

## 2 实验

### 2.1 实验样品

实验测试采用三种点火药剂, 分别以 MT、 $\text{Ba}(\text{NO}_3)_2$  和  $\text{ZrH}_2/\text{PbO}_2$  为主要成分, 其中, MT 点火药剂配制了三种配方, MT 质量比(镁: 聚四氟乙烯)分别为 45:55、55:45、61:39。 $\text{ZrH}_2/\text{PbO}_2$  点火药中两种组分的质量比( $\text{ZrH}_2:\text{PbO}_2$ )为 40:60。将上述各试样称量并混合均匀后, 分别压制在内径 30 mm、外径 34 mm 和高 32 mm 的点火具内, 图 1 为点火具示意图, 其端面周向均布 6 个喷孔, 孔径  $d$  为 6.5 mm 或者 8 mm。据此设计的七种模拟点火具的主要性能参数如表 1 所示。

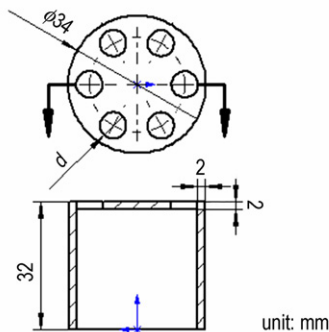


图 1 底排点火具示意图

Fig. 1 Schematic diagram of base-bleed igniter

表 1 七种点火具的设计参数

Table 1 Design parameters of 7 igniters

igniter	orifice diameter/mm	component	mass ratio	ignition agent mass/g
1 <sup>#</sup>	8	MT	45:55	20
2 <sup>#</sup>	8	MT	55:45	20
3 <sup>#</sup>	8	MT	61:39	20
4 <sup>#</sup>	6.5	MT	55:45	20
5 <sup>#</sup>	6.5	MT	61:39	20
6 <sup>#</sup>	8	$\text{Ba}(\text{NO}_3)_2$		20
7 <sup>#</sup>	6.5	$\text{ZrH}_2/\text{PbO}_2$	40:60	80

### 2.2 实验装置

点火具通过螺纹固定在铁质底盘上, 实验时, 在点火具端面上放置少量的硝化棉引火药, 然后通过丁烷喷枪点火器(2000 K)点燃。图 2 为实验观测系统示意图, 采用高速摄像系统(HSC)记录点火具喷射燃烧随时间的演变过程, 同时借助红外热像仪(ITI, SC7000, Flir Systems)监测燃烧时的火焰温度并获得火焰温度的空间分布。

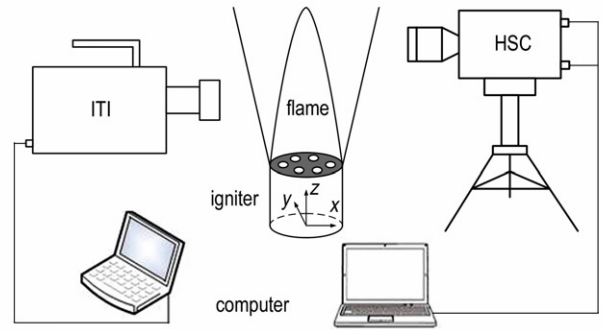


图 2 实验系统示意图

Fig. 2 Schematic diagram of experimental system

### 2.3 实验结果与讨论

#### 2.3.1 点火具燃烧射流在大气中扩展演变特性

观察 1<sup>#</sup>~7<sup>#</sup>点火具在大气中的点火和燃烧过程, 根据火焰特性, 将点火具燃烧分为两大类型。1<sup>#</sup>~6<sup>#</sup>点火具的燃烧射流主体为高温气体, 包含少量的凝聚相粒子, 并伴有强烈的白炽亮光, 具有明显的火焰区, 称为 I 类型点火具。由于各点火具的燃烧扩展过程类似, 这里仅以 5<sup>#</sup>点火具为例, 取点火具初次出现火焰的前一帧为零时刻, 即点火具开始着火的时刻, 其在大气中燃烧的演变过程如图 3a 所示。由图 3a 可见, 0.672 s 时, 点火射流呈现明显的多股射流掺混现象, 随着时间推移, 多股燃烧射流汇聚完成, 整体上表现出单股自由射流特征。这种点火具主要以热对流和热辐射的方式对底排推进剂进行热点火, 少量的凝聚相粒子使得侵蚀燃烧较微弱, 不会破坏推进剂的“平行层”燃烧规律, 有利于增加底排弹射程, 改善纵向密集度。图 3b 为 7<sup>#</sup>点火具在大气中燃烧的演变过程, 该点火具燃烧产物大部分为稠密凝聚相粒子, 无明显火焰区, 称为 II 类型点火具。该点火具燃烧产物的主要成分是高密度的  $\text{ZrO}_2$  和  $\text{PbO}$  粒子, 且空间分布远大于 I 类型点火具, 主要通过稠密热粒子粘附于推进剂表面, 以热传导实现点火。底排装置工作时, 在离心作用下, 较高的动能使得它们必然会对推进剂造成严重的蚀坑, 破坏推进剂的燃烧规律, 降低底排弹射程, 减小密集度。潘功配<sup>[7]</sup>对底排药柱点火进行的中止燃烧实验, 发现采用  $\text{ZrH}_2/\text{PbO}_2$  点火具点火的药柱燃面不单有坑, 而且中间形成了几乎使药柱断开的较大沟槽。本研究所得结论与该实验相吻合。

点火一致性是影响底排弹射程散布的主要因素之一, 而点火具的点燃时间对底排药剂点火延迟时间有重要影响。点火具的点燃时间定义为: 点火具从着火开始, 到火焰高度和射流扩展角基本不变, 点火具燃

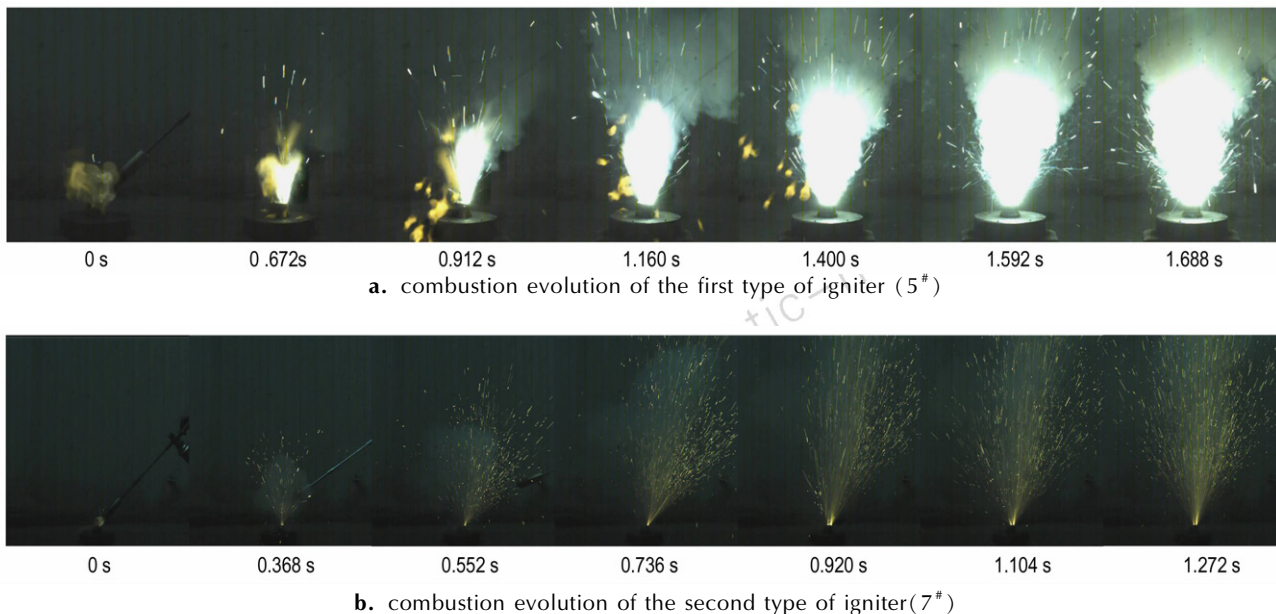


图3 5#和7#点火具在大气中燃烧的演变过程

Fig.3 Evolution process of combustion for igniters in the atmosphere

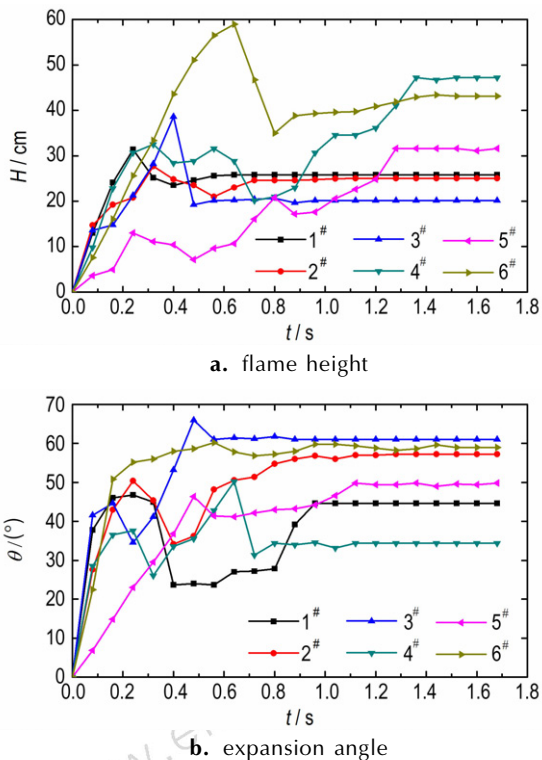


图4 I类型点火具燃烧火焰高度和射流扩张角随时间的变化曲线

Fig.4 Curves of change in combustion flame height and jet expansion angle with time for igniter I

烧达到稳定状态的时间。实验对1#~6#点火具燃烧过程高速录像照片进行测量,可得出火焰高度和燃烧

射流扩张角随时间的变化曲线,如图4所示。

由图4可知,点火具着火开始燃烧之后,火焰脉动较强烈,火焰高度和射流扩张角均有一个先增大再减小的过程,之后略有波动。各点火具的点燃时间、稳定燃烧时的火焰高度和射流扩张角如表2所示。由表2可知,对于1#~3#点火具,点火具孔径不变,为8mm,点燃时间随着镁含量增大而缩减,分别为0.96s、0.8s和0.56s,点火具稳定燃烧后,镁含量越大,燃烧射流扩张角越大,但火焰高度却会随之降低,对孔径为6.5mm的4#和5#点火具也能得出相同的结论,相应的点燃时间分别为1.36s和1.28s。对于2#,4#点火具或3#,5#点火具,点火药质量比一定,点火具孔径增大,则点燃时间缩短,燃烧射流扩张角增大,火焰高度变短。对于1#~3#、6#点火具,孔径一定, $Ba(NO_3)_2$ 点火具燃烧火焰比MT点火具更高,但点燃时间更长,而其燃烧射流扩张角介于2#和3#点火具之间。由此可得,对于MT点火具,增大镁含量或增大孔径有利于缩短点火具的点燃时间,提高底排弹的点火一致性。但是,相应地,燃烧火焰高度和射流扩张角也会改变。若火焰高度达不到推进剂高度,则会导致喷口处推进剂局部温度偏低;若射流扩张角过小,则由于点火“死角”的存在,近点火具处推进剂温度相对偏低,进而引起推进剂内表面燃速不一致,破坏其燃烧规律,不能有效增程。

大。高速摄影仪以 240 fps 的帧频记录实验过程。

### 2.3 实验过程

对表 1 中 7 种样品在 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 MPa 的环境中进行实验, 共 35 组实验工况, 每组实验工况进行 5 次实验, 并对实验结果求平均值。

在使用高速摄影仪拍摄录像时, 将发光二极管(LED)放入拍摄视窗内。当激光开始加载时, 光电二极管将采集到的光信号转化为电信号, 并经过放大电路输出给发光二极管, 发光二极管发光并被高速摄影仪捕捉, 将此时刻定义为实验过程的零时刻。

在测量点火延迟时间时, 将激光加载功率设定为  $260 \text{ W} \cdot \text{cm}^{-2}$ , 两个光电二极管分别对激光加载信号和固体燃料火焰信号进行采集, 并转化为电压信号显示在计算机上。定义固体燃料初始火焰信号与激光初始加载信号的时间差为固体燃料的点火延迟时间。图 3 为固体燃料点火过程电压信号曲线(实验样品为 S5, 环境压强为 0.3 MPa), 其中横轴表示时间  $t$ , 纵轴表示传感器测得电压  $U$ , 可准确读出固体燃料初始火焰时间与激光初始加载时间, 测得点火延迟时间为 173 ms。

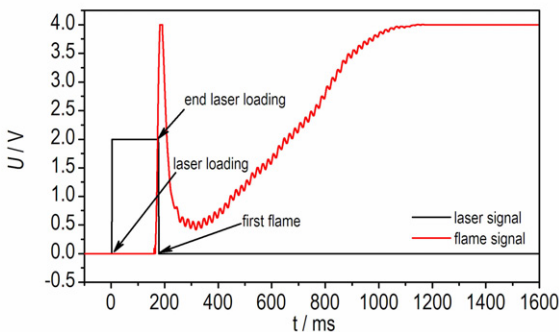


图 3 固体燃料点火过程的光电信号

Fig. 3 Photoelectric signal of solid fuel ignition process

在测量固体燃料的燃速时, 有部分炭黑积聚在固体燃料燃面形成炭黑层, 所以燃速计算采用质量燃速。在实验过程中, 控制系统接收到固体燃料火焰信号达到最大值(4 V)时, 停止激光加载; 当固体燃料火焰信号持续 8 s 时, 高压氮气阀和空气出口阀门同时打开, 高压低温氮气将火焰吹灭。由于激光加载时间相比总燃烧时间很短, 可将整个燃烧过程视为无外加热源情况下自持燃烧。实验前后的固体燃料的质量分别为  $m_0$  和  $m_1$ , 得到燃烧质量( $m_0 - m_1$ ); 通过读取高速摄影仪拍摄录像中初始火焰出现时间  $t_1$  和熄火时间  $t_2$ , 得到燃烧时间( $t_2 - t_1$ ), 定义固体燃料的燃速为:

$$\dot{r}_m = \frac{m_0 - m_1}{t_2 - t_1} \quad (1)$$

式中,  $\dot{r}_m$  为质量燃速,  $\text{mg} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $m$  为质量,  $\text{mg}$ ;  $t$  为时间,  $\text{s}$ 。

## 3 结果与讨论

### 3.1 点火与燃烧过程分析

根据文献[12]可知, 固体燃料 PE 高温分解时的产物取决于分解温度, 但主要分解产物是可燃性气体乙烯。图 4 所示是高速摄影仪记录样品点火和燃烧过程的几个关键时刻。从图 4 可以看出, 所有样品在不同环境压强下的点火过程相似。以图 4a 中炭黑质量分数为 5% 的样品 S2 为例分析点火和燃烧过程, 激光开始加载后(0 ms), 样品表面受热后快速融化为粘稠液体, 并逐渐有白烟状的大分子分解产物在空气中自然对流上升扩散(440 ms); 随着热量的积累, 固体表面上升到一定温度后, 分解气体主要为无色透明的小分子气体; 当分解气体温度达到其活化能并有充足的氧气, 初始火焰出现(536 ms)并快速向上传播(540 ms), 直到达到稳定燃烧(594 ms); 当撤去激光后燃烧火焰高度瞬间降低(598 ms), 然后在无外加热源条件下逐渐稳定燃烧(6000 ms)。通过上文分析可知, 各样品的点火过程均为典型的气相点火, 燃烧火焰属扩散火焰。

对比分析图 4a 中不同样品点火和燃烧过程, 当环境压强为 0.1 MPa 时, 随着炭黑质量分数的增加, 样品中 PE 的初始分解时间缩短, 分解气体中伴随着更多的炭黑, 初始火焰和稳定燃烧火焰都更加明亮, 但稳定燃烧火焰高度更低。当环境压强为 0.3 MPa(图 4b)和 0.5 MPa(图 4c)时, 炭黑质量分数对固体燃料的点火和燃烧的影响与环境压强为 0.1 MPa 时相同。上述现象的原因是, 随着炭黑的加入, 固体燃料吸收了更多的激光辐射能量, 加快了激光辐照对固体燃料的加热进程, 使固体燃料表面更快达到 HDPE 的初始分解温度, 缩短了固体燃料初始分解时间; 随着固体燃料热解的进行, 分解气体将部分小粒径的炭黑吹离固体燃料的表面, 并随分解气体上升, 点火完成后, 炭黑相对热解气体更加难以燃烧, 未燃尽的碳炭黑随火焰向上运动, 燃烧火焰呈黄色且更加明亮<sup>[13]</sup>。

环境压强为 0.1 MPa 时, S1 ~ S3 样品燃烧后的固体燃料表面形貌如图 5 所示。由图 5 可见, 样品 S1 燃烧后的燃面致密光滑(图 5a); 样品 S2 燃烧后的表面有少量的炭黑(图中绿色箭头所指位置)积聚(图 5b); 样品 S3 燃烧后的表面有大量的炭黑积聚(图 5c)。根据图 5 可知, 分解气体只能够将部分炭黑



表 2 1#~6#点火具燃烧性能参数

Table 2 Combustion performance parameters of igniter 1#-6#

No.	1#	2#	3#	4#	5#	6#
<i>t</i> /s	0.96	0.80	0.56	1.36	1.28	1.30
<i>H</i> /cm	25.856	25.056	20.096	47.200	31.616	43.136
$\theta$ / (°)	44.6	57.2	61.0	34.4	49.8	59.0

为综合分析火焰高度 *H* 和燃烧射流扩张角  $\theta$  对推进剂点火的影响, 提出以点火面积有效因子  $\xi$  来表示推进剂点火面积的有效程度, 推进剂点火示意图如图 5 所示。图 5 中, *r* 为点火具与推进剂燃面间距, *h*<sub>1</sub> 为点火具高度, *d*<sub>0</sub> 为底排药柱内径, *H*<sub>0</sub> 为底排药柱高度。点火面积有效因子  $\xi$  定义为: 火焰覆盖推进剂面积 *S*<sub>1</sub> 与推进剂面积 *S*<sub>0</sub> 之比。需注意的是, 若火焰比推进剂高, 那么 *H* = *H*<sub>0</sub> - *h*<sub>1</sub>, 则点火面积有效因子  $\xi$  的关系式如下所示:

$$\xi = \frac{S_1}{S_0} = \frac{\pi d_0 (H-h)}{\pi d_0 H_0} = \frac{H-h}{H_0} = \frac{H-r \tan\left(\frac{\pi-\theta}{2}\right)}{H_0} = \frac{H-r \cot \frac{\theta}{2}}{H_0} \quad (0 < \theta < \pi) \quad (1)$$

$\xi$  越接近 1, 则表明点火有效面积越大, 适当减小点火具高度和推进剂内径也可使得推进剂更加符合几何燃烧定律。为分析点火具的点火性能, 可用点燃时间与点火面积有效因子之比 *t*/ $\xi$  来表示, *t*/ $\xi$  越小, 点火具的点火性能越好。针对某火炮底排弹配套用制式药柱, 其内径为 *d*<sub>0</sub> = 41.5 mm, 高 *H*<sub>0</sub> = 100 mm, 则 1#~6#点火具的点火面积有效因子  $\xi$  如表 3 所示。对于 MT 点火具, 3#点火具性能最优, 且点燃时间最短。而以 Ba(NO<sub>3</sub>)<sub>2</sub> 为点火药的 6#点火具虽然点火有效面积较大, 但点燃时间也较长, 致使其整体点火性能较弱。

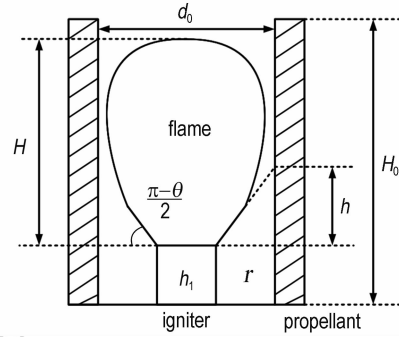


图 5 推进剂点火示意图

Fig. 5 Schematic diagram of ignition to propellant

表 3 1#~6#点火具点火性能评估

Table 3 Ignition performance evaluation of igniter 1#-6#

No.	1#	2#	3#	4#	5#	6#
$\xi$	0.588	0.611	0.616	0.559	0.599	0.614
<i>t</i> / $\xi$	1.63	1.31	0.91	2.43	2.14	2.12

2.3.2 温度分布特性

图 6 为 1#~6#点火具在大气中燃烧的火焰红外热像图。由于红外热像仪测温方式为非接触式, 燃烧流场外围的低温区未能捕捉, 所以取高于 500 °C 的温度区域。实验表明, 点火具燃烧流场的最高温度区都位于近喷孔区域, 镁含量越大, 火焰温度越低, 点火具喷孔直径并不会影响火焰温度大小, 但会影响火焰高度。6#点火具的火焰温度最高, 火焰高度最大。1#~6#点火具燃烧基本稳定时的火焰温度如表 4 所示。

表 4 1#~6#点火具燃烧火焰温度

Table 4 Combustion flame temperature of igniter 1#-6#

No.	1#	2#	3#	4#	5#	6#
<i>T</i> /°C	2132.6	1956.4	1812.8	1956.4	1812.8	3243.3

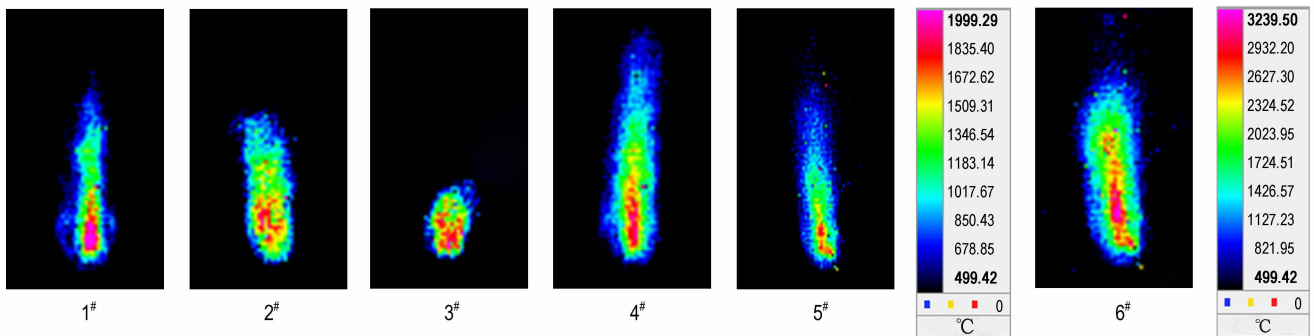


图 6 1#~6#点火具火焰红外热像图

Fig. 6 Flame infrared thermal images of igniter 1#-6#

### 3 数值模拟

#### 3.1 数理模型

以 MT 点火具为例,数值分析质量比和孔径对其稳定燃烧扩展性能的影响。针对 MT 点火具在大气中的燃烧射流特性,对其喷射燃烧过程作如下假设:不考虑凝聚相粒子影响,固相蒸发、分解仅产生 Mg 蒸气和  $C_2F_4$ ,作为气相初始反应物;多股燃气射流为不可压缩理想气体射流,作定常流动;只考虑射流混合气内部组分反应,忽略与大气反应;多组分气体化学反应速率遵循 Arrhenius 定律<sup>[13]</sup>。

根据上述物理模型,建立如下三维定常流动燃烧基本控制方程:

(1) 连续性方程

$$\nabla \cdot (\rho \mathbf{V}) = 0 \quad (2)$$

式中,  $\mathbf{V}$  是速度矢量,  $m \cdot s^{-1}$ ;  $\rho$  是混合气体密度,  $kg \cdot m^{-3}$ 。

$$\rho = \frac{p}{RT \sum_i \frac{Y_i}{M_i}} \quad (3)$$

式中,  $p$  是压力, Pa;  $R$  是通用气体常数,  $8.314 J \cdot mol^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $T$  是温度, K;  $Y_i$  为组分  $i$  的质量分数;  $M_i$  是组分  $i$  的摩尔质量。

(2) 动量方程

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( (\mu + \mu_t) \frac{\partial u_k}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial p}{\partial x_k} \quad (4)$$

式中, 下标  $j$  和  $k$  取值范围是 (1, 2, 3);  $\mu$  是分子动力粘度,  $N \cdot s \cdot m^{-2}$ ;  $\mu_t$  是湍动粘度,  $N \cdot s \cdot m^{-2}$ 。

(3) 能量方程

$$\nabla \cdot (\rho T \mathbf{V}) = \nabla \cdot \left( \left( \frac{\lambda}{c_p} + \frac{\mu_t}{\sigma_T} \right) \nabla T \right) + S_T \quad (4)$$

式中,  $\lambda$  是气相传热系数,  $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $c_p$  是气相混合物比热容,  $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$ ;  $\sigma_T$  为湍流 Prandtl 数;  $S_T$  为能量源项,  $W \cdot m^{-3}$ 。

$$c_p = \sum_i Y_i c_{p,i} \quad (6)$$

(4) 组分输运方程

$$\nabla \cdot (\rho Y_i \mathbf{V}) = -\nabla \cdot \mathbf{J}_i + R_i \quad (7)$$

式中, 由于  $\sum_i Y_i = 1$ , 所以只需求解  $n-1$  种成分;  $R_i$  为系统内部单位时间内单位体积通过化学反应产生的该组分的质量, 即净产生速率,  $kg \cdot m^{-3} \cdot s^{-1}$ ;  $\mathbf{J}_i$  为组分  $i$  的扩散通量,  $mol \cdot m^{-2} \cdot s^{-1}$ , 由浓度梯度产生。

$$\mathbf{J}_i = -\left( \rho D_{i,m} + \frac{\mu_t}{Sc_i} \right) \nabla Y_i \quad (8)$$

式中,  $D_{i,m}$  是组分  $i$  的质量扩散系数,  $m^2 \cdot s^{-1}$ ;  $Sc_i$  是湍流施密特数。

以雷诺平均两方程 Realizable  $k-\varepsilon$  模型来模拟流场中的湍流效应<sup>[14]</sup>, 方程如下:

湍流动能方程

$$\nabla \cdot (\rho k \mathbf{V}) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (9)$$

湍流耗散率方程

$$\nabla \cdot (\rho \varepsilon \mathbf{V}) = \nabla \cdot \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + \rho C_1 \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} \quad (10)$$

(8) 式 ~ (9) 式中,  $\sigma_k = 1.0$ ,  $\sigma_\varepsilon = 1.2$ ,  $C_2 = 1.9$

$$C_1 = \max \left( 0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right), \eta = (2E_{ij} \cdot E_{ij})^{1/2} \frac{k}{\varepsilon},$$

$$E_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$

式中,  $G_k$  是由于平均速度梯度引起的湍动能  $k$  的产生项;  $\sigma_k$  和  $\sigma_\varepsilon$  分别是与湍动能  $k$  和耗散率  $\varepsilon$  对应的 Prandtl 数。

#### 3.2 反应动力学机理

Deyong<sup>[15]</sup> 提出的反应动力学机理共有 18 步反应, 如果以这种复杂的反应机理耦合湍流模型来数值模拟, 计算的代价比较大, 所以有必要对其进行简化。根据 Christo<sup>[13]</sup> 对 MT 气相混合组分反应动力学敏感性分析可知: 镁 Mg 主要通过  $CF_2$  反应生成  $MgF_2$  而消耗, F 对 Mg 的氧化微乎其微, 可以忽略; 同时, 火焰温度不仅与四氟乙烯  $C_2F_4$  的分解有很大关系, 碳的结合反应  $2C=C_2$  对其也有很大影响, 其余高碳反应影响甚微, 可不作考虑, 故 MT 气相组分燃烧模型可简化成表 5 所示的三步主要反应。

表 5 MT 组分反应动力学机理

Table 5 The kinetic mechanism of reactions for MT composition

step	reactions	$K = AT^b \exp(-E/RT)$		
		$A/mol \cdot cm \cdot s \cdot K$	$b$	$E/J \cdot mol^{-1}$
1	$C_2F_4 + M = 2CF_2 + M$	$7.82 \times 10^{15}$	0.5	$2.33 \times 10^5$
2	$Mg + CF_2 = MgF_2 + C$	$4.00 \times 10^{14}$	0.5	$8.37 \times 10^4$
3	$2C = C_2$	$1.80 \times 10^{21}$	-1.6	0.0

为验证三步简化机理的合理性, 分别以 Deyong<sup>[15]</sup> 提出的机理和三步简化机理计算了 3# 点火具 0.1 MPa 下零维完全搅拌反应器 (PSR) 内主要组分的浓度变化, 如图 7 所示。由图 7 可知, 以三步简化机理预测主要成分的摩尔分数是可信的, 虽然简化机理

的反应时间延迟了  $7 \mu\text{s}$ , 但湍流特征时间尺度约为  $10^{-3} \text{ s}$ , 对于流动与化学反应耦合, Da 数约为  $10^3$ , 所以相对于湍流, 化学反应足够快, 故反应延迟时间影响可忽略。这里采用涡耗散概念(EDC)模型<sup>[16]</sup>, 在湍流流动中耦合反应动力学机理。

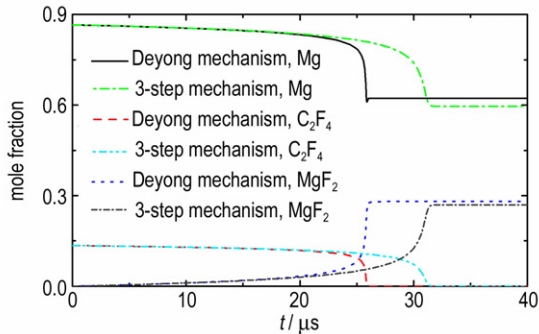


图7 Deyong 机理与三步机理主要组分摩尔分数比较  
Fig. 7 Comparison of mole fraction for major species between Deyong and 3-step mechanisms

### 3.3 计算域和边界条件

假定燃烧流场为三维对称结构, 为减小计算负担, 参照实验尺寸, 取六分之一流场为数值模拟的计算域, 如图8所示, 径向250 mm, 轴向1000 mm。点火具喷孔为速度入口边界, 其他三类边界分别是燃气的出口压力边界、无滑移绝热壁面边界以及对称边界。开始时计算域内燃烧射流未喷出, 因此初始化为大气环境参数:  $T = T_0 = 300 \text{ K}$ ,  $p = p_0 = 101325 \text{ Pa}$ 。入口边界速度值由实验确定, 即  $V = V_0 = 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ , 燃气入口温度为大气压下 Mg 的沸点<sup>[17]</sup>,  $T = T_1 = 1366 \text{ K}$ 。采用分块结构网格对计算域进行离散, 点火具上方计算区域作加密处理, 并通过了网格无关性验证, 网格数为41万。

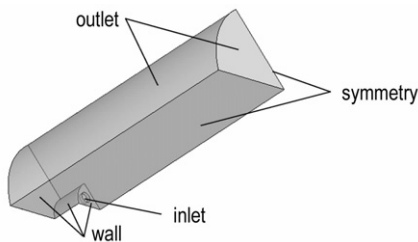


图8 计算域和边界条件  
Fig. 8 Computational domain and boundary conditions

### 3.4 模拟结果与分析

以孔径为6.5 mm的MT点火具4<sup>#</sup>和5<sup>#</sup>为模拟对象, 分析点火具的燃烧射流场结构, 以及点火剂质量比

对燃烧场特性参数分布的影响。以5<sup>#</sup>点火具为例, 图9为x-z和y-z截面上的温度分布云图, d为点火具喷孔直径。火焰最高温度区均位于喷孔近场, 等温线分布表现出多股射流会聚和联合的结构特征。随着往下游发展, 温度边界向两侧扩展, 火焰温度逐渐降低。对计算域进行复制旋转等后处理可得点火具燃烧全场参数分布, 燃烧流场中, 火焰温度为1000 K和2200 K时的三维温度等值面图, 如图10所示。由图10可知, 温度等值面呈圆锥形态, 最高温度区分布在每个喷孔的势流核上方。六股燃烧射流汇聚, 最后联合成一股, 从而表现出单股自由射流特征。

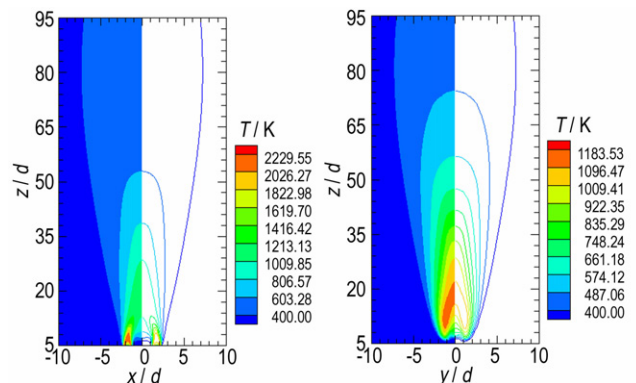


图9 5<sup>#</sup>点火具燃烧场x-z和y-z截面温度分布云图  
Fig. 9 Temperature distributions in x-z and y-z sections in combustion field for igniter 5<sup>#</sup>

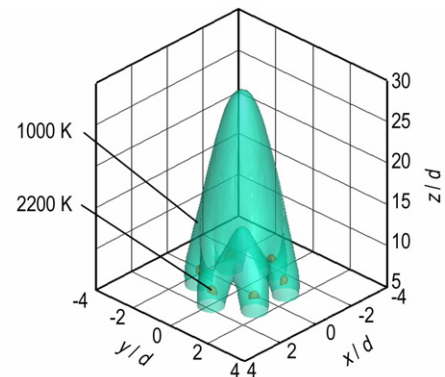


图10 5<sup>#</sup>点火具燃烧场三维温度等值面  
Fig. 10 Three-dimensional temperature iso-surfaces in combustion field for igniter 5<sup>#</sup>

孔径为6.5 mm, 不同质量比MT点火具燃烧射流场中, x-z剖面上纵向最高火焰温度分布曲线, 如图11所示。在 $z/d = 5 \sim 7$ 段, 火焰温度最大值急剧升高, 并于 $z/d = 7$ 处达到最高值, 可见六股射流会聚开始时就发生化学反应, 燃烧所产生的热量通过热对流向燃烧流场中心轴线方向传递, 中心轴向火焰温度迅速升高。

随着向下游发展,火焰最高温度先快速降低再缓慢衰减,表明燃烧主要发生在近喷孔区域。镁质量分数为 0.45~0.61 时,镁含量越小,燃烧流场火焰温度越高。所得结论与实验结果一致。

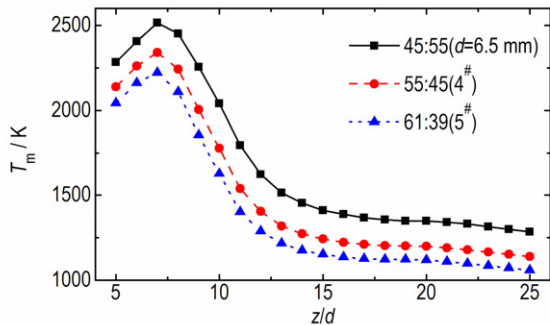


图 11 孔径为 6.5 mm 的燃烧场  $x-z$  截面纵向最高火焰温度分布

Fig. 11 Longitudinal maximum flame temperature distribution in  $x-z$  section in combustion field for orifice diameter as 6.5 mm

点火药剂质量比一定(61:39),MT 点火具不同孔径时,3<sup>#</sup>和 5<sup>#</sup>点火具燃烧场中心轴线上火焰温度分布如图 12 所示。由于六股燃烧射流汇聚,两者燃烧流场中心轴线上温度均是先升高再衰减,且都是在位移约 8 cm 处达到峰值。点火具孔径增大,燃烧流场中心轴线各处温度升高,温度梯度也增大,这是因为孔径越大,每个孔的射流流量就越大,从而加强了掺混汇聚强度,导致热对流越强烈。

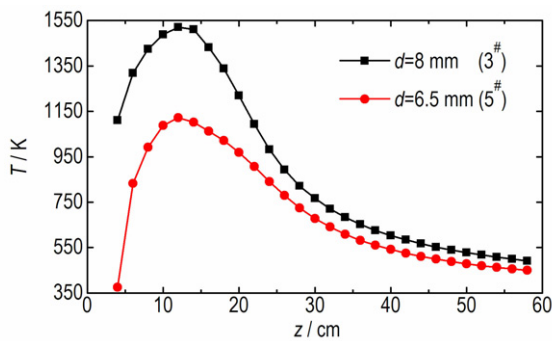


图 12 3<sup>#</sup>和 5<sup>#</sup>点火具燃烧场中心轴线温度分布

Fig. 12 Distribution of centerline temperature in combustion field for igniter 3<sup>#</sup> and 5<sup>#</sup>

## 4 结论

实验观测了不同点火药剂和孔径的点火具在大气中的喷射燃烧过程,并对 MT 点火具的燃烧场进行了

数值模拟,讨论了 MT 质量比和点火具孔径对其燃烧射流扩展特性的影响,计算结果与实验规律一致,可得以下结论:

(1) ZrH<sub>2</sub>/PbO<sub>2</sub> 点火具燃烧无明显火焰区,通过灼热粒子粘附于推进剂表面,以热传导方式实现点火,会严重破坏底排推进剂的“平行层”燃烧规律,而 MT 和 Ba(NO<sub>3</sub>)<sub>2</sub> 点火具燃烧有明显火焰区,以热对流和热辐射方式对推进剂点火,底排推进剂燃烧更符合几何燃烧规律。

(2) 提出以点火有效因子  $\xi$  来表示推进剂点火面积的有效程度, $\xi$  越大,则表明点火具对推进剂点火更可靠。结合点燃时间,综合评估点火具的点火性能,发现 MT 质量比为 61:39,孔径为 8 mm 的点火具工作性能最优。

(3) 点火具燃烧场最高温度区均位于喷孔近场,且是在每个喷孔的势流核上方。对于 MT 点火具,镁质量分数为 0.45~0.61 时,镁含量越小,燃烧场火焰温度越高;点火具孔径越大,多股燃烧射流汇聚时,热对流越强,燃烧场中心轴向温度越高,温度梯度越大。

## 参考文献:

- [1] 郭锡福. 底部排气弹射程与密集度统计分析[J]. 兵工学报, 1990, 11(3): 8-19.  
GUO Xi-fu. Statistical analysis of range and intensity of base bleed projectile[J]. *Acta Armamentarii*, 1990, 11(3): 8-19.
- [2] 郭锡福, 赵子华, 张峰. 底排装置点火性能对外弹道性能的影响[J]. 兵工学报, 1991, 12(1): 11-15.  
GUO Xi-fu, ZHAO Zi-hua, ZHANG Feng. The effect of ignition performance of base bleed device on outer ballistic performance[J]. *Acta Armamentarii*, 1991, 12(1): 11-15.
- [3] 张峰. 底部排气弹点火具特性对底排工作影响的分析[J]. 弹道学报, 1991, 3(4): 70-75.  
ZHANG Feng. An analysis of the influence of igniter on the properties of the base bleed projectile[J]. *Journal of Ballistics*, 1991, 3(4): 70-75.
- [4] 张炎清, 赵子华. 底部排气弹底排装置点火过程对距离散布的影响[J]. 弹道学报, 1994, 6(1): 53-56.  
ZHANG Yan-qing, ZHAO Zi-hua. Igniting process of base bleed unit influencing on range dispersion of bleed projectile[J]. *Journal of Ballistics*, 1994, 6(1): 53-56.
- [5] 吴学易. 底排点火具参数设计及其与底排药柱的匹配[J]. 火工品, 1995, 2(2): 8-13.  
WU Xue-yi. Parameter design of base bleed igniter and matching with pellet in base bleed projectile[J]. *Initiators & Pyrotechnics*, 1995, 2(2): 8-13.
- [6] 丁则胜, 罗荣, 陈少松, 等. 影响底排药柱二次点火的参数研究[J]. 弹道学报, 1996, 8(2): 17-22.  
DING Ze-sheng, LUO Rong, CHEN Shao-song, et al. A parameters investigation of the effect of the second ignition of base bleed propellant column[J]. *Journal of Ballistics*, 1996, 8(2): 17-22.
- [7] 潘功配, 李毅, 张炎清. AP/HTPB 底排药柱点火试验研究[J]. 含

- 能材料, 2001, 9(2): 77-79.
- PAN Gong-pei, LI Yi, ZHANG Yan-qing. Ignition test for base bleed grain consisting AP/HTPB[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2001, 9(2): 77-79.
- [8] 王健, 马宏伟, 张炎清. 底排药柱点火燃烧特性研究[J]. 火箭与制导学报, 2004, 24(2): 40-43.
- WANG Jian, MA Hong-wei, ZHANG Yan-qing. Ignition and combustion study for base bleed grain[J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2004, 24(2): 40-43.
- [9] 陆春义, 周彦煌, 余永刚. 底排点火具在高降压速率下瞬态燃烧特性的实验研究[J]. 含能材料, 2008, 16(5): 629-632.
- LU Chun-yi, ZHOU Yan-huang, YU Yong-gang. Transient combustion performance of igniter for base bleed unit under rapid depressurization[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2008, 16(5): 629-632.
- [10] 张领科, 周彦煌, 余永刚. 底排装置工作不一致性对射程散布影响的研究[J]. 兵工学报, 2010, 31(4): 442-446.
- ZHANG Ling-ke, ZHOU Yan-huang, YU Yong-gang. Research on range dispersion of base bleed projectile caused by inconsistent working characteristics of base bleed unit[J]. *Acta Armamentarii*, 2010, 31(4): 442-446.
- [11] 张领科, 周彦煌, 余永刚. 底排点火具射流特性对点火延迟时间的影响[J]. 弹道学报, 2010, 22(3): 8-11.
- ZHANG Ling-ke, ZHOU Yan-huang, YU Yong-gang. Effect of jet of base bleed igniter on ignition delay time[J]. *Journal of Ballistics*, 2010, 22(3): 8-11.
- [12] Pašagic S. Investigation of pyrotechnic charges for base bleed projectiles[J]. *Scientific Technical Review*, 2011, 61(3-4): 56-62.
- [13] Christo F C. Thermochemistry and kinetics models for Magnesium-Teflon-Viton pyrotechnic compositions, DSTO-TR-0938[R]. Australia: DSTO, 1999.
- [14] 林长津, 王浩, 朱晨光. 基于流动与化学反应耦合的镁/聚四氟乙烯烟火剂二维燃烧模型及数值计算[J]. 兵工学报, 2016, 37(2): 287-292.
- LIN Chang-jin, WANG Hao, ZHU Chen-guang. 2D combustion model and numerical simulation of Mg-Teflon pyrolant based on flow-chemistry coupling[J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(2): 287-292.
- [15] Deyong L V, Griffiths T T. The use of equilibrium and kinetic computer programs to study the combustion of MTV formulations [C]//Nineteenth International Pyrotechnics Seminar, Karlsruhe, Germany: IPS, 1994: 1-17.
- [16] Mardani Amir. Optimization of the eddy dissipation concept (EDC) model for turbulence-chemistry interactions under hot diluted combustion of  $\text{CH}_4/\text{H}_2$ [J]. *Fuel*, 2017, 191: 114-129.
- [17] Dreizin E L, Berman C H, Vicenzi E P. Condensed-phase modifications in magnesium particle combustion in air[J]. *Combustion and Flame*, 2000, 122(1): 30-42.

## Combustion Flame Expansion Characteristics of Base-bleed Igniter in the Atmosphere

MA Long-ze, YU Yong-gang

(School of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

**Abstract:** The range and longitudinal intensity of base-bleed projectile are closely related to the working performance of igniter. The combustion expansion characteristics of igniter with different orifice diameters (6.5, 8 mm) for five kinds of ignition agents, magnesium/polytetrafluoroethylene (MT) (Mg/PTFE 45/55, Mg/PTFE 55/45, Mg/PTFE 61/39), barium nitrate ( $\text{Ba}(\text{NO}_3)_2$ ) and zirconium hydride/lead oxide ( $\text{ZrH}_2/\text{PbO}_2$  40/60), were investigated in the atmospheric environment by using high-speed camera system and infrared thermal imager and then the flame temperature field distribution of seven kinds of igniters was measured. On the basis of experiment, the cell-centered finite volume method based on internal nodes was applied to three-dimensional numerical simulation of the combustion jet field of MT igniter. The distribution rule of combustion characteristic parameters of the igniter in the atmosphere under different mass ratios of MT and orifice diameters of the igniter was analyzed. The experimental and numerical results show that  $\text{ZrH}_2/\text{PbO}_2$  igniter will destroy the "parallel layer" combustion law of base bleed propellant. The ignition area effective factor is proposed to represent the significant degree of the propellant ignition area, and is combined with the ignition time to synthetically evaluate the ignition performance of the igniter. It is found that the MT igniter with mass ratio of 61:39 and orifice diameter of 8 mm is the best. The maximum flame temperature region of igniter is located above the potential core of the nozzle. The smaller the magnesium content in the range of 0.45-0.61 is, the higher the flame temperature in the combustion field of the MT igniter. When the magnesium content is constant and the orifice diameter of igniter is 6.5 mm and 8 mm, the larger orifice diameter has the stronger heat convection in the combustion field, the higher center axial temperature and the greater temperature gradient.

**Key words:** base-bleed igniter; combustion jet; expansion characteristics; ignition performance; finite volume method

**CLC number:** TJ55

**Document code:** A

**DOI:** 10.11943/j.issn.1006-9941.2017.12.003