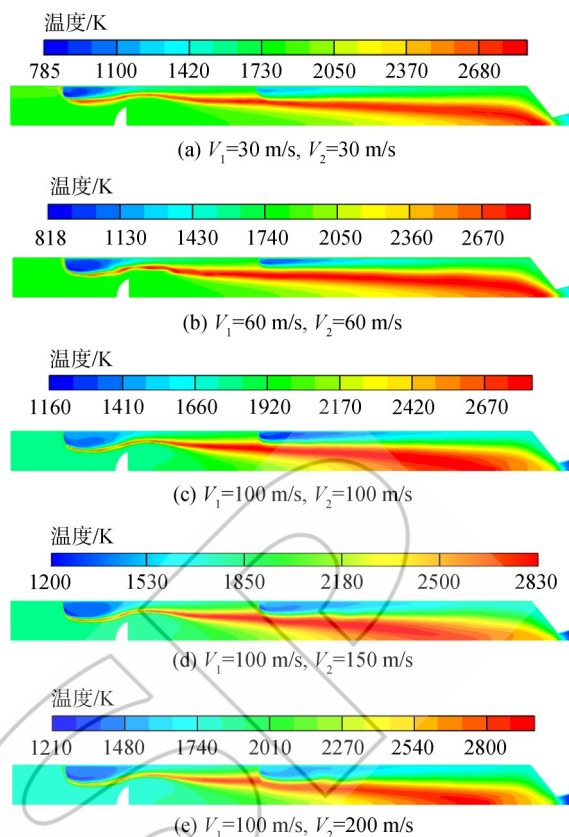


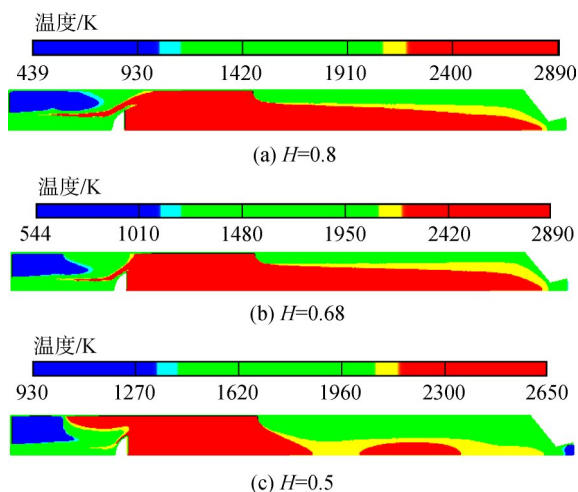
图4 不同进水速度下的温度分布图 ($H=1.36$)

Fig.4 Temperature distribution diagram at different water injection velocities ($H=1.36$)

器高度 ($H=1.36$) 时,同时增加一次进水和二次进水的径向喷注速度有利于提高火焰稳定效果。

当一次进水的喷注速度保持 100 m/s,随着二次进水的径向喷注速度从 100 m/s 增至 200 m/s,燃烧反应高温区逐渐减小。由于水冲压发动机采用分段燃烧技术,一次进水主要参与燃烧,部分二次进水与剩余未充分燃烧的富燃颗粒进行补燃,剩余的大部分二次进水转化为水蒸气作为补充工质与高温高压燃气一同向后掺混流动;因此为提高火焰稳定效果并保证燃烧反应高温区在燃烧室内充分发展,则二次进水喷注速度不应大于一次进水喷注速度。

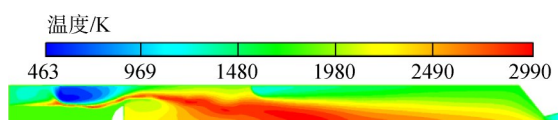
图5中,当燃气入口低于火焰稳定器高度 (即 $H=0.8, 0.68, 0.5$) 时,从温度场分布图可以看到,燃烧室头部壁面至雾化水滴喷口处出现了明显的低温区。这是由于当给定质量流量时,燃气入口面积越小,喷入燃烧室的燃气速度越大;高速燃气射流遇火焰稳定器受阻后向发动机壁面膨胀,由于燃气压力高于雾化水滴的喷注压降,导致雾化水滴无法向发动机尾部流动从而集中于燃烧室头部。雾化水滴在燃烧室头部受热蒸发变为水蒸

图 5 温度分布图($H < 1$)Fig.5 Temperature distribution diagram ($H < 1$)

气,导致在一次进水位置只有少部分的水蒸气跟随富燃燃气掺混燃烧。因此高温区内温度低于 $H=1$ 的工况。由于 $H < 1$ 工况来流速度较大,高速燃气射流在火焰稳定器后部形成的回流区涡旋强度较大,极大地延长了铝颗粒在火焰稳定器后部的滞留时间,因此可以看到高温区充满了燃烧室中段,达到了较好的火焰稳定效果。同时, H 值越小,即燃气来流速度越大,在火焰稳定器后部形成的回流区涡旋强度越强,火焰稳定效果越好。因此可以看到,在保证铝粉能够正常输送至燃烧室的情况下, $H < 1$ 时, H 值越小,燃烧室中部的高温区面积越大。

当燃气入口高度与火焰稳定器高度一致(即 $H=1$)时,从图6温度场分布结果可以看到,低温区出现在雾化水滴喷口处后方,即大部分雾化水滴喷出后变为水蒸气未在燃烧室头部聚集,而是随富燃燃气向发动机尾部流动并掺混燃烧。由于铝颗粒能够与大量水蒸气充分混合,实现高效燃烧,因此燃烧室内温度高于其他工况。

图7为燃烧室从火焰稳定器前端至喷管出口轴向不同截面的平均温度分布曲线。当 $H < 1$ 时,由于高温富燃燃气遇火焰稳定器后向上膨胀进而与水蒸气提前掺混燃烧,因此可以看到 $H < 1$ 工况的曲线在火焰稳定器附近的轴向截面平均温

图 6 温度分布图($H = 1$)Fig.6 Temperature distribution diagram ($H = 1$)

度要高于 $H \geq 1$ 的工况。当 $H > 1$ 时,由于无法在火焰稳定器后方实现火焰的稳定,因此可以看到,燃烧室内温度最高点出现在喷管喉部附近。当 $H=1$ 时,温度曲线先升后降,最高温度出现在燃烧室中段,且最高温度值及燃烧室中段平均温度均大于其他工况,温度下降位置亦相对靠后,即高温区的长度大于其他工况。

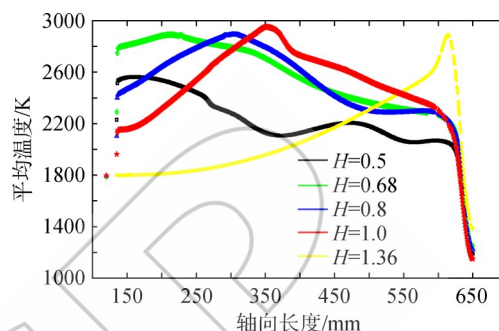


图 7 不同相对高度燃烧室轴向平均温度分布

Fig.7 Averaged axial temperature distribution of combustion chamber at different relative heights

图8为五种不同工况下,铝/水掺混效率对比图,可以看到,当 $H < 1$ 时,由于水蒸气聚集于燃烧室头部,只有部分水蒸气与铝颗粒掺混燃烧,导致掺混效率偏低。当 $H=1$ 时大部分水蒸气均能随富燃燃气向发动机尾部流动并掺混燃烧,且在火焰稳定器后有相对较好的火焰稳定效果,因此掺混效率最高。

图9为五种不同相对高度工况下燃烧室轴向总压变化曲线。可以看到,发动机稳定工作后,燃

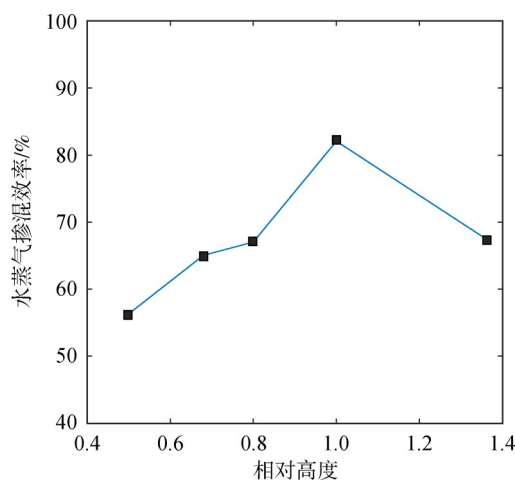


图 8 不同相对高度水蒸气掺混效率

Fig.8 Water vapor mixing efficiency at different relative heights

烧室内部在火焰稳定器处存在总压损失,在火焰稳定器后部总压保持不变;在靠近喷管处存在压力振荡,在喷管中压力逐渐减小,在喷管出口达到最小值。五种不同相对高度的工况之间,发动机稳定工作后 $H=1$ 工况的总压相对较大。

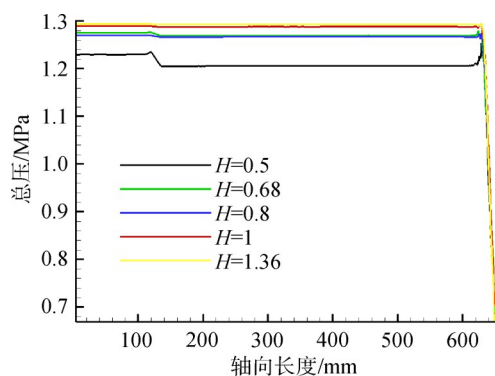


图9 不同相对高度下燃烧室轴向总压曲线

Fig.9 Axial total pressure curves of combustion chamber at different relative heights

图10为五种不同相对高度工况下火焰稳定器附近的总压变化曲线,其中 $H=0.5$ 工况的总压损失最大, $H=1$ 工况总压损失相对较小。随着入口面积增大,火焰稳定器相对于入口燃气来流的阻塞比减小。因此从图10可以看到,随着相对高度的增大,在火焰稳定器位置的总压损失逐渐减小。

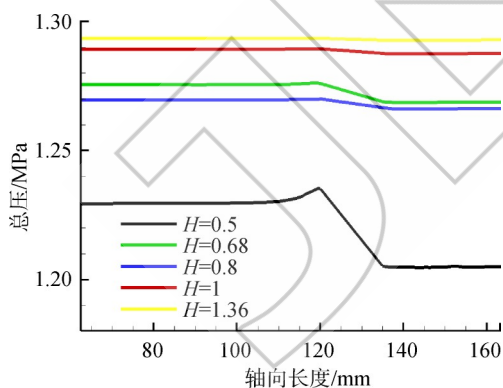


图10 不同相对高度下火焰稳定器处总压变化曲线

Fig.10 Total pressure curves near the flame stabilizer at different relative heights

图11为靠近喷管处的总压变化,可以看到,发动机稳定工作时的总压越大,在越靠近喷管处的压力振荡幅值越小。这是由于在发动机轴向位置600 mm之后,高温高压的燃气在尾喷管内超声速流动,故喷管内部出现激波,激波处总压大于发动机稳定工作时的总压,因此发动机稳定工作

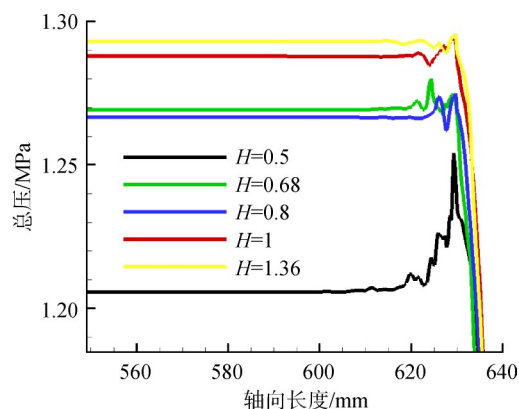


图11 不同相对高度下喷管处总压曲线

Fig.11 Total pressure curves near the nozzle at different relative heights

时的总压越大,压力振荡幅值越小。五种工况之间, $H=1$ 工况的总压振荡较小,发动机工作性能相对稳定。

表2为不同相对高度下的发动机比冲。 $H=1.36$ 工况的比冲最大,这是由于在该工况下发动机内部主流越过火焰稳定器向发动机喷口处流动,总压损失最小,且燃烧反应高温区充分发展至靠近喷管前端位置,因此其喷管出口速度最大,比冲最大。由于 $H=0.5$ 工况的总压损失最大,且回流区涡旋强度较大,使主流的动能损耗较大,因此五种工况下其喷管出口速度最小,比冲最小。 $H=1, 0.8, 0.68$ 三个工况的火焰均稳定在燃烧室中段,但相较于 $H=1, 0.8$ 两工况,其中 $H=0.68$ 工况的燃烧反应高温区从燃烧室中段发展至靠近喷管前端位置,故其比冲相对较大。因此,燃烧室内主流的动能损失越小,且在不影响掺混燃烧效果情况下,燃烧主反应区靠近喷管前端有利于提高发动机比冲。

因此,当火焰稳定器相对位置不变的情况下,综合火焰稳定效果、铝/水掺混效率以及发动机工作稳定性能分析, $H=1$ 是较为理想的火焰稳定器

表2 不同相对高度下的发动机比冲

Table 2 Specific impulse of engine at different relative heights

相对高度	比冲 / ((N·s)/kg)
1.36	5 703.26
1	5 416.31
0.8	5 475.83
0.68	5 621.51
0.5	5 235.33

相对高度。

3.4 火焰稳定器相对位置 L 数值模拟结果分析

文中火焰稳定器头部距燃气入口 $l=120$ mm, 设火焰稳定器与一次进水口相对位置 $L=c/l$ 。在相对高度 $H=1$ 工况下, 针对相对位置分别为 $L_1=0.75$ ($c_1=90$ mm), $L_2=0.66$ ($c_2=80$ mm), $L_3=0.625$ ($c_3=75$ mm), $L_4=0.5$ ($c_4=60$ mm), $L_5=0.25$ ($c_5=30$ mm), 一次进水口与二次进水口的距离保持不变, 研究不同火焰稳定器与一次进水口的相对位置对燃烧室内流场的影响。

图 12 为相对位置下燃烧室内温度分布云图。当 $L=0.75$ 时, 高温区出现在燃烧室头部及二次进水后的尾部, 火焰稳定器后方未出现高温区。说明当 $L=0.75$ 时, 由于一次进水位置靠近粉末燃料入口, 雾化水滴在燃烧室头部蒸发为水蒸气并与析出的气相铝发生燃烧反应。由于燃气入口半径与火焰稳定器高度一致, 因此在高于燃气入口的区域燃烧产生的高温高压燃气直接从火焰稳定器上方向燃烧室后方流动, 导致在燃烧室中段无法实现火焰稳定。未反应完的气相铝以及铝颗粒在燃烧室尾部与二次进水掺混燃烧。

当 $L=0.66$ 时, 燃烧反应发生在一次进水口与火焰稳定器头部之间。燃烧产生的高温高压燃

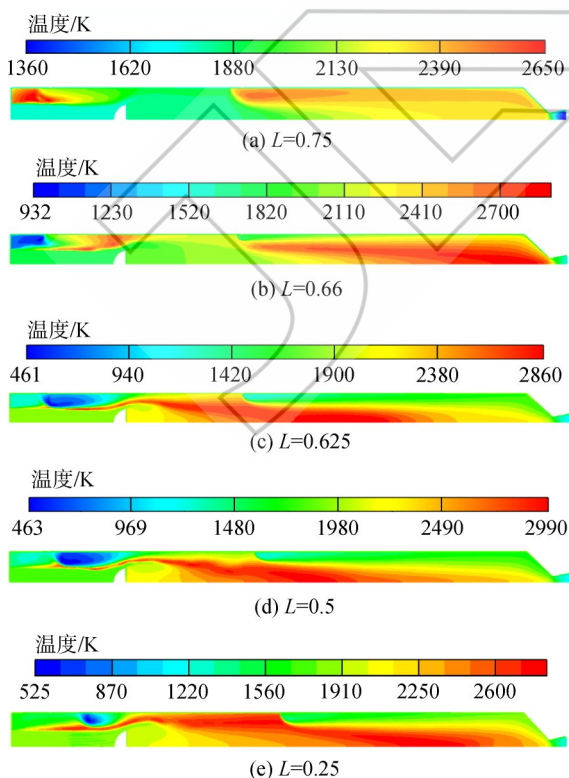


图 12 不同相对位置温度分布云图

Fig.12 Temperature distribution at different relative positions

气将水蒸气压至燃烧室头部区域, 因此可以看到燃烧室头部出现低温区。与 $L=0.75$ 工况一致, 由于燃烧反应的提前, 火焰稳定器后方的燃烧室中段无法实现火焰的稳定, 未反应完的气相铝以及铝颗粒在燃烧室尾部与二次进水掺混燃烧。

当 $L<0.65$ 时, 在火焰稳定器后方的燃烧室中段可实现火焰的稳定。 $L=0.5$ 时燃烧室中段温度高于其他两工况, $L=0.625$ 工况的温度值相比 $L=0.5$ 较低, 但温度分布与之接近, 说明两工况掺混效果相近。可以看到 $L=0.25$ 工况的高温区在火焰稳定器后壁与二次进水口之间充分发展并且可延伸至喷管附近; 因此, 若一次进水位置过于靠近火焰稳定器前端, 则大部分喷入燃烧室的雾化水滴基本在火焰稳定器后方才完全变为水蒸气并与铝掺混燃烧, 导致反应延迟。

图 13、图 14 分别为不同相对位置下燃烧室轴向截面的温度分布曲线和铝/水掺混效率对比图。其中 $L=0.75$ 与 $L=0.66$ 工况的温度较低且峰值出现在靠近发动机出口位置, 说明火焰稳定效果及铝/水掺混效率均较低。在火焰稳定器

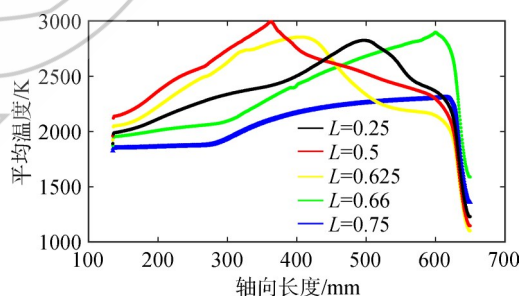


图 13 不同相对位置燃烧室轴向温度分布

Fig.13 Axial temperature distribution of combustion chamber at different relative positions

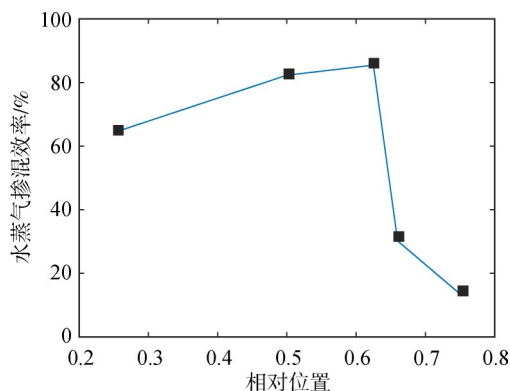


图 14 不同相对位置水蒸气掺混效率

Fig.14 Water vapor mixing efficiency at different relative positions

后, $L=0.5$ 工况的温度峰值较其他工况最为靠前, 温度峰值最大(接近 3 000 K), 且燃烧室温度高于其他工况, 因此 $L=0.5$ 工况的火焰稳定效果最好。从铝/水掺混效率对比图中可以看到, 仅 $L=0.5$ 及 $L=0.625$ 两工况掺混效率大于 80%, $L=0.625$ 的掺混效率最高。综合火焰稳定效果及掺混效率考虑, $L=0.5$ 是较为理想的一次进水相对位置。

图 15 为当相对高度保持 $H=1$ 不变的情况下, 五种不同相对位置工况下燃烧室轴向总压变化曲线。可以看到五个工况之间, $L=0.75$ 的总压最小, 这是由于 $L=0.75$ 工况的一次进水位置靠近粉末燃料入口, 燃烧反应提前发生于燃烧室头部, 大部分铝粉燃料并未在火焰稳定器后部实现高效稳定燃烧, 故总压较小。 $L=0.66$ 工况同样未在火焰稳定器后部实现粉末燃料的稳定燃烧, 大部分粉末燃料的燃烧反应发生在二次进水之后, 故总压相对较小。 $L=0.5$ 和 $L=0.625$ 两工况的火焰稳定效果较好, 故两工况的总压较大。

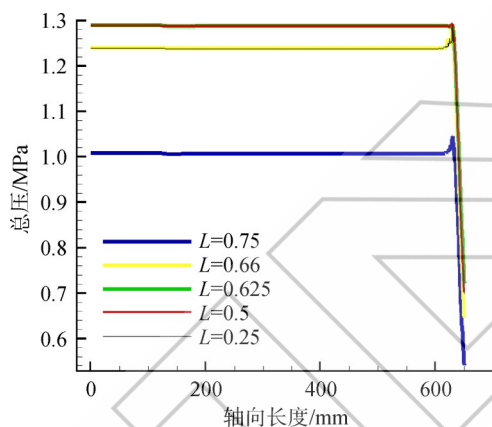


图 15 不同相对位置下燃烧室轴向总压曲线

Fig.15 Axial total pressure curves of combustion chamber at different relative positions

图 16 为当相对高度保持 $H=1$ 不变的情况下, 五种不同相对位置工况下火焰稳定器附近的总压变化曲线, 可以看到在火焰稳定器前后的总压损失较小, 且总压损失基本一致。因此可以得出, 在经过火焰稳定器后的总压损失主要与相对高度 H 有关, 而一次进水的相对位置 L 对发动机的总压损失影响较小。

图 17 为靠近喷管处的总压变化, 可以看到发动机稳定工作时的总压越大, 在靠近喷管处的压力振荡幅值越小。由于发动机喷管内部激波的存在, 各工况均出现不同程度的压力振荡。从温度

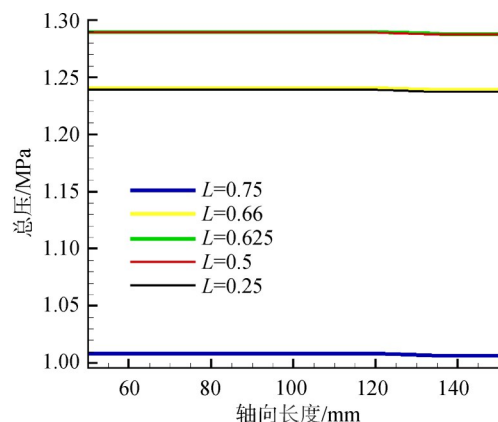


图 16 不同相对位置下火焰稳定器处总压曲线

Fig.16 Total pressure curves near the flame stabilizer at different relative positions

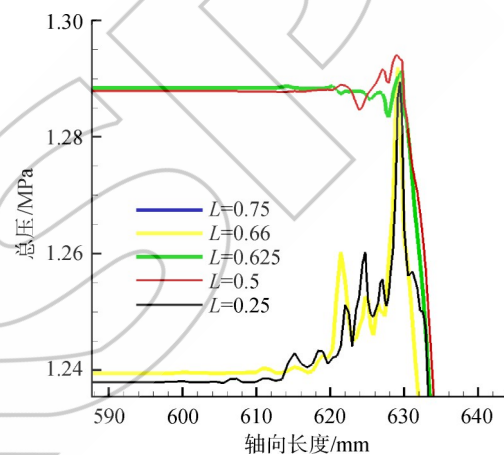


图 17 不同相对位置下喷管处总压曲线

Fig.17 Total pressure curves near the nozzle at different relative positions

分布图 12 可看出, $L=0.66$ 和 $L=0.25$ 两工况的火焰稳定效果较差, 从在靠近喷管处仍然存在较剧烈的燃烧反应, 且稳定工作时总压较小, 故在喷管内总压振荡幅度较大。 $L=0.5$ 工况的火焰稳定效果较好, 发动机稳定工作时总压较大, 故在喷管内总压振荡幅度较小, 发动机工作性能较好。

表 3 为不同相对位置下的发动机比冲。由于五种不同相对位置工况的相对高度一致, 因此燃烧室内主流的总压损失相同。从图 12 可以看到, 五种不同相对位置工况下, $L=0.66$ 和 $L=0.75$ 两工况的主燃烧反应区基本稳定在靠近喷管前端位置。其中 $L=0.75$ 工况的一次进水与气相铝在燃烧室头部提前进行燃烧反应且未随主流向尾喷管流动, 因此其动能损耗较大, 比冲较小; $L=0.66$ 工况的一次燃烧发生在火焰稳定器上方, 且一次燃烧后主流向尾喷管流动并与二次进水继续进行

燃烧释能反应,因此其比冲最大。 $L=0.625,0.5,0.25$ 三个工况的主燃烧反应区稳定在火焰稳定器后部,但由于回流区的存在使主流发生不同程度的动能损耗,因此比冲相对较小。

表 3 不同相对位置下的发动机比冲

Table 3 Specific impulse of engine at different relative positions

相对位置 L	比冲 /((N·s)/kg)
0.75	5 270.16
0.66	6 126.02
0.625	5 329.49
0.5	5 416.31
0.25	5 439.12

综上所述,当火焰稳定器相对高度保持 $H=1$ 不变的情况下,综合火焰稳定效果、铝/水掺混效率以及发动机工作性能分析, $L=0.5$ 是较为理想的火焰稳定器相对位置。

4 结 论

- 通过本文研究,得出如下结论:
- 1) 当火焰稳定器相对高度 H 大于1时,火焰稳定器后部的回流区涡旋强度不足以将火焰稳定在回流区。
 - 2) 在保证铝粉能够正常输送至燃烧室的入口尺寸范围内,火焰稳定器相对高度 H 越小,入口来流速度越大,在火焰稳定器后部形成的回流区涡旋强度越大,火焰稳定效果越好。
 - 3) 当火焰稳定器相对位置不变的情况下,综合火焰稳定效果、铝/水掺混效率以及发动机工作性能分析, $H=1$ 是较为理想的火焰稳定器相对高度。
 - 4) 在经过火焰稳定器后的总压损失主要与相对高度 H 有关,而一次进水的相对位置 L 对发动机的总压损失影响较小。
 - 5) 当火焰稳定器相对高度保持 $H=1$ 不变的情况下,综合火焰稳定效果、铝/水掺混效率以及发动机工作性能分析,相对位置 $L=0.5$ 是较为理想的火焰稳定器相对位置。

参考文献:

[1] 高明. 镁/铝基水反应金属燃料推进剂燃烧性能研究[D]. 北京:北京理工大学,2015.
GAO Ming.Study on combustion of magnesium-aluminum alloy hydro-reactive fuel propellant used for water ramjet[D].

Beijing:Beijing Institute of Technology,2015.(in Chinese)

[2] VASILEV A V, GORBUNOV V V, SHIDLOVSKII A A, et al. The effect of certain additives on critical diameter and combustion rates of mixtures of aluminum with gelled water [R]. Charlottesville, Virginia, US: Army Foreign Science and Technology Center, AD/A-000 210, 1974.

[3] 郑邯勇,王永昌. 铝水反应机理的试验研究与分析[J]. 舰船科学技术,2005,27(3):81-83.
ZHENG Hanyong, WANG Yongchang. Experimental study of aluminum-water reaction mechanism[J]. Ship Science and Technology, 2005, 27(3):81-83. (in Chinese)

[4] MILLER T F, HERR G D. Green rocket propulsion by reaction of Al and Mg powders and water[R]. AIAA-2004-4037, 2004.

[5] 孙展鹏,乐发仁. 铝/水反应机理初探[J]. 化学推进剂与高分子材料,2006,4(2):37-39.
SUN Zhanpeng, YUE Faren. Reaction mechanism of aluminum-water[J]. Chemical Propellants and Polymeric Materials, 2006, 4(2):37-39. (in Chinese)

[6] GAUTHAM M G, RAMAKRISHNA P A. Propulsive performance of mechanically activated aluminum-water gelled composite propellant[J]. Journal of Propulsion and Power, 2020, 36(2):294-301.

[7] MILLER T F, WALTER J L, KIELY D H, et al. A next-generation AUV energy system based on aluminum-seawater combustion[EB/OL]. [2020-11-01]. <https://ieeexplore.ieee.org/document/1177213.20200808>.

[8] CHEN Xianhe, XIA Zhixun, HUANG Liya, et al. Numerical simulation of a vortex combustor based on aluminum and steam[J]. Energies, 2016, 9(12):1072-1088.

[9] CHEN X, XIA Z, HUANG L, et al. Experimental and numerical simulation of new aluminum and steam vortex combustor[EB/OL]. [2020-11-01]. <https://pubs.acs.org/doi/10.1021/acs.energyfuels.7b03412.20200821>.

[10] 陈显河. 铝/水燃烧水下动力系统及其燃烧组织技术研究[D]. 长沙:国防科技大学,2018.
CHEN Xianhe. Research on the underwater propulsion system and combustion technology based on aluminum and water combustion[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2018. (in Chinese)

[11] 常浩,许诺,郑磊,等. 铝基金属燃料水冲压发动机内流场数值模拟[J]. 武汉大学学报(工学版),2021,54(2):144-148.
CHANG Hao, XU Nuo, ZHENG Lei, et al. Numerical simulation of internal flow field in an aluminum-based metal-fuel water ramjet engine[J]. Engineering Journal of Wuhan University, 2021, 54(2):144-148. (in Chinese)

[12] 徐旭常,周力行. 燃烧技术手册[M]. 北京:化学工业出版社,2008.

[13] 缪万波,夏智勋,胡建新,等. 金属/水反应冲压发动机内流场数值模拟[J]. 推进技术,2007,28(2):186-190.
MIAO Wanbo, XIA Zhixun, HU Jianxin, et al. Numerical computation of two phase flow combustion in the water ramjet[J]. Journal of Propulsion Technology, 2007, 28(2):186-

- 190.(in Chinese)
- [14] MAGNUSSEN B F. On the structure of turbulence and a generalized eddy dissipation concept for chemical reactions in turbulent flow[R]. AIAA 81-37570, 1981.
- [15] PARENTE A, MALIK M R, CONTINO F, et al. Extension of the eddy dissipation concept for turbulence/chemistry interactions to MILD combustion[J]. Fuel, 2016, 163(1): 98-111.
- [16] KUEHL D K. Ignition and combustion of aluminum and beryllium[J]. AIAA Journal, 1965, 3(12): 2239-2247.
- [17] LEFEBVRE A H. Atomization and sprays[M]. Boca Raton, US: CRC Press of Taylor and Francis Group, 2017.
- [18] 韩超, 夏智勋, 胡建新, 等. 水燃比对水冲压发动机性能影响数值模拟与试验研究[J]. 国防科技大学学报, 2009, 31(4): 117-121.
- HAN Chao, XIA Zhixun, HU Jianxin, et al. Numerical and experiment studies on water ramjet with effect of water-fuel ratio[J]. Journal of National University of Defense Technology, 2009, 31(4): 117-121. (in Chinese)
- [19] 刘明远. 基于铝水反应的混合动力系统流场仿真与性能分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019.
- LIU Mingyuan. Numerical simulation of flow field and performance research of hybrid propulsion system based on aluminum - water combustion[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2019. (in Chinese)
- [20] 万俊. 铝/水反应特性及热动力学研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2012.
- WAN Jun. Study on reaction characteristics and thermokinetic analysis of aluminum and water[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2012. (in Chinese)

(编辑: 陈 越)