

# 三股互击式喷注器及燃烧室流场的数值模拟

靳冬欢<sup>†</sup> 刘文广 陈星 陆启生 赵伊君

(国防科学技术大学光电科学与工程学院, 长沙 410073)

(2011年5月14日收到; 2011年6月23日收到修改稿)

结合旋涡耗散模型及 Arrhenius 化学反应速率系数来描述燃烧室内的化学反应, 对三股互击式喷注器及燃烧室的冷流场及有反应流场进行了三维的数值模拟研究. 引入螺旋度及混合长度参量分析了三股互击式喷注器的混合机理和混合效果, 获取了燃烧室的关键特征参数, 如总温、总温的空间分布、气流在燃烧室内的驻留时间等. 对燃料组合分别采用 F-O-F, O-F-O 的喷注器及燃烧室的流场特性进行了比较分析. 对于一定的燃料配比和燃烧室特征长度, 燃料组合采用 O-F-O 时, 在燃烧室出口的  $F_2$  解离度比 F-O-F 要高出 13.5%. 实验证实激光器出光功率提升了 17%.

**关键词:** 化学激光器, 三股互击式喷注器, 数值模拟, 环柱型增益发生器

**PACS:** 42.55.Ks, 47.70.Fw, 47.27.wg

## 1 引言

F 原子发生器是增益发生器的关键部件, 主要作用是通过化学反应放出的热量从含 F 化合物中解离出 F 原子, 为光腔区的抽运反应提供氧化剂. 对于燃烧驱动 DF/HF 化学激光器而言, F 原子发生器由喷注器和燃烧室组成<sup>[1]</sup>. 喷注器是为燃烧室供气的气流注入装置, 它将燃料组分以适当的比例和状态喷入燃烧室, 以实现较高的燃烧效率. 而燃烧效率很大程度上取决于燃料组分的混合效果<sup>[2]</sup>, 因此, 增强混合效果是喷注器设计的主要目标之一. 喷注器一般有两种结构: 一种是平行式射流喷注器, 氧化剂喷注孔与燃料喷注孔交错排列, 主要利用扩散混合技术, 并通过减小喷注孔尺寸来加快混合速度; 另一种是互击式射流喷注器, 常见有两股互击式、三股互击式等形式. 两股互击式喷注器中, 氧化剂和燃料的射流尺寸、动量不匹配会迫使气流撞击后形成的喷雾远离预期的轴向方向并使喷雾扇变形, 导致混合效果欠佳<sup>[2]</sup>. 为避免上述问题的发生, 可采用对称的互击式喷注器, 如三股互击式喷注器. 其三个一组的喷注孔, 可以由一个氧化剂喷注孔和两个燃料喷注孔组成, 即“燃料氧化剂-燃料”组合 (F-O-F)<sup>[2]</sup>, 也可以由两个氧化剂喷注孔和一个燃料喷注孔组成, 即“氧化剂-燃料-氧

化剂”组合 (O-F-O)<sup>[3]</sup>. 三股互击式喷注器由于具有良好的混合质量和较高的燃烧效率, 是目前燃烧驱动 DF/HF 化学激光器燃烧室喷注器的首选方案. 燃烧室实际上是一个流动空腔, 里面所容纳的燃烧产物是高温、含 F 原子和 HF 或 DF 的强腐蚀性气流, 往往需要采取可靠的热防护措施. 实验室内的连续波化学激光器普遍采用水为介质, 在燃烧室外进行强制冷却. 显然, 这将会导致产生大量的热损耗, 并促使紧挨燃烧室低温壁面部分的 F 原子发生复合, 降低了 F 原子产率. 在实际制作燃烧室时, 要是使用适当的结构材料或利用这些结构材料的涂层, 就可以实现燃烧室壁面耐受温度的提高. 已开展的一系列材料试验表明: 在各种金属材料中, 最有发展前途的材料是镍<sup>[4]</sup>; 在各种非金属材料中, 最有发展前途的是刚玉——氧化铝 ( $Al_2O_3$ ) 陶瓷<sup>[1]</sup>. 采用这些材料时, 则不需要对燃烧室壁面进行冷却.

计算给定热力学状态下燃烧室的平衡态组分一般采用最小自由能法, 并假设燃烧过程是等压绝热的, 应用较为广泛的化学反应平衡计算软件是美国国家航空航天局的 CEA<sup>[5]</sup> 软件. TRW 公司很早就使用 KIVA 软件来计算 Alpha 激光器燃烧室的流动. KIVA 是目前常用的发动机模拟的计算流体力学代码. 通过持续多年的不断的改进, KIVA 在激光器燃烧室建模方面的实用性和精度大大提高<sup>[6]</sup>.

<sup>†</sup> E-mail: jinboyiyi@163.com

该计算模型中考虑了燃烧室壁面的传热损失, 并且为了减小计算量, 去掉了燃烧室的中心圆柱状部分. 美国宇航公司的 Kwok<sup>[7,8]</sup> 于 2001 年在用于预测 F 原子流量的 HF 激光器增益发生器模型的基础上提出了 HYFLAME 模型. 该模型是基于控制体的方法, 对增益发生器所涉及到的简化的燃烧热化学、喷管流场的一维稳态流体动力学、冻结流的化学动力学、简化的传热分析理论、简单的热结构模型等进行建模, 用来计算一些实验中难以测量的关键的激光器性能参数, 如随时间变化的 F 原子流量、 $F_2$  的解离度、热流损失等, 并利用 Alpha 激光器 HL910 及 HL911-3 的测试数据验证了模型的有效性. 关于喷注器及燃烧室的研究, 国内多采用一维理论模型或实验研究的方法<sup>[9,10]</sup>, 无法获得立体的流场细节信息. 本文基于纳维埃-斯托克斯 (Navier-Stokes) 控制方程组, 对环柱型增益发生器中的三股互击式喷注器及燃烧室的冷流场及有反应流场进行了三维的数值模拟研究, 并对燃料组合分别采用 F-O-F, O-F-O 的喷注器及燃烧室的流场特性进行了比较分析, 相关计算结果得到了实验结果的验证.

## 2 计算模型及分析方法

在环柱型增益发生器中, F 原子发生器所使用的燃烧室为环形燃烧室, 配套的喷注器也为环形喷注器阵列. 喷注器采用三股互击式结构, 环形喷注器阵列如图 1(a) 所示. 图中所示喷注器阵列数为 2, 共轴叠放. 根据环形喷注器阵列喷注孔排列的对称性, 确定拟提取的计算区域, 如图 1(a) 中的白色区域所示, 该区域由具有一定高度的平面沿喷

注器中心对称轴旋转切除喷注器而成, 这里平面高度定为 10 mm, 为喷注器阵列间距的一半. 提取出的计算区域如图 1(b) 所示, 其中气流通道部分主要由 1/4 中间直喷孔、1/2 单侧斜喷孔及相应的供气管道组成. 中间直喷孔为锥形孔, 两侧斜喷孔为圆形截面的直孔. 供气管道采用了异型孔设计, 截面曲线由圆弧与直线组合而成.

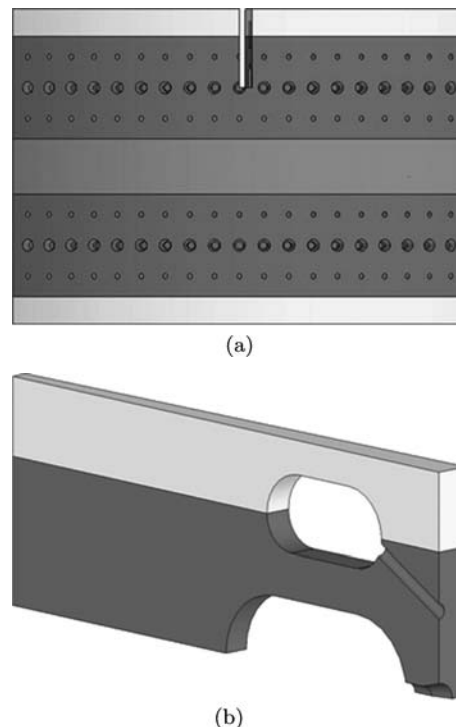


图 1 喷注器计算模型的生成过程 (a) 环形喷注器阵列; (b) 提取出的计算区域的放大图

对提取出的计算区域沿流向延伸, 将燃烧室及主喷管区域囊括进来, 就得到了喷注器及燃烧室的计算模型. 如图 2 所示, 其中直喷孔与斜喷孔轴线之间的夹角为  $30^\circ$ , 左右对称面的夹角为  $1.8^\circ$ .

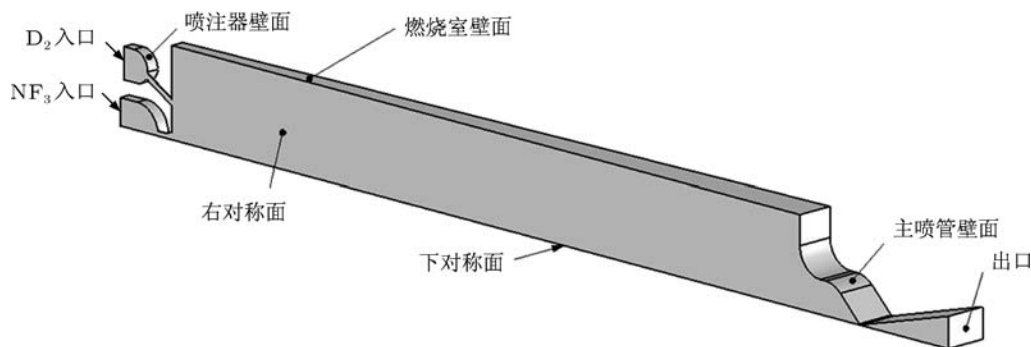


图 2 喷注器及燃烧室的计算模型

## 2.1 控制方程的建立

根据模型内流场的多组分、有化学反应、空间分布非均匀等特点,建立的三维守恒型 Navier-Stokes 控制方程组如下:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho\varphi)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u\varphi)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v\varphi)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w\varphi)}{\partial z} \\ &= \frac{\partial}{\partial x} \left( \Gamma \frac{\partial\varphi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \Gamma \frac{\partial\varphi}{\partial y} \right) \\ &+ \frac{\partial}{\partial z} \left( \Gamma \frac{\partial\varphi}{\partial z} \right) + S, \end{aligned} \quad (1)$$

式中,  $\rho, u, v, w, \Gamma, S$  分别为流场密度、 $X$  方向的速度分量、 $Y$  方向的速度分量、 $Z$  方向的速度分量、广义扩散系数和广义源项.  $\varphi$  为通用变量, 其具体含义如下:  $\varphi = 1, T$  (静温),  $c_i$  (组分  $i$  的质量分数) 时, (1) 式分别为连续性方程、能量方程、组分方程;  $\varphi = u, v, w$  时, (1) 式为动量方程;  $\varphi = k$  (湍动能),  $\varepsilon$  (湍流耗散率) 时, (1) 式为  $k-\varepsilon$  湍流模型的控制方程. 因为氧化剂、燃料气流都表现为圆形射流<sup>[11]</sup> 的形式, 且流场中还存在横向注入、交叉互击等复杂的流动现象, 流场呈湍流状态, 计算中使用“可实现”(Realizable)  $k-\varepsilon$  两方程湍流模型<sup>[12]</sup> 来考虑流场脉动的影响. 根据流体流动的物理量(密度、速度等)是否随时间变化, 可将流动分为定常流动与非定常两大类. 当流动的物理量不随时间变化时, 为定常流动, 否则为非定常流动, 或称为瞬态流动. 许多流体机械在起动或关机阶段的流体流动为非定常流动, 正常运转时可看作是定常流动. 文中考虑的主要是激光器稳定运行时的各特性参数的空间变化, 所以是按定常问题来处理的.

一般来说, 凡是氧化剂和燃料未预先混合的燃烧过程称为扩散燃烧, 该火焰称为扩散火焰. 它与预混火焰的不同之处在于燃烧是发生在氧化剂与燃料的交界面, 燃烧速度更多地取决于氧化剂与燃料的混合速度, 而不是取决于比此快得多的化学反应速度<sup>[13]</sup>. 针对 HF 化学激光器, 燃料体系选用  $\text{NF}_3\text{-D}_2\text{-He}$ . 计算模型中的氧化剂  $\text{NF}_3$  与燃料  $\text{D}_2$  事先未进行混合, 而是借助喷注器注入燃烧室再混合、燃烧, 这种燃烧就属于上面提到的扩散燃烧. 我们将燃烧室内发生的主要化学反应归纳为一个主反应和两个副反应, 如表 1 所示.

主反应是将  $\text{NF}_3$  与  $\text{D}_2$  的放热反应及  $\text{NF}_3$  的解离反应合二为一, 反应速度受控于  $\text{NF}_3$  与  $\text{D}_2$  的混合速度, 小尺度湍流成为影响混合效果的关键因素<sup>[14]</sup>, 采用旋涡耗散模型 (EDM)<sup>[15]</sup> 来描述. 此时,

化学反应速率取决于旋涡中包含燃料、氧化剂和燃烧产物中浓度最小的一个, 具体表达式如下:

$$R_{\text{EDM}} = A\rho\frac{\varepsilon}{k} \min \left[ c_{\text{D}_2}, \frac{c_{\text{NF}_3}}{S}, B\frac{c_{\text{pr}}}{1+S} \right], \quad (2)$$

式中,  $A, B$  为常数, 这里  $A = 4, B = 0.5$ ;  $S$  为主反应中氧化剂与燃料的质量之比, 本文中  $S = 18.9$ . 副反应则由 F 原子的复合和  $\text{F}_2$  的解离组成, 反应速度取决于化学反应速率, 采用 Arrhenius 化学反应速率系数来描述, 具体表达式如表 2 所示.

表 1 燃烧室内的化学反应

| 反应方程式 |  |
|-------|--|
| 主反应   | $3.2\text{NF}_3 + 3\text{D}_2 \rightarrow 3.6\text{F} + 6\text{DF} + 1.6\text{N}_2$            |
| 副反应   | $\text{F} + \text{F} \rightarrow \text{F}_2, \quad \text{F}_2 \rightarrow \text{F} + \text{F}$ |

表 2 副反应的化学反应速率系数

| 反应方程式  | 速率系数/ $\text{m}^3 \cdot \text{kmol}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$             |
|--|---|
| $\text{F} + \text{F} \rightarrow \text{F}_2$ | $1 \times 10^{10} \times T^{-1}$  |
| $\text{F}_2 \rightarrow \text{F} + \text{F}$ | $1.99 \times 10^{15} \times T^{-1.325} \times \exp(-1.907 \times 10^4/T)$ |

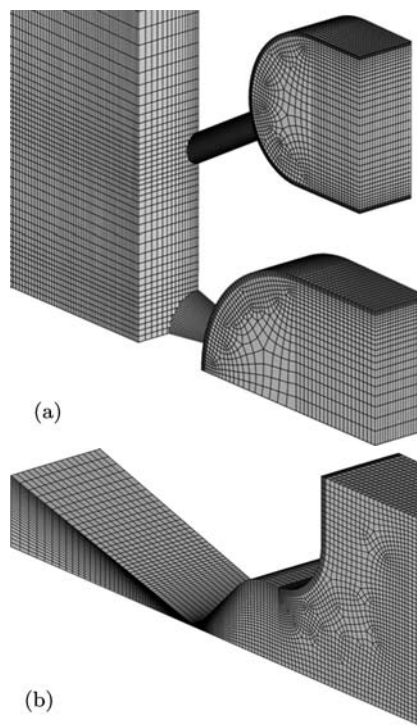


图 3 喷注器及燃烧室计算模型局部区域的网格划分 (a) 模型前端的网格划分; (b) 模型后端的网格划分

喷注器及燃烧室计算模型较为复杂, 直接对模型整体进行网格划分非常困难, 且得到的网格质量较差, 因此在网格划分过程中采用了体分解方法, 即将模型分割为多个几何体, 各个几何体的拓扑关系为两两共面. 对每个几何体分别采用“映射”(Map) 技术或“制桶”(Cooper) 技术生成体网格.

图 3 给出了模型前端、后端的网格划分图. 喷注器及燃烧室计算模型的网格单元全部为“六面体”型, 总数 46 万左右. 对上述控制方程组采用有限体积法进行离散, 将其转换为各个离散网格点上的代数方程组, 再利用耦合隐式算法迭代求解直至收敛, 最终可获取计算模型内的详细流场结构.

### 2.2 边界条件的设置

图 2 中对各个边界面进行了标注, 并在表 3 中做具体说明.

表 3 喷注器及燃烧室计算模型的边界条件说明

|                    |       |      |      |
|--------------------|-------|------|------|
|                    | 喷注器壁面 | 右对称面 | 出口   |
| NF <sub>3</sub> 入口 | 燃烧室壁面 | 下对称面 |      |
| D <sub>2</sub> 入口  | 主喷管壁面 |      |      |
| 质量流量入口             | 恒温壁面  | 平面对称 | 压力出口 |

数值计算时考虑了两种燃料组合: F-O-F 和 O-F-O. F-O-F 时 NF<sub>3</sub> 和 D<sub>2</sub> 入口具体参数设置见表 4. 一定比例的主稀释剂 He 与 D<sub>2</sub> 预混以后通过 D<sub>2</sub> 喷注孔注入. O-F-O 相对于 F-O-F 来讲, 只是氧化剂 NF<sub>3</sub> 喷注孔与燃料 D<sub>2</sub> 喷注孔互换了一下位置, 实际计算时只需互换二者的入口边界参数设置即可. 由表 4 中各组分的质量分数计算得到, 氧化剂过量系数  $\alpha = 1.6$ , 主稀释比  $\psi_p = 9.78$ , 此时绝热燃烧温度  $T_a = 1700$  K.

表 4 F-O-F 时的入口边界参数设置

| 入口名称               | 质量流量/g·s <sup>-1</sup> | 总温/K | 组分质量分数          |                |        |
|--------------------|------------------------|------|-----------------|----------------|--------|
|                    |                        |      | NF <sub>3</sub> | D <sub>2</sub> | He     |
| NF <sub>3</sub> 入口 | 0.12790                | 300  | 1               | 0              | 0      |
| D <sub>2</sub> 入口  | 0.04098                | 300  | 0               | 0.1648         | 0.8352 |

## 3 计算结果及讨论

### 3.1 F-O-F 流场特性分析

气流的互击膨胀, 在流向和横向都产生了明显的旋涡结构. 下面引入螺旋度来说明涡结构的发展. 螺旋度  $H$  定义为速度矢量的旋度与速度矢量的点积<sup>[16]</sup>, 其绝对值为

$$|H| = |(\nabla \times \mathbf{V}) \cdot \mathbf{V}|, \quad (3)$$

它是流体微团随流场运动旋转的度量, 通过比较气流运动类似螺旋的程度来表示涡结构的强弱. 图 4 给出了沿流场方向有反应流场的螺旋度绝对值的分布曲线, 各数据点取自平行于燃烧室入口平面的

一系列等距截面内的螺旋度绝对值的平均值, 间隔为 1 mm, 横坐标  $l$  表示各截面到燃烧室入口平面的距离. 从图中可以看出, 在燃烧室入口平面附近, 各喷注孔气流横向运动速度都较大, 旋涡最强, 螺旋度绝对值最大, 之后气流迅速膨胀, 旋涡强度急剧下降. 在理想互击点 (距离燃烧室入口平面 6.8 mm) 附近, 气流的撞击又使得旋涡得以增强, 然后旋涡结构沿流场方向逐渐被耗散, 螺旋度绝对值降低, 最后旋涡结构基本消失, 螺旋度绝对值趋近于零.

流场中存在的旋涡结构能够显著增强气流的混合效果和燃烧效率, 图 5 给出了沿流场方向有反应流场的 D<sub>2</sub> 质量分数的变化曲线. 由图可见, 沿流场方向 D<sub>2</sub> 质量分数急剧降低, D<sub>2</sub> 被迅速消耗殆尽. 由此可见, 燃料通过互击式喷注器注入燃烧室后混合速度非常快, 在越过互击点之后的一小段距离内已经反应完全. 如果将 D<sub>2</sub> 质量分数降至入口处数值的 1% 时所处的位置与入口的距离定义为混合长度, 那么 F-O-F 燃料组合对应的混合长度仅为 16 mm.

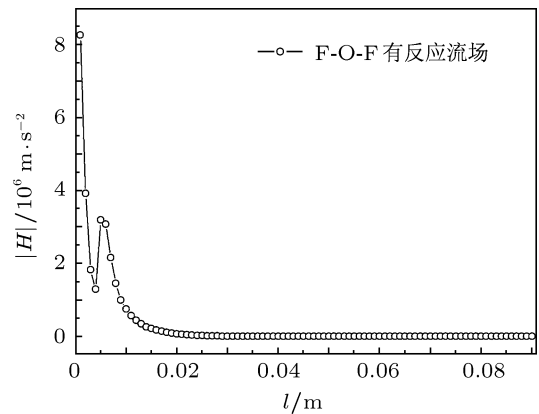


图 4 沿流场方向有反应流场的螺旋度绝对值的分布曲线

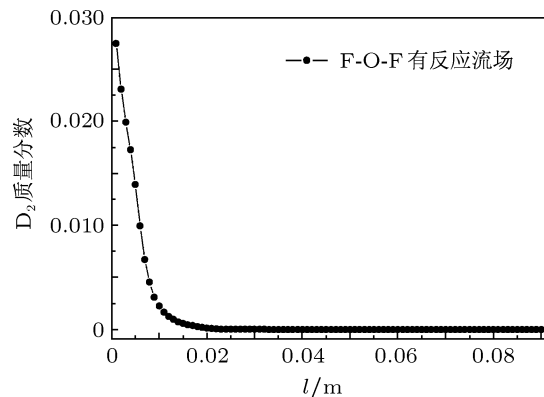


图 5 沿流场方向有反应流场的 D<sub>2</sub> 质量分数变化曲线

燃烧室内一直存在着物质的流进、流出, 而化

学反应要达到平衡 (一般是希望反应彻底) 需要一定的时间, 这就要求燃烧室的长度或者体积应该有足够的尺寸, 以便使反应物在燃烧室内的驻留时间大于化学反应平衡时间, 使得反应完全, 得到足够的 F 原子. 当然, 这个时间也不宜过长, 否则热损耗将大幅降低燃烧室内的平衡温度, 大量的 F 原子将复合为 F<sub>2</sub>. 也就是说, 驻留时间有一个最优取值范围, 一般是 1—10 ms. 图 6 给出了右对称面上沿流场方向的平均速度变化曲线. 燃烧室入口处气流速度最快, 达到 77 m/s, 发生化学反应过程中, 速度迅速下降, 之后的变化较为平稳, 到燃烧室出口处速度降到 8.2 m/s, 对应的马赫数仅为 0.0074. 从气流速度来看, 一般情况下所做的燃烧室出口、主喷管入口处气流为滞止状态的假设是合理的. 由图 6 中的气流速度分布, 再结合燃烧室的尺寸数据, 我们可以计算出气流在燃烧室内的驻留时间约为 6 ms. 驻留时间的计算公式如下:

$$t_r = \int_0^L \frac{dl}{\bar{v}(l)}, \quad (4)$$

式中,  $L$  为燃烧室长度,  $\bar{v}(l)$  为位置  $l$  处燃烧室气流的平均速度.

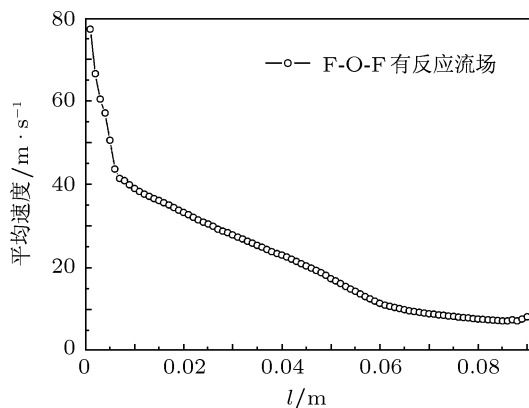


图 6 右对称面上沿流场方向的平均速度变化曲线

燃烧室的总温是反映燃烧室工作环境的一个重要参数, 它直接影响到 F<sub>2</sub> 的解离程度、相关器件的耐高温材料选取及冷却方法、激光器的工作时长等. 绝热条件下, 总温仅与输入气流的组分、配比有关, 此时的总温称为绝热燃烧温度; 有热损耗时, 总温还与燃烧室构型、材料及壁面温度等相关, 此时的总温称为平衡温度. 本文两个算例的燃烧室壁面温度都设置为 300 K, 燃烧室内将会产生热损耗, 因此文中给出的总温可以视为平衡温度. 冷流场时, 燃烧室气流总温与入口处气流总温及壁面温度相等, 都为 300 K. 开启反应后, 流场温度迅速升高. 图 7 和 8 分别给出了沿流场方向有反应流场的平均总温变化曲线及右对称面上有反应流场的总温分布云图. 从图 8 中可以看出, 燃烧室内发生了剧烈的燃烧反应, 核心流最高温度达到了 1562 K, 此处距离燃烧室入口平面约为 23 mm. 受热损耗的影响, 到主喷管的喉道附近时, 气流温度降到了 1300 K 左右. 另外由于燃烧室内气流速度较慢, 边界层很薄, 燃烧室壁面附近的气流总温已超过了 1000 K, 此处存在着很大的温度梯度, 将造成大量的热损耗.

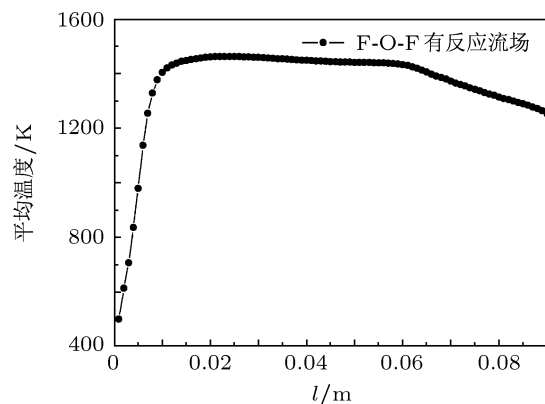


图 7 沿流场方向有反应流场的平均总温变化曲线

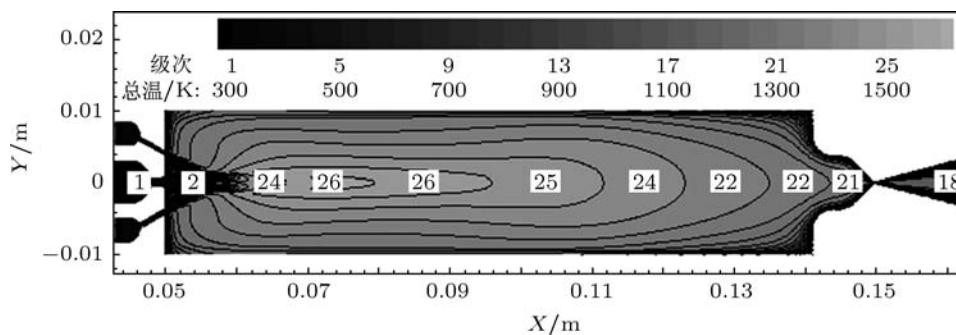


图 8 右对称面上有反应流场的总温分布云图

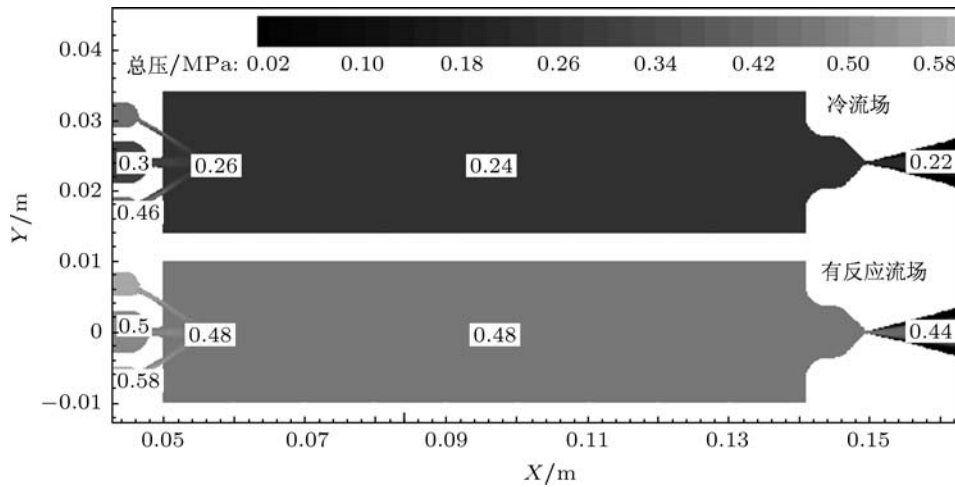


图9 右对称面上的总压分布云图

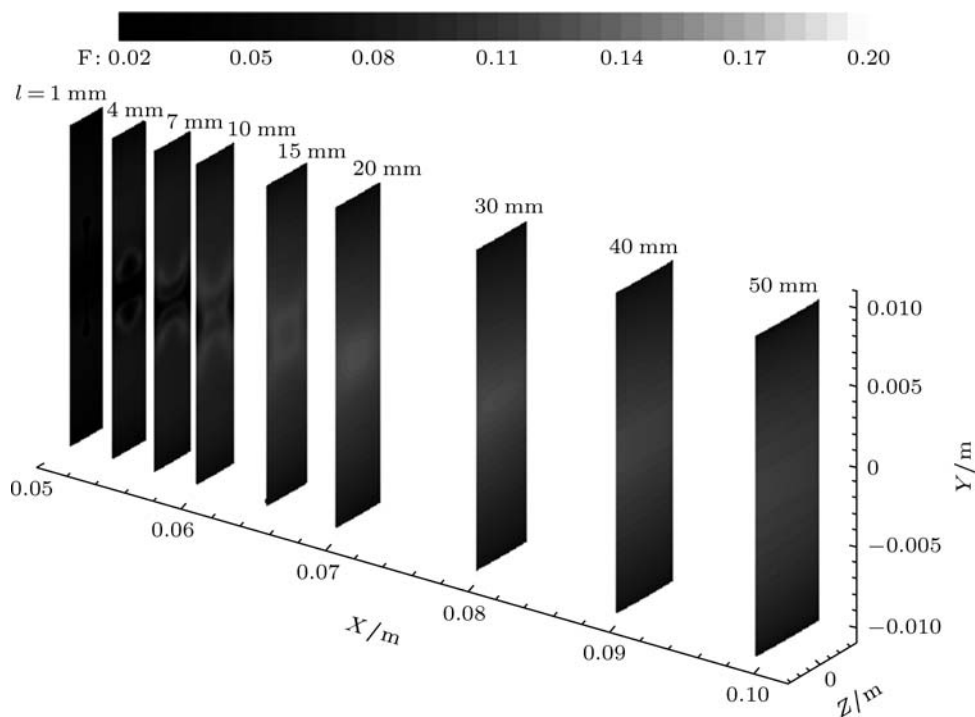


图10 沿流场方向不同截面上有反应流场的F原子质量分数云图

图9给出了右对称面上冷流场及有反应流场的总压分布云图. 冷流场时,  $D_2$ -He 供气管道总压为 0.46 MPa,  $NF_3$  供气管道总压为 0.3 MPa, 燃烧室内总压为 0.24 MPa; 开启反应后, 化学反应放热导致燃烧室内总温提高, 总压也必须随之提高才能维持原有的质量运输能力, 此时燃烧室总压为 0.48 MPa. 燃烧室总压相当于喷注器的背压, 喷注器的背压提高了, 供气管道的压力也必然随之提高, 以便二者保持一定的压差来保证喷注器向燃烧室的供气能力, 这时  $D_2$ -He 供气管道总压为 0.58 MPa,

$NF_3$  供气管道总压为 0.5 MPa.

图10给出了距离燃烧室入口平面 1, 4, 7, 10, 15, 20, 30, 40 和 50 mm 截面上有反应流场的 F 原子质量分数云图. 根据右对称面、下对称面的对称边界条件, 图中进行了两次镜像显示. 从图中可以看出 F 原子主要产生于氧化剂气流与燃料气流的交界面上. 随着气流向下游流动, 氧化剂气流与燃料气流混合越来越充分, 在中心区域出现的 F 原子越来越多. 在燃烧室的后半段, 随着燃烧室总温的降低, F 原子发生复合, 质量分数减少, 分布规律是

中心区域 F 原子质量分数高, 靠近壁面区域 F 原子质量分数低.

F 原子产率是关系激光器化学效率、出光功率等的关键指标. 这里选用 F 原子流量的理论最大值作为归一化因子, 对实际的燃烧室各横截面上的 F 原子流量进行归一化处理, 这就得到了各个流向位置的  $F_2$  解离度, 以此来反映 F 原子产率. 图 11 给出了沿流场方向的  $F_2$  解离度的变化曲线. 对比图 11 与 7, 我们可以看出二者变化趋势相仿. 这也说明了燃烧室总温的高低在很大程度上决定了  $F_2$  解离度的大小.  $F_2$  解离度的最大值为 0.94, 此处距离燃烧室入口 21 mm, 正处于燃烧室总温峰值所在截面附近. 到燃烧室出口处  $F_2$  解离度降为 0.44.

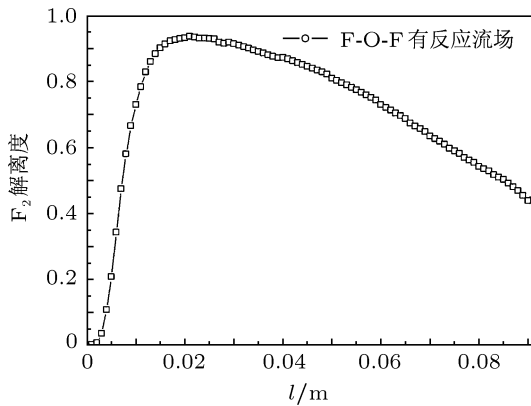


图 11 沿流场方向的  $F_2$  解离度变化曲线

由图 5, 7 及 11 能够看出三股互击式喷注器混合速度快、反应距离短, 混合长度、燃烧室平均总温及  $F_2$  解离度的最大值对应的位置距离燃烧室入口均小于 30 mm.

### 3.2 F-O-F 与 O-F-O 的比较

不同的燃料组合得到的喷注器及燃烧室的流场是不一样的. 下面对燃料组合为 F-O-F 时的喷注器及燃烧室的流场与 O-F-O 时的流场作比较分析.

当燃料的质量流量不变, 采用不同面积的喷注孔注入, 喷注孔出口的气流速度也会发生改变. 本计算模型中, 中间直喷孔与两侧斜喷孔的面积比为 1.4 : 1. 图 12 给出了燃料组合分别为 F-O-F 和 O-F-O 时右对称面上有反应流场的速度分布云图. F-O-F 时, 直喷孔、斜喷孔出口速度的峰值分别为 70 和 400 m/s; O-F-O 时, 直喷孔、斜喷孔出口速度的峰值分别为 350 和 80 m/s. O-F-O 时, 斜喷孔内的气流速度慢, 距离互击点远, 而直喷孔内的气流速度快, 距离互击点近, 这将导致斜喷孔内

的  $NF_3$  射流对直喷孔内的  $D_2$  射流的消耗作用减弱. 图 13 给出了燃料组合为 O-F-O 时沿流场方向有反应流场的  $D_2$  质量分数的变化曲线. 从图中可以看出, O-F-O 时,  $D_2$  质量分数的下降速度变慢, 在距离燃烧室入口 44 mm 处, 质量分数才降为初始值的 1% 以内. 这也从侧面反映了在现有流量和喷注孔尺寸条件下, F-O-F 的燃料组合在压力匹配方面表现得更好.

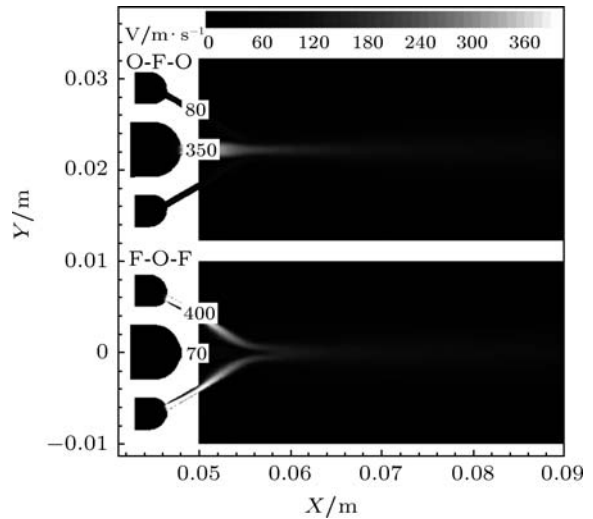


图 12 右对称面上有反应流场的速度分布云图

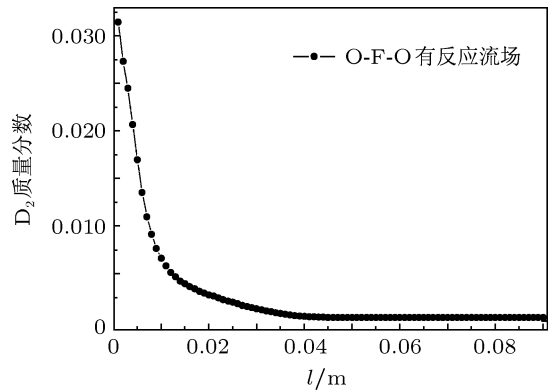


图 13 O-F-O 时沿流场方向的  $D_2$  质量分数变化曲线

图 14 和 15 分别给出了 O-F-O 时距离燃烧室入口平面为 1, 4, 7 和 10 mm 截面上有反应流场的  $D_2$  质量分数云图及 F-O-F 时的  $NF_3$  质量分数云图. O-F-O 时, 从直喷孔注入的  $D_2$  射流截面形状开始呈长圆形, 之后被上下两侧的  $NF_3$  射流压缩, 变为扁圆形, 后面随着  $D_2$  的消耗及扩散, 又变为沙漏形. F-O-F 时, 从直喷孔注入的  $NF_3$  射流截面形状变化类似于 O-F-O 时的  $D_2$  射流, 但  $NF_3$  射流在左右两侧的扩散能力明显强于 O-F-O 时的  $D_2$  射

流. 实际上, 由于  $\text{NF}_3$  的质量流量及摩尔流量都大于  $\text{D}_2$ , 且  $\text{NF}_3$  没有与其他气体预混而是直接注入燃烧室, 两种情况下  $\text{NF}_3$  射流都对  $\text{D}_2$  射流实现了环绕或者包围, 但从反应接触面上来讲, 二者产生的效果完全不同.

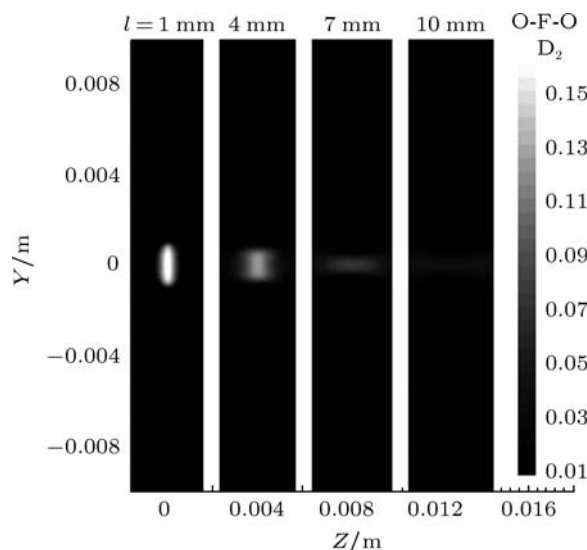


图 14 O-F-O 时沿流场方向不同截面上有反应流场的  $\text{D}_2$  质量分数云图

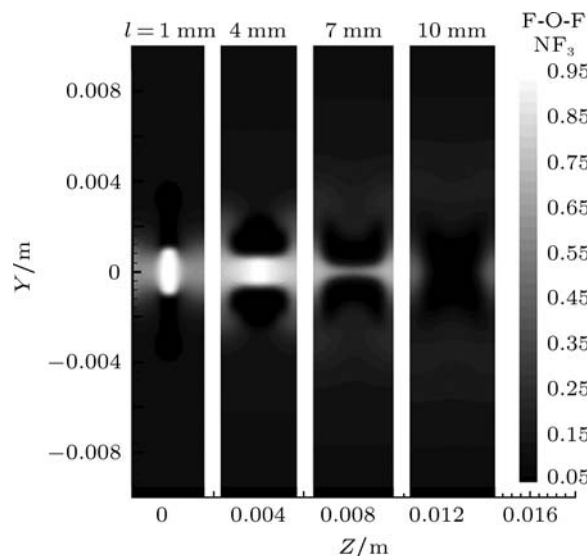


图 15 F-O-F 时沿流场方向不同截面上有反应流场的  $\text{NF}_3$  质量分数云图

图 16 和 17 分别给出了 O-F-O 及 F-O-F 时距离燃烧室入口平面为 1, 4, 7 和 10 mm 截面上的主反应速率云图. 从距离燃烧室入口平面为 1 mm 截面上的主反应速率云图中可以看出, O-F-O 时,  $\text{NF}_3$  与  $\text{D}_2$  的反应接触面主要是由两股  $\text{NF}_3$  射流环绕单股  $\text{D}_2$  射流产生, 为单环形状; F-O-F 时,  $\text{NF}_3$  与  $\text{D}_2$  的反应接触面主要是由单股  $\text{NF}_3$  射流环绕

两股  $\text{D}_2$  射流产生, 为双环形状. 随着气流向下游流动, F-O-F 对应的反应界面变为月牙形, O-F-O 对应的反应界面由长环形变为扁环形, 后又由双环形变为单环形. 从距离燃烧室入口平面为 4 和 7 mm 截面上的主反应速率云图来看, F-O-F 时  $\text{NF}_3$  气流与  $\text{D}_2$  气流的反应接触面的面积、反应速率明显大于 O-F-O. 到距离燃烧室入口平面为 10 mm 截面上, F-O-F 时的主反应速率已经开始弱于 O-F-O, 从这点上可以判断, F-O-F 时的主反应将会先于 O-F-O 完成. 对比图 5 与 13 也可以看出这一点.

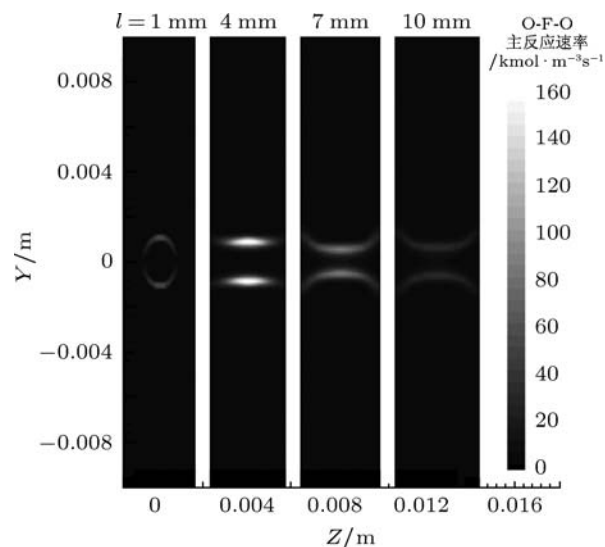


图 16 O-F-O 时沿流场方向不同截面上的主反应速率云图

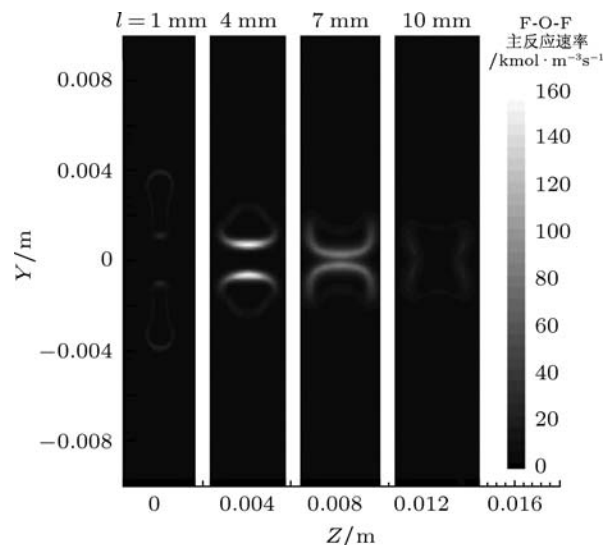


图 17 F-O-F 时沿流场方向不同截面上的主反应速率云图

图 18 和 19 分别给出了不同燃料组合对应的沿流场方向有反应流场的平均总温及  $\text{F}_2$  解离度的变化曲线. 两种情况下燃料配比相同, 得到的平均



总温峰值也基本相同, O-F-O 时为 1465 K, F-O-F 时为 1463 K. F-O-F 时,  $\text{NF}_3$  气流与  $\text{D}_2$  气流的反应接触面积大, 反应速率快, 流场总温上升得快一些, 但这也造成了 F-O-F 时流场总温将会先于 O-F-O 下降.  $\text{F}_2$  解离度也有类似的变化趋势. O-F-O 时, 总温下降得晚, 下降幅度小, 最后在燃烧室出口的总温要高于 F-O-F, 这时燃料组合采用 O-F-O 得到的  $\text{F}_2$  解离度比 F-O-F 要高出 13.5%.

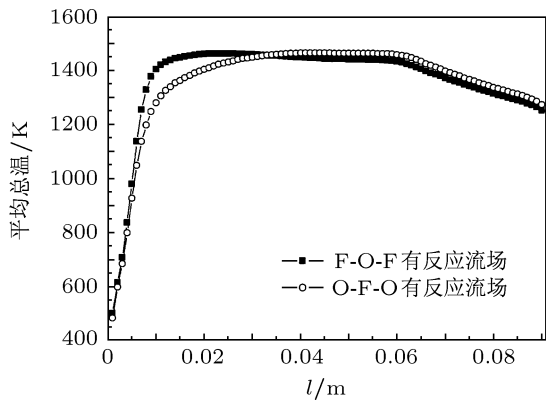


图 18 不同燃料组合对应的沿流场方向平均总温变化曲线

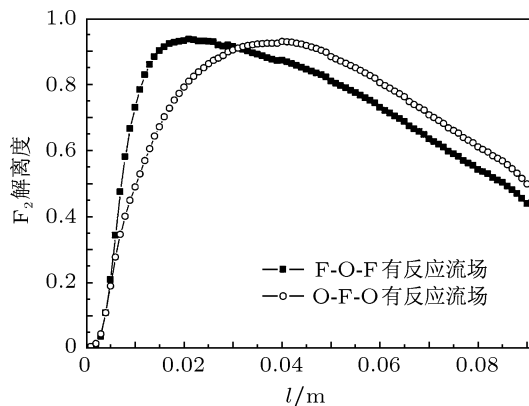


图 19 不同燃料组合对应的沿流场方向  $\text{F}_2$  解离度变化曲线

值得注意的是, 文中对两种燃料组合的比较是立足于同一燃料配比和燃烧室几何参数, 这样做的目的是为了更好地了解在同样条件下两种燃料组合对燃烧室诸多特性参数的影响. 有了这些信息, 才能更好地为以后的燃烧室设计阶段针对具体的燃料组合, 如何计算或优化燃烧室的某些特性参数提供参考. 例如, 从图 19 中可以看出, 两种组合可以通过选择不同的燃烧室特征长度, 以分别获得最高的  $\text{F}_2$  解离度. 如前所述, 对于 F-O-F 而言, 最高的  $\text{F}_2$  解离度为 0.94, 此时对应的燃烧室长度为 21 mm. 对于 O-F-O 而言, 最高的  $\text{F}_2$  解离度为 0.93, 此时对应的燃烧室长度为 40 mm. 当然考

虑到燃烧室内燃料燃烧的稳定性及气流的驻留时间, 燃烧室特征长度在此基础上应做适当延长.

#### 4 计算结果与实验结果的对比

立足于上述喷注器及燃烧室结构, 建立了基于 1/4 环柱型增益发生器的 HF 化学激光器实验装置<sup>[17]</sup>. 其中, 76 个斜喷孔和 38 个直喷孔分为 38 组, 沿角向均匀分布, 间隔张角为  $3.6^\circ$ . 喷注器出口平面, 即燃烧室入口平面所在圆弧半径为 50 mm, 主喷管喉道所在圆弧半径为 150 mm. 取光孔中心所在圆弧半径为 191 mm, 通光孔径为 30 mm, 沿光轴方向增益区长度为 40 mm, 使用平-凹稳定光学谐振腔进行能量提取. 稳定腔主要由平面输出镜、凹面全反镜及相应的腔镜调节架组成, 腔长为 922 mm. 平面输出镜基底为  $\text{CaF}_2$ , 镀制多层介质膜, 对 HF 波段透过率为 5%. 凹面全反镜的曲率半径为 2 m, 基底为 Si, 镀制加强金全反膜, 对 HF 波段反射率大于 99%. 为了监控燃烧室内气流的状态, 在燃烧室下游、主喷管入口前端附近设置了测压点, 传感器选用量程为 0—2 MPa 的压阻式、绝压型压力变送器, 引压管为  $\Phi 3 \times 0.6$  mm 铜管.

激光器出光时间为 1 s, 光轴定在取光孔中心位置, 即距离喷管出口为 16 mm, 按照设计值确定各输入气流的质量流量, 燃料组合为 F-O-F 时, 进行一次出光实验, 记为实验 1. 其他条件不变, 只将燃料组合由 F-O-F 改为 O-F-O, 即氧化剂  $\text{NF}_3$  通过斜喷孔注入燃烧室, 燃料  $\text{D}_2$ -He 通过直喷孔注入燃烧室, 又进行了一次出光实验, 记为实验 2. 两次实验的主要结果列于表 5. 表中,  $\max p_{\text{com}}$  代表燃烧室压力峰值,  $\text{mean } p_{\text{cav}}$  代表光腔区的平均压力,  $P$  是出光功率. 从表中可以看出, 燃料组合更改为 O-F-O 后, 燃烧室压力提高, 光腔区压力降低, 功率增加.

表 5 F-O-F 与 O-F-O 实验结果比较

| 编号   | 燃料组合  | $\max p_{\text{com}}/\text{MPa}$ | $\text{mean } p_{\text{cav}}/\text{kPa}$ | $P/\text{W}$ |
|------|-------|----------------------------------|--|--------------|
| 实验 1 | F-O-F | 0.472                            | 0.568                                    | 59.3         |
| 实验 2 | O-F-O | 0.482                            | 0.521                                    | 69.3         |

图 20 给出了数值计算的不同燃料组合对应的沿流场方向燃烧室平均静压变化曲线, 静压只在燃烧室入口附近的射流互击区域有个小幅起伏, 之后随着气流速度的下降, 静压慢慢升高. 在测压点附近, F-O-F 组合对应的静压值为 0.474 MPa, O-F-O 组合对应静压值为 0.486 MPa. O-F-O 组合对应的

静压值高于 F-O-F, 趋势与表 5 相同, 静压的测量值与计算值大小差别在 1% 以内.

由图 19 的分析结果可知, 燃料组合采用 O-F-O 得到的  $F_2$  解离度比 F-O-F 要高出 13.5%. 二者各输入气流的质量流量相同,  $F_2$  解离度高也就意味着 F 原子流量大, 热反应发生概率低, 而实验结果也印证了这一点, 燃料组合更改为 O-F-O 后, 功率提升了 17%, 光腔区压力降低了 8%.

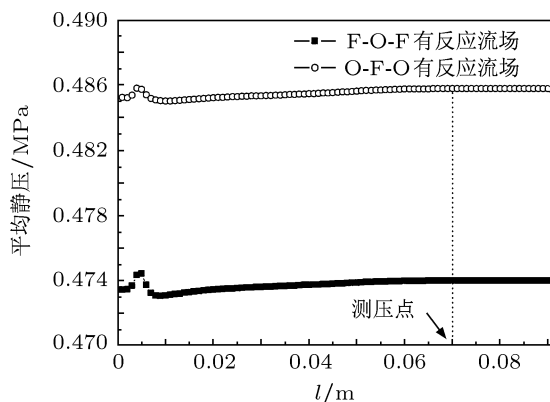


图 20 不同燃料组合对应的沿流场方向燃烧室平均静压变化曲线

综上所述, 数值计算结果与实验结果符合较好, 这也说明燃烧室三维数值计算模型的化学反应动力学参数设置合理、结果可信.

## 5 结论

由于燃烧室内的环境较为恶劣, 一般的测试、诊断手段难以实施. 相对来讲, 三维数值模拟具有参数设置可控性强、细节信息获取简便快捷、结果可信度高、无安全隐患等优点, 还可为设计及实验工作提供指导. 基于以上考虑, 本文结合旋涡耗散模型及 Arrhenius 化学反应速率系数来描述燃烧室内的化学反应, 对三股互击式喷注器及燃烧室的冷流场及有反应流场进行了三维的数值模拟研究. 引入螺旋度及混合长度参量分析了三股互击式喷注器的混合机理和混合效果, 获取了燃烧室的关键特征参数, 如总温、总压的空间分布、气流在燃烧室内的驻留时间等. 对燃料组合分别采用 F-O-F 和 O-F-O 的喷注器及燃烧室的流场特性进行了比较分析. 对于一定的燃料配比和燃烧室特征长度, 采用 O-F-O 的燃料组合比 F-O-F 能够获得更大的 F 原子流量, 这将有利于降低光腔区热反应发生的概率, 提高激光器的输出功率. 这一结论得到实验证实, 且计算得到的燃烧室压力与实验测量值的差别在 1% 以内, 说明模型参数设置合理、结果可信. 以上模拟结果对化学激光器喷注器及燃烧室的优化设计具有实际指导价值.

本文工作得到国防科学技术大学高性能计算应用研究中心的资助, 在此表示衷心的感谢.

- [1] Fedorov I A (Translated by Yuan S F, Ma J G, Hua W H, Chen Y X) 2010 *CW Chemical HF/DF Lasers* (Changsha: National University of Defense Technology Press) p37 (in Chinese) [费德洛夫 (袁圣付, 马建光, 华卫红, 陈元兴译) 2010 连续波氟化氢和氟化氙化学激光器 (长沙: 国防科技大学出版社) 第 37 页]
- [2] Huzel D K 2004 *Modern Engineering for Design of Liquid-Propellant Rocket Engines* (Beijing: China Astronautic Publishing House) p129–140 (in Chinese) [休泽尔 D K 2004 液体火箭发动机现代工程设计 (北京: 中国宇航出版社) 第 129–140 页]
- [3] Duncan W A, Patterson S P, Graves B R, Cordi A J, Yonehara G N, Sollee J L 1994 *Proc. SPIE* **2119** 47
- [4] Waldo R E, Betts J A, Graves B R, Patterson S P 1997 *28th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference* Atlanta, USA, June 23–25, 1997
- [5] Gordon S, McBride B J 1994 *NASA RP-1311*
- [6] Lohn P D, Haflinger D E, Fink S F, Wong E Y, McGregor R D, Chan W R, Waldo R E, Taylor M E, Sollee J L, Hook D L, Behrens H W 1999 *30th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference* Norfolk, England, June 28–July 1, 1999
- [7] Kwok M A 2001 *32nd AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference* Anaheim, USA, June 11–14, 2001
- [8] Kwok M A 2002 *33rd AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference* Maui, USA, May 20–23, 2002
- [9] Hua W H, Jiang Z F, Zhao Y J 1998 *J. Combust. Sci. Technol.* **4** 91 (in Chinese) [华卫红, 姜宗福, 赵伊君 1998 燃烧科学与技术 **4** 91]
- [10] Yan F X, Kang R D 2009 *Chemical Defence on Ships* **2** 24 (in Chinese) [颜飞雪, 康蓉娣 2009 舰船防化 **2** 24]
- [11] Du C, Xu M Y, Mi J C 2010 *Acta Phys. Sin.* **59** 6331 (in Chinese) [杜诚, 徐敏义, 米建春 2010 物理学报 **59** 6331]
- [12] Shih T H, Liou W W, Shabbir A, Yang Z, Zhu J 1995 *Comput. Fluids* **24** 227
- [13] Pritchard R, Guy J J, Connor N E 1993 *Industrial Gas Utilization: Engineering Principles and Practice* (Beijing: China Architecture & Building Press) p104 (in Chinese) [普利查德 R, 盖伊 J J, 康诺尔 N E 1983 燃气应用技术 (北京: 中国建筑工业出版社) 第 104 页]
- [14] Xu M Y, Du C, Mi J C 2011 *Acta Phys. Sin.* **60** 034701 (in Chinese) [徐敏义, 杜诚, 米建春 2011 物理学报 **60** 034701]
- [15] Zhao J X 2002 *Numerical Simulation of Combustion* (Beijing: Science Press) p113–118 (in Chinese) [赵坚行 2002 燃烧的数值模拟 (北京: 科学出版社) 第 113–118 页]
- [16] Tong B G, Yin X Y, Zhu K Q 2009 *Theory of Vortex Movement* (Hefei: University of Science and Technology of China Press)

p57–59 (in Chinese) [童秉纲, 尹协远, 朱克勤 2009 涡运动理论 (合肥: 中国科学技术大学出版社) 第 57–59 页]  
[17] Liu W G, Jin D H, Chen X, Hua W H, Yuan S F, Yan B Z, Lu Q

S, Zhao Y J 2011 *Chin. J. Lasers* **38** 0304002-6 (in Chinese) [刘文广, 靳冬欢, 陈星, 华卫红, 袁圣付, 闫宝珠, 陆启生, 赵伊君 2011 中国激光 **38** 0304002-6]

# Numerical study of flow field characteristics for triplet impingement injector and combustor

Jin Dong-Huan<sup>†</sup> Liu Wen-Guang Chen Xing Lu Qi-Sheng Zhao Yi-Jun

(College of Opto-Electronic Science and Engineering, National University of Defense Technology, Changsha 410073, China)

(Received 14 May 2011; revised manuscript received 23 June 2011)

## Abstract

The chemical reactions in combustor are described by integrating Eddy-Dissipation Model with Arrhenius rate coefficients. The cold and react flow fields of triplet impingement injector and combustor are simulated using the three-dimensional computational fluid dynamics method. Both helicity and mixing length are introduced to study the mixing mechanism and the effect of triplet impingement injector. The key characteristic parameters of combustor, e.g., spatial distributions of total temperature and pressure, residence time of gas flow in combustor, are obtained. The flow field characteristics of triplet impingement injector and combustor for Fuel-Oxidizer-Fuel (F-O-F) and Oxidizer-Fuel-Oxidizer (O-F-O) triplet arrangements are analyzed. The degree of  $F_2$  dissociation in combustor exit plane for O-F-O triplet arrangement is 13.5% higher than that for the F-O-F triplet arrangement under conditions of specified composition proportioning and combustor characteristic length. Experimental result demonstrates that the output power of laser is increased by 17%.

**Keywords:** chemical laser, triplet impingement injector, numerical simulation, cylindrical gain generator assembly

**PACS:** 42.55.Ks, 47.70.Fw, 47.27.wg

<sup>†</sup> E-mail: jinboyiyi@163.com