

## 目 次

氢气比例和点火能量对 $\text{CH}_4\text{-H}_2$ 混合气体爆炸强度影响的实验研究 .....	马秋菊, 邵俊程, 王众山, 刘家平
强点火作用下 $\text{C}_3\text{HF}_7$ 对甲烷-空气爆炸的抑制 .....	蔡 阖, 陈先锋, 袁亚龙, 黄楚原, 袁必和, 代华明
$\text{C}_2\text{H}_4/\text{N}_2\text{O}$ 预混气体的爆轰性能与火焰淬熄特性 .....	李玉艳, 蒋榕培, 李智鹏, 徐 森, 潘 峰, 解立峰
金属丝网对甲烷/空气爆燃火焰传播特性的影响 .....	孙玮康, 陈先锋, 冯梦梦, 黄楚原, 刘 静, 赵 齐, 智雪珂
瞬时弹射式蒸汽爆破处理生物质的能量模型及能耗理论分析 .....	任天宝, 高卫锴, 苏同福, 于正道, 袁杭州, 徐桂转, 宋安东, 张百良
《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录 .....	《高压物理学报》编辑部



官方网站: [www.gywlxb.cn](http://www.gywlxb.cn)  
官方邮箱: [gaoya@caep.cn](mailto:gaoya@caep.cn)  
联系电话: 0816-2490042



## 《高压物理学报》2020年虚拟主题专刊名录

- ❖ 高压物性实验研究
- ❖ 高压物性的计算与模拟
- ❖ 高压地球科学
- ❖ 高压实验技术
- ❖ 高压下材料动态响应实验研究
- ❖ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ❖ 复合材料与结构的动态响应计算与模拟
- ❖ 高压科学应用——水下爆炸
- ❖ 高压科学应用——侵彻与防护
- ❖ 高压科学应用——气相爆炸

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

# 氢气比例和点火能量对 $\text{CH}_4\text{-H}_2$ 混合气体爆炸强度影响的实验研究

马秋菊<sup>1,2</sup>, 邵俊程<sup>1</sup>, 王众山<sup>1</sup>, 刘家平<sup>1</sup>

(1. 中国矿业大学(北京)煤炭资源与安全开采国家重点实验室, 北京 100083;  
2. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081)

**摘要:** 在 20 L 标准球形爆炸罐内开展了当量比为 1 的甲烷-氢气-空气混合气体爆炸实验, 通过改变点火能量和氢气体积分数, 探讨点火能量和气体比例对其爆炸压力和爆炸强度的影响。研究发现: 氢气比例越高, 爆炸冲击波传播速度越快, 点火能对冲击波传播速度的影响相对较小; 点火能量的提高对峰值超压有增强作用, 氢气比例低时, 此增强作用较显著, 氢气比例高时, 此增强作用较弱; 点火能量对爆炸强度指数  $K_G$  的影响较小, 而氢气比例对爆炸强度指数  $K_G$  的影响十分明显, 氢气比例低于 50% 时, 氢气比例的增加对爆炸强度的增强作用较弱, 氢气比例高于 50% 时, 氢气的增加对爆炸强度的激励作用急剧增强。另外发现, 相同当量比条件下, 氢气的爆炸强度指数近似为甲烷爆炸强度指数的 10 倍。

**关键词:**  $\text{CH}_4\text{-H}_2$  混合气体; 点火能量; 氢气比例; 爆炸超压; 爆炸强度指数

中图分类号: O381; TD712.7

文献标识码: A

气体爆炸是工业生产安全和人民生活安全的重大威胁之一。可燃气体的生产、经营、贮存、运输和使用等全过程均有可能引发爆炸事故, 造成严重的财产损失和人员伤亡。目前针对可燃气体爆炸的研究成果较多, 但是大多集中在对某种单一气体爆炸特性的研究, 极少关注多元混合可燃气体混合物的爆炸特性及灾害后果, 而多元可燃气体混合物在工业生产以及生活燃料中的使用非常普遍, 如天然气、液化气、石油提炼产物气体及新能源气体等。其中, 关于氢气-甲烷混合物的安全性研究, 对新的清洁能源的安全使用具有深远的意义。已有研究表明, 在目前使用的天然气中加入体积分数为 8%~30% 的氢气可以有效降低  $\text{NO}_x$  及  $\text{CO}_2$  等污染性气体的排放, 同时又不需要更改现有的使用设备<sup>[1]</sup>。但是目前关于  $\text{CH}_4\text{-H}_2$  混合燃料使用安全性的研究无论广度还是深度都远不能满足实际应用需要。氢气十分敏感, 燃烧速度快, 爆炸极限范围大, 最小点火能低, 导致其爆炸危险性非常高<sup>[2]</sup>, 因此, 即使有少量氢气加入甲烷气体中也会大大提高其爆炸敏感性, 增强爆炸强度, 提高爆炸危险<sup>[3]</sup>。Yu 等<sup>[4]</sup> 研究指出, 氢气的存在会显著增加  $\text{CH}_4$  的层流燃烧速度。Middha 等<sup>[5]</sup> 通过数值模拟研究发现, 混有氢气的天然气在隧道内泄漏爆炸产生的压力远低于纯氢气爆炸压力, 但是纯甲烷泄漏形成接近化学计量浓度的气云爆炸时会产生比  $\text{CH}_4\text{-H}_2$  气云爆炸更高的压力。另外, 实验研究和事故案例分析表明, 点火能量对气体爆炸极限范围有较大影响, 同时也会影响最终的气体爆炸压力、压力上升速率和火焰传播速度<sup>[6-9]</sup>。在有氢气存在的情况下, 点火能量如何影响甲烷气体的爆炸特性有待进一步研究。

本工作针对不同氢气含量的  $\text{CH}_4\text{-H}_2$  混合燃料, 研究其在不同点火能量作用下的爆炸特性, 主要探讨气体浓度、混合气体组分比例及点火能量等因素对  $\text{CH}_4\text{-H}_2$  混合气体爆炸特性的影响。

\* 收稿日期: 2019-07-03; 修回日期: 2019-07-23

基金项目: 国家重点研发计划(2017YFC08003300); 爆炸科学与技术国家重点实验室(北京理工大学)开放课题(KFJJ18-03M); “煤炭资源与安全开采”国家重点实验室开放基金(SKLCRSM19KFA11)

作者简介: 马秋菊(1987—), 女, 博士, 讲师, 主要从事燃爆动力学研究. E-mail: ma200609@126.com

## 1 实验装置

实验在20 L标准球形爆炸罐内完成,实验系统主体为20 L球形爆炸装置,并配有配气系统、点火系统、数据采集系统以及其他附属装置。20 L球形爆炸罐实物如图1(a)所示,各装置之间连接如图1(b)所示。本实验中将用到氢气,其密度较小,容易发生分层现象,为了使实验中配置的预混气体混合较为均匀,特别在爆炸罐体内部安装搅拌器,通过外部遥控装置进行开关控制,每次配气完成后开启搅拌器3 min,之后静置1 min,避免气体运动对爆炸结果产生影响。点火电极由爆炸罐上端伸入罐体内部,处于爆炸罐体近似几何中心位置,采用电火花放电方式进行点火。电火花持续放电时间和放电储能电容值均可以根据需要进行调节,点火能量测试系统可以通过对放电电压电流曲线进行积分获得点火能量。爆炸压力传感器安装在装置侧壁上。

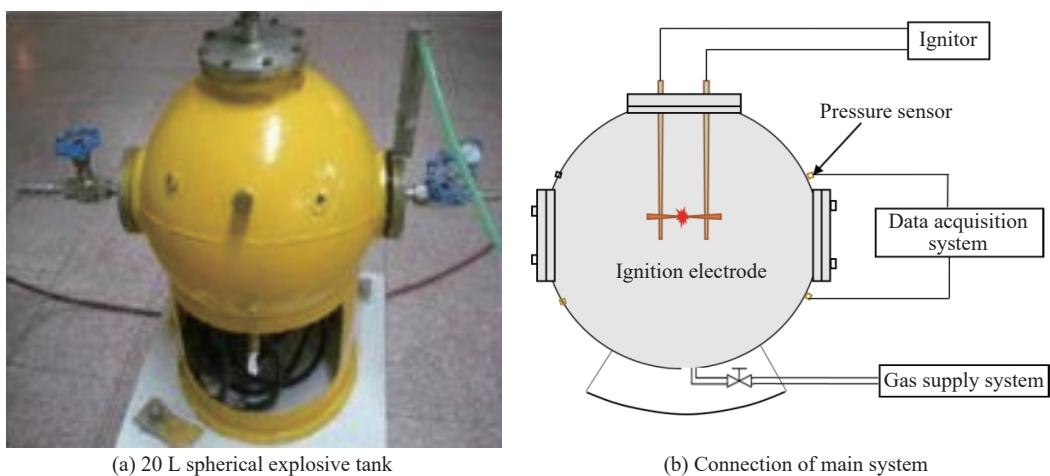


图1 20 L球形爆炸罐及实验装置

Fig. 1 20 L spherical explosion vessel and experimental devices

## 2 实验设置

对于多元可燃气体混合物,其浓度可以用燃料当量比来表示,燃料当量比( $\psi$ )用下式进行计算

$$\psi = \frac{F/A}{(F/A)_{\text{stoic}}} \quad (1)$$

式中: $F/A$ 为燃料-空气比, $(F/A)_{\text{stoic}}$ 为化学计量浓度下的燃料-空气比。 $\psi < 1$ 表示贫燃料混合物, $\psi = 1$ 表示化学计量浓度下的混合物, $\psi > 1$ 表示富燃料混合物。

针对化学剂量浓度,即 $\psi = 1$ 条件下的CH<sub>4</sub>-H<sub>2</sub>气体混合物进行爆炸实验。混合燃料中氢气的体积分数表示为

$$X = \frac{V_{\text{H}_2}}{V_{\text{H}_2} + V_{\text{CH}_4}} \quad (2)$$

式中: $V_{\text{H}_2}$ 和 $V_{\text{CH}_4}$ 分别为混合燃料中H<sub>2</sub>和CH<sub>4</sub>的体积。

本实验取氢气体积分数 $X$ 分别为0、0.1、0.3、0.5、0.7和1.0,混合燃料与空气预混成当量比 $\psi = 1$ 的可燃混合气体,各组分比例见表1,其中 $w$ 为质量分数。根据分压法原理,计算出不同组分比例条件下各组分的分压值,对20 L球形罐抽真空后,根据分压值依次充入CH<sub>4</sub>、H<sub>2</sub>、空气,配制出所需比例的混合气体。

表1 实验中CH<sub>4</sub>-H<sub>2</sub>-Air混合物的组分比例

Table 1 Mixture compositions in the explosion test

X/%	Equivalence ratio $\psi = 1$		
	w(H <sub>2</sub> )/%	w(CH <sub>4</sub> )/%	w(Air)/%
0	0	9.50	90.50
0.3	3.58	8.35	88.07
0.5	7.19	7.19	85.62
0.7	12.67	5.43	81.90
1.0	29.58	0	70.42

### 3 结果与分析

#### 3.1 爆炸压力

实验获得不同氢气比例的混合物在不同点火能量点火时的爆炸超压-时间历程曲线,如图2所示,各组曲线的变化趋势相似。点火电极在罐体中心点火后,爆炸冲击波以近似球形向四周传播,传播到罐体壁面处,压力逐渐上升,很快达到最大值。然后,由于燃料燃烧殆尽,罐体热量损失,爆炸罐内温度迅速降低,气体产物水发生液化,罐体内压力开始下降,最终罐体内压力为负压。从不同氢气比例的各组曲线可知,氢气比例越高,冲击波超压达到峰值所需的时间越短,即冲击波的传播速度越大。点火能量对峰值超压有一定影响,点火能量越高,峰值超压越高。而不同点火能量作用下,冲击波峰值超压到达的时间比较接近,说明点火能量对冲击波传播速度的影响较小。

实验所得不同氢气比例的混合物的峰值超压随点火能量的变化曲线如图3所示。由图3可知,随着点火能量的升高,峰值超压增大,但是氢气比例不同时,其峰值超压上升趋势有所不同:氢气比例较低( $X \leq 0.5$ )时,点火能量从0.2 J上升到0.8 J时峰值超压的增强较显著,而点火能量从0.8 J继续增大后,峰值超压的增长相对缓慢;氢气比例较高( $X > 0.5$ )时,点火能量的增大对峰值超压的增强作用较弱,并且随着点火能量的增大,峰值超压呈现近似线性增大。这主要是因为氢气的最小点火能较甲烷的最小点火能低,很低的能量就能达到较强的爆炸强度,本研究所取的点火能量相对最小点火能高,因此氢气比例高时,混合物在实验所取4个点火能量下都能达到较高的爆炸强度,不会因为点火能量的增大而显著提高爆炸强度。而氢气比例低时,燃料中主要成分为甲烷,而甲烷的爆炸强度对点火能量的变化比较敏感,因此,随着点火能量的增大,特别是点火能量较低时,峰值超压升高比较明显。

以氢气组分的体积分数为横坐标作图,得到图4。爆炸峰值超压随着氢气比例的增加而显著升高,主要因为氢气活性远高于甲烷,化学反应速度快,爆炸反应时间短,氢气比例的升高增强了能量释放的集中程度,同时又缩短了热量损失的时间,散热量减少,因此峰值超压会随着氢气比例的升高而上升。

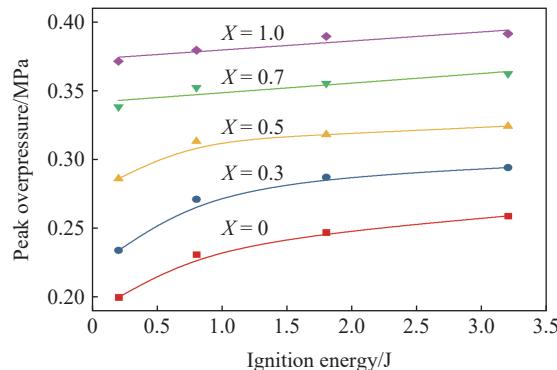


图3 不同氢气体积分数时峰值超压随点火能量的变化

Fig. 3 Peak overpressure varying with ignition energy under different volume fractions of hydrogen

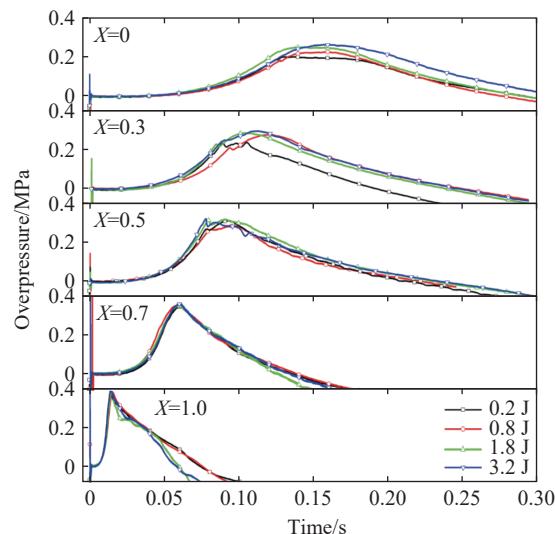


图2 爆炸超压-时间历程曲线

Fig. 2 Overpressure-time curves for each case

随着点火能量的升高,峰值超压增大,但是氢气比例不同时,其峰值超压上升趋势有所不同:氢气比例较低( $X \leq 0.5$ )时,点火能量从0.2 J上升到0.8 J时峰值超压的增强较显著,而点火能量从0.8 J继续增大后,峰值超压的增长相对缓慢;氢气比例较高( $X > 0.5$ )时,点火能量的增大对峰值超压的增强作用较弱,并且随着点火能量的增大,峰值超压呈现近似线性增大。这主要是因为氢气的最小点火能较甲烷的最小点火能低,很低的能量就能达到较强的爆炸强度,本研究所取的点火能量相对最小点火能高,因此氢气比例高时,混合物在实验所取4个点火能量下都能达到较高的爆炸强度,不会因为点火能量的增大而显著提高爆炸强度。而氢气比例低时,燃料中主要成分为甲烷,而甲烷的爆炸强度对点火能量的变化比较敏感,因此,随着点火能量的增大,特别是点火能量较低时,峰值超压升高比较明显。

以氢气组分的体积分数为横坐标作图,得到图4。爆炸峰值超压随着氢气比例的增加而显著升高,主要因为氢气活性远高于甲烷,化学反应速度快,爆炸反应时间短,氢气比例的升高增强了能量释放的集中程度,同时又缩短了热量损失的时间,散热量减少,因此峰值超压会随着氢气比例的升高而上升。

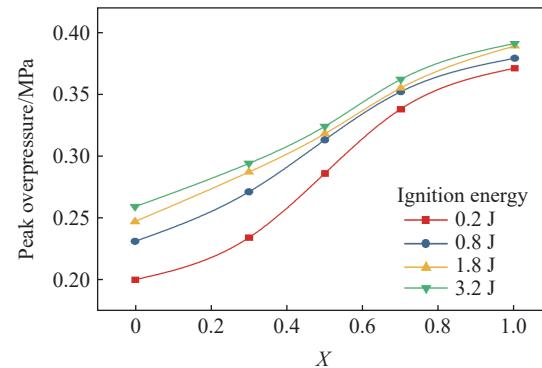
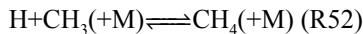


图4 不同点火能量下峰值超压随氢气体积分数的变化

Fig. 4 Peak overpressure varying with volume fraction of hydrogen under different ignition energies

从化学反应动力学角度分析可知,甲烷燃烧的详细基元反应模型 GRI3.0 机理(53个组分、325个基元反应)中关于 CH<sub>4</sub> 主要生成和消耗的基元反应为



而基元反应“ $\text{H} + \text{O}_2 \rightleftharpoons \text{O} + \text{OH}$  (R38)”在所有基元反应中敏感性最高<sup>[10]</sup>,增加氢气会显著提高基元反应 R38 的正向反应速率<sup>[11]</sup>,因此会明显促进 CH<sub>4</sub> 的消耗。

另外,点火能量越低,氢气对甲烷爆炸的增强作用越明显。点火能量为 0.2 J 时,氢气的加入对甲烷爆炸强度的增强作用最明显。

### 3.2 爆炸强度指数

气体爆炸过程中的“爆炸强度指数”(Gas explosion severity index)定义为爆炸过程中的最大压力上升速率和爆炸容器体积三次方根的乘积,可表示为

$$K_G = \left( \frac{dp}{dt} \right)_{\max}^{\frac{1}{3}} V^{\frac{1}{3}} \quad (3)$$

式中:  $K_G$  为爆炸强度指数,  $V$  为爆炸装置的体积,  $\left( \frac{dp}{dt} \right)_{\max}$  为最大爆炸压力上升速率。

$K_G$  是表征气体爆炸猛烈程度的重要参数,也是表征气体爆炸危险性的定量指标。对于某种特定的气体在密闭容器内爆炸,其  $K_G$  是一个常数,与爆炸容器的体积无关<sup>[12-13]</sup>,对于多元混合燃料气体爆炸,气体组分不同,则  $K_G$  值不同,因此,标准温度和压力下的  $K_G$  值大小可以表征气体爆炸猛烈强度的高低。

化学计量浓度  $\psi=1$  时,在不同点火能量下,实验所得到的各混合物的爆炸强度指数随氢气比例的变化曲线如图 5 所示。对比不同点火能量条件下的 4 组实验结果可知,点火能量对  $K_G$  的影响较小,主要是由于实验所设定的点火能量远高于最小点火能,并且混合物均为化学计量浓度,爆炸化学反应比较充分,爆炸强度高,点火能量的变化并不会对  $K_G$  产生明显的影响。

另外,从图 5 可知,氢气比例的不同对  $K_G$  的影响十分明显。对于不同燃料组分的混合物,当氢气比例  $X < 0.5$  时,混合气体中氢气比例的增加对爆炸强度的增强作用并不显著,此阶段的爆炸强度指数与氢气比例近似为线性增长关系,说明氢气的加入对爆炸强度的激励作用相对较弱。但是当氢气比例  $X > 0.5$  时,随着氢气比例的增加,爆炸强度指数曲线加速升高,说明氢气的加入对爆炸强度的激励作用急剧增强。对于纯 CH<sub>4</sub>-Air ( $X=0$ ) 混合物,0.2、0.8、1.8 和 3.2 J 点火能量条件下的爆炸强度指数  $K_G$  分别为 6.79、6.71、7.06、6.93 MPa·m·s<sup>-1</sup>,而对于纯 H<sub>2</sub>-Air ( $X=1.0$ ) 混合物,4 个点火能量下的  $K_G$  分别是 65.15、64.32、69.90、72.49 MPa·m·s<sup>-1</sup>,显然,氢气的爆炸强度指数近似为相应的甲烷爆炸强度指数的 10 倍。

## 4 结 论

以当量比  $\psi=1$  的不同比例 CH<sub>4</sub>-H<sub>2</sub> 混合气体为研究对象,对其在 20 L 球形爆炸装置内的爆炸参数进行了实验研究,探讨了点火能量和氢气比例对混合物爆炸压力及爆炸强度的影响。

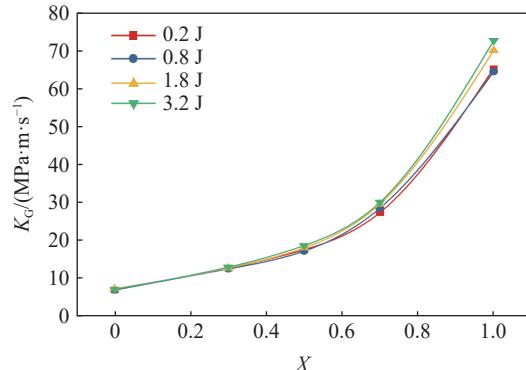


图 5 不同点火能时  $K_G$  随氢气体积分数的变化

Fig. 5  $K_G$  varying with the volume fraction of hydrogen under different ignition energies

(1) 氢气比例越高, 冲击波超压达到峰值所需的时间越短, 冲击波的传播速度越快。不同点火能量作用下, 冲击波峰值超压到达的时间比较接近, 点火能量对冲击波传播速度的影响较小。

(2) 点火能量的提高对峰值超压有增强作用。氢气比例较低( $X \leq 0.5$ )时, 点火能量对峰值超压的增强作用较显著; 氢气比例较高( $X > 0.5$ )时, 点火能量的增大对峰值超压的增强作用较弱, 此时, 随着点火能量的增大, 峰值超压呈近似线性增大。

(3) 点火能量对爆炸强度指数 $K_G$ 的影响较小, 而氢气比例的不同对 $K_G$ 的影响十分明显, 氢气比例低时, 氢气的增加对爆炸强度的增强作用相对较弱, 氢气比例较高时, 氢气的增加对爆炸强度的激励作用急剧增强。

(4) 相同当量比条件下, 氢气的爆炸强度指数近似为甲烷爆炸强度指数的10倍, 氢气的加入会大大增加甲烷气体爆炸的危险性。

## 参考文献:

- [1] SHRESTHA S O B, KARIM G A. Hydrogen as an additive to methane for spark ignition engine applications [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 1999, 24(6): 577–586.
- [2] WIERZBA I, KILCHYK V. Flammability limits of hydrogen-carbon monoxide mixtures at moderately elevated temperatures [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2001, 26(6): 639–43.
- [3] TROINAI G. Effect of velocity inflow conditions on the stability of a CH<sub>4</sub>/air jet-flame [J]. *Combustion and Flame*, 2009, 156(2): 539–42.
- [4] YU G, LAW C K, WU C K. Laminar flame speeds of hydrocarbon air mixtures with hydrogen addition [J]. *Combustion and Flame*, 1986, 63(3): 339–47.
- [5] MIDDHA P, ENGEL D, HANSEN O R. Can the addition of hydrogen to natural gas reduce the explosion risk? [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2011, 36(3): 2628–2636.
- [6] 仇锐来, 张延松, 张兰, 等. 点火能量对瓦斯爆炸传播压力的影响实验研究 [J]. 煤矿安全, 2011, 42(7): 8–11.  
QIU R L, ZHANG Y S, ZHANG L, et al. Experimental study on impact of ignition energy on gas explosion dissemination pressure [J]. Safety in Coal Mines, 2011, 42(7): 8–11.
- [7] 李润之, 司荣军. 点火能量对瓦斯爆炸压力影响的实验研究 [J]. 矿业安全与环保, 2010, 37(2): 14–16, 19.  
LI R Z, SI R J. Experiment study on the effects of ignition energy on the methane explosion overpressure [J]. *Mining Safety and Environmental Protection*, 2010, 37(2): 14–16, 19.
- [8] 康杨, 白桥栋, 翁春生. 不同点火因素对爆轰波传播影响的数值模拟 [J]. *南通大学学报(自然科学版)*, 2015, 14(1): 8–15.  
KANG Y, BAI Q D, WENG C S. Numerical simulation of the effect of different ignition factors on detonation wave propagation [J]. *Journal of Nantong University (Natural Science Edition)*, 2015, 14(1): 8–15.
- [9] 仇锐来. 点火能量对瓦斯爆炸传播的数值模拟研究 [J]. 煤矿安全, 2011, 42(1): 5–8.  
QIU R L. Numerical simulation of the effect of ignition energy on the gas explosion propagation [J]. Safety in Coal Mines, 2011, 42(1): 5–8.
- [10] LAW C K. Combustion physics [M]. New York: Cambridge University Press, 2006: 95.
- [11] SHER E, REFAEL S. A simplified reaction scheme for the combustion of hydrogen enriched methane/air flame [J]. *Combustion Science and Technology*, 1988, 59(4): 371–389.
- [12] RAZUS D, MOVILEANUA C, OANCEA D. The rate of pressure rise of gaseous propylene-air explosions in spherical and cylindrical enclosures [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2007, 139(1): 1–8.
- [13] National Fluid Power Association. Guide for venting of deflagrations: NFPA 68-1998 [S]. Quincy, MA: National Fire Protection Association, 1998: 92–95.

## Experimental Study of the Hydrogen Proportion and Ignition Energy Effects on the CH<sub>4</sub>-H<sub>2</sub> Mixture Explosion Intensity

MA Qiuju<sup>1,2</sup>, SHAO Juncheng<sup>1</sup>, WANG Zhongshan<sup>1</sup>, LIU Jiaping<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Coal Resources and Safe Mining, China University of Mining & Technology (Beijing), Beijing 100083, China;  
2. State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

**Abstract:** CH<sub>4</sub>-H<sub>2</sub> mixture explosion experiments were performed in a 20 L spherical explosion vessel with the equivalence ratio of 1. Gas proportion and ignition energy were varied to explore their effects on the explosion pressure and intensity. It is found that higher hydrogen proportion causes higher explosion shock wave propagation speed, while the ignition energy has little effects on the explosion shock wave propagation speed. Higher ignition energy can enhance the explosion overpressure, and this enhancement effect is remarkable when the hydrogen proportion is lower, and is not evident when the hydrogen proportion is higher. The effect of ignition energy on the explosion severity index  $K_G$  is not evident, but the effect of hydrogen proportion on  $K_G$  is remarkable. The positive effect of hydrogen addition on  $K_G$  is very slight at low hydrogen proportion while it becomes much more pronounced at higher hydrogen contents. Furthermore, the explosion intensity of hydrogen is approximately tenfold of that of methane explosion with corresponding same equivalent ratio, and therefore, the presence of hydrogen will greatly enhance the explosion hazard of methane.

**Keywords:** CH<sub>4</sub>-H<sub>2</sub> mixture; ignition energy; hydrogen proportion; explosion overpressure; gas explosion severity index

# 强点火作用下 $C_3HF_7$ 对甲烷-空气爆炸的抑制

蔡 阖<sup>1</sup>, 陈先锋<sup>1</sup>, 员亚龙<sup>1</sup>, 黄楚原<sup>1</sup>, 袁必和<sup>1,2</sup>, 代华明<sup>1</sup>

(1. 武汉理工大学安全科学与应急管理学院, 湖北 武汉 430070;

2. 武汉科技大学冶金矿产资源高效利用与造块湖北省重点实验室, 湖北 武汉 430081)

**摘要:**为解决瓦斯输送过程中的爆炸安全问题,探索寻找绿色环保且阻火性能优越的新型抑爆剂,开展了当量比下甲烷-空气预混气体爆炸传播过程中的七氟丙烷抑爆效果研究。实验采用长径比  $L/D=108$  的水平管道爆炸特性测试系统,研究了在强点火作用下不同体积分数的七氟丙烷对 9.5% 甲烷-空气预混气体最大爆炸压力、最大压力上升速率和火焰传播速度的影响。实验结果显示:将 2.5 m 长的管段作为七氟丙烷抑爆区时,七氟丙烷阻断 9.5% 甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播的最小体积分数为 5%;当七氟丙烷的体积分数为 1%~4% 时,不仅无法阻断爆炸火焰的传播,而且与对照组相比,会使火焰传播速度加快;当七氟丙烷的体积分数为 1%~6% 时,爆炸源及管道末端处的爆炸压力峰值随着七氟丙烷体积分数的增加而逐渐减小;当七氟丙烷的体积分数为 3% 时,抑爆区处的爆炸压力峰值与对照组相比增幅为 10.9%。

**关键词:**强点火;七氟丙烷;甲烷-空气预混气体;抑爆机理

中图分类号:O389

文献标识码:A

在石化、煤化及天然气行业中,可燃气体输送管道爆炸火灾已经成为主要灾害事故<sup>[1-2]</sup>。气体爆炸会破坏管道的结构、周围各类建筑及仪器设备,造成重大人员伤亡和经济损失,所以亟需寻找新型绿色环保、阻火抑爆性能优越的抑爆剂。目前,国内外许多研究机构对于卤烃类物质抑制甲烷<sup>[3-5]</sup>、氢气<sup>[5-6]</sup>、乙烯<sup>[7]</sup>爆炸的阻火抑爆机理进行了大量的实验研究和理论分析,以降低爆炸事故造成的严重危害。七氟丙烷( $C_3HF_7$ )是一种新型灭火剂,由于不含 Br、Cl 元素,对大气臭氧层不造成危害,且具有优良的阻火抑爆效果,已经成为当今抑爆剂研究的热点。

针对七氟丙烷浓度、可燃气体浓度对容器内的压力变化及火焰传播特征的影响,相关学者已开展了一些实验研究。朱熹<sup>[8]</sup>发现在 20 L 球内,8% 甲烷-空气预混气体在不同浓度的七氟丙烷作用下,最大爆炸压力呈现出先增大后减小的趋势,当七氟丙烷的体积分数为 3% 时达到峰值。薛少谦<sup>[9]</sup>发现在 20 L 爆炸特性测试系统中,利用高压气瓶向达到常压的 20 L 球充入七氟丙烷对球内部的 9.5% 甲烷-空气预混气体进行惰化,当七氟丙烷的体积分数为 17.4% 时,20 L 球内的混合气体无法被点燃。任常兴等<sup>[10]</sup>发现利用分压法配置丙烷和七氟丙烷混合气体,对于 4% 丙烷-空气预混气体,其爆炸火焰传播速度会随着七氟丙烷浓度的增加而逐渐减小,但低浓度的七氟丙烷会使可燃预混气的最大爆炸压力呈略微上升趋势。李一鸣<sup>[11]</sup>发现在可视化竖管道中充入七氟丙烷惰化甲烷-空气预混气体,当七氟丙烷的体积分数在 5% 以下时,会加速当量比为 0.6 的甲烷-空气预混气体爆炸火焰的传播,且最大爆炸压力大于对照组;当七氟丙烷的体积分数在 3% 以下时,会加速当量比为 0.8 的甲烷-空气预混气体爆炸火焰的传播。Li 等<sup>[12]</sup>发现七氟丙烷能有效减弱 E10(10% 乙醇和 90% 92 号无铅汽油的预混物)爆炸,当七氟丙

\* 收稿日期: 2019-08-23; 修回日期: 2019-09-17

基金项目: 国家重点研发计划(2018YFC0810605); 国家自然科学基金(51774221); 武汉科技大学冶金矿产资源高效利用与造块湖北省重点实验室开放课题基金(2019ZY001)

作者简介: 蔡 阖(1995—), 男, 硕士研究生, 主要从事气体爆炸研究. E-mail: 1062778804@qq.com

通信作者: 陈先锋(1975—), 男, 博士, 教授, 主要从事工业安全研究. E-mail: cxf618@whut.edu.cn

烷的体积分数从1%增加到10%时,1.0 mL E10爆炸的最大爆炸压力降幅从30%变为60%。魏树旺等<sup>[13]</sup>发现在21 m长的油气爆炸管道实验系统中,提前向抑爆区喷入3、4和5 kg七氟丙烷作为抑爆介质时,管道内的最大爆炸压力随着七氟丙烷质量的增加逐渐减小,火焰强度逐渐减弱。

上述针对七氟丙烷抑爆效果的研究中,将七氟丙烷与可燃气体在一个狭小封闭空间内完全预混来分析七氟丙烷的抑爆效果<sup>[8-11]</sup>。但在实际的可燃气管道运输过程中,发生爆炸的管段不存在七氟丙烷,管道爆炸的防治是利用抑爆装置在爆炸火焰还未到达前喷撒出抑爆介质,在抑爆范围内形成一定浓度的抑爆屏障来阻断爆炸火焰的传播。因此有必要开展在固定管段充入七氟丙烷阻断爆炸火焰传播的实验研究。本工作将系统研究在强点火条件下<sup>[14]</sup>不同浓度七氟丙烷对甲烷-空气预混气体爆炸的抑制效果,分析爆炸火焰在抑爆区的传播过程和各管段爆炸压力参数的变化,找到七氟丙烷阻断9.5%甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播的临界浓度,为气体爆炸的防治技术和抑制手段提供改进思路和指导依据。

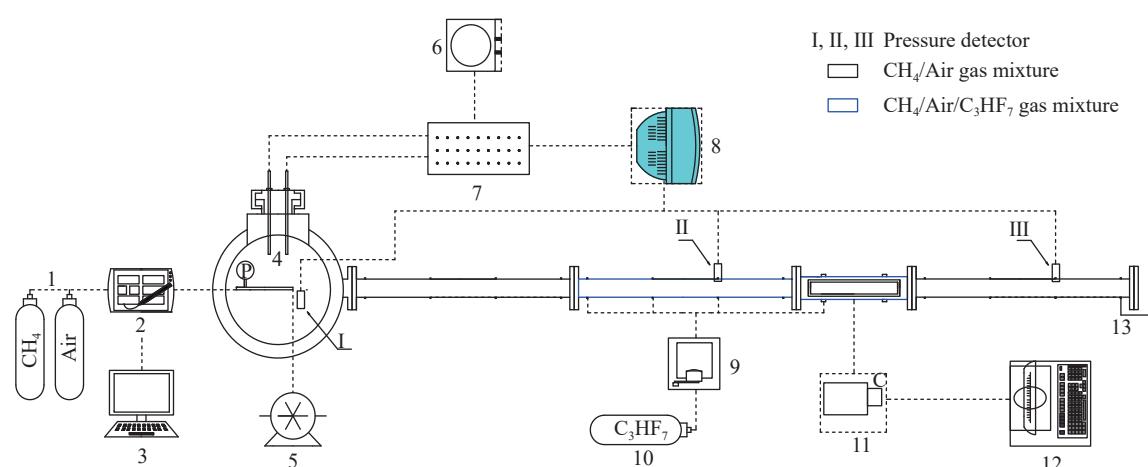
## 1 七氟丙烷的抑爆原理

七氟丙烷( $C_3HF_7$ ),英文名为Heptafluoropropane,能从物理、化学两方面对爆炸火焰进行抑制。七氟丙烷的物理特性:临界温度高(101.7 °C),临界压力低(2.912 MPa),标准大气压下的沸点低(-16.4 °C),所以在常温下可液化储存。在密闭可视化气体爆炸实验平台中,当爆炸火焰传播至抑爆区时,七氟丙烷分子可以隔断部分甲烷与氧气分子的接触,起到窒息作用,减弱爆炸火焰强度及爆炸反应链的形成,七氟丙烷浓度越高,氧窒息作用越明显。另外,七氟丙烷对爆炸火焰的化学抑制作用占主导地位,这也是它优于二氧化碳、氮气等抑爆剂的原因。七氟丙烷属于大分子,分子量为170,化学键会在爆炸高温条件下断裂,产生含氟的自由基,并与燃烧反应过程中产生链反应的O<sup>•</sup>、H<sup>•</sup>、OH<sup>•</sup>等活性自由基发生化学反应,从而中断燃烧过程中化学链反应的传递<sup>[15]</sup>。故可使用七氟丙烷作为抑爆剂抑制爆炸火焰传播。

## 2 实验系统及方法

### 2.1 实验系统

实验系统如图1所示,由水平管道爆炸传播测试管道系统、配气系统、点火系统、高速摄影系统、数据采集系统及同步控制系统组成。水平气体爆炸传播测试管道系统由20 L爆炸球(顶部设有引爆保险丝头)和组合管道构成,组合管道包括3段内径60 mm、管长2.00 m、壁厚10 mm的圆管道和1段管



1. Compressed air bottle; 2. Gas distribution system; 3. Computer; 4. Detonating fuse head; 5. Vacuum pump; 6. Delay igniter; 7. Programmable logic controller; 8. Data collecting instrument; 9. Mass flow meter; 10. Heptafluoropropane cylinder; 11. High-speed camera; 12. Computer; 13. Exhaust vent.

图1 水平管道爆炸特性测试系统

Fig. 1 Horizontal pipeline explosion characteristic test system

道尺寸为  $0.5\text{ m} \times 60\text{ mm} \times 60\text{ mm}$ (壁厚  $20\text{ mm}$ )的方管道, 通过法兰、螺栓连接, 总长  $6.50\text{ m}$ , 总长径比  $L/D = 108$ 。方管道设有尺寸为  $420\text{ mm} \times 72\text{ mm}$  的观察窗, 用以观察火焰传播形态。圆管道设有 8 个螺纹孔, 方管道设置 4 个螺纹孔, 以便安装探测器及充装气体。在尾部端面法兰上安装实心圆盘, 使爆炸在密闭空间内进行。选取实验管道中间  $2.5\text{ m}$  长的管段为七氟丙烷抑爆区。管道系统内设置 3 个 CYG1508 型压力传感器(量程为  $0\sim 4\text{ MPa}$ , 测量误差小于  $20\text{ kPa}$ ), 分别设置在  $20\text{ L}$  爆炸球内、距  $20\text{ L}$  球  $3.3\text{ m}$  处的抑爆区内和  $5.8\text{ m}$  处的管道末端。点火系统由延时点火器、起爆线、引爆保险丝头等组成。本次实验所使用的起爆源为  $5\text{ J}$  标准点火药头加  $20\text{ L}$  球内甲烷-空气预混气体, 其爆炸能量远高于本次实验对象  $9.5\%$  甲烷-空气预混气体的最小点火能  $0.3915\text{ mJ}$ <sup>[16]</sup>, 可在  $20\text{ L}$  球所形成的相对受限空间中产生较强的起爆能量, 形成强点火<sup>[14]</sup>, 然后向组合管道传播。实验采用 HIOKI 8861-50 型存储记录仪记录和存储爆炸压力数据, 采样速率为  $10\text{ kHz}$ 。采用 Fastcam SA1.1 高速摄像机记录火焰传播图像, 拍摄速率为  $1000\text{ s}^{-1}$ 。

## 2.2 实验方法

实验中所用的  $9.5\%$  甲烷-空气预混气体的配制由配气仪完成。根据实验设计方案, 计算出需要的甲烷及空气的体积, 通过电脑控制配气仪, 可得到体积分数为  $9.5\%$  的甲烷-空气预混气体。配气前先用真空泵将管道抽至真空状态, 随后利用配气仪控制通入甲烷-空气预混气体的体积至常压。然后利用 Alicat 质量流量计控制流量(量程为  $0\sim 20\text{ L/min}$ , 精度为  $\pm 0.4\%$  读数  $\pm 0.2\%$  满量程), 在七氟丙烷抑爆区管段等间距均匀设置了 4 个进气口充入七氟丙烷, 设置在管道末端的出气口可排出多余的甲烷-空气预混气体, 始终保持管段压力为常压。配气时间为  $10\text{ s}$ , 配完气后及时关闭进气口及出气口, 保证实验在密闭条件下进行。由于七氟丙烷的施放速度较小, 且七氟丙烷的相对分子质量为 170, 属于大分子, 故七氟丙烷抑爆介质在管道内的扩散速度较低<sup>[17]</sup>。在同步控制系统控制下,  $5\text{ s}$  后开始点火并记录爆炸压力数据和火焰传播图像。改变抑爆区的七氟丙烷浓度, 重复上面步骤。为保证数据的可靠性, 各工况进行 3 组实验, 当所测爆炸压力峰值误差小于  $5\%$  时<sup>[18]</sup>, 认为该工况数据真实准确。

## 3 实验过程与结果分析

### 3.1 实验过程

此次的实验平台是内径为  $60\text{ mm}$  的水平管道, 将管道中  $2.5\text{ m}$  长的管段(1 段圆管道、1 段方管道)做为七氟丙烷抑爆区。抑爆区的体积约为  $7.5\text{ L}$ , 设计充入抑爆区的 C<sub>3</sub>HF<sub>7</sub> 体积分数分别为  $1\%、2\%、3\%、4\%、5\%、6\%$ , 具体设计方案见表 1。将 6 个浓度梯度的实验现象与实验对照组进行对比, 研究在强点火条件下不同浓度七氟丙烷对甲烷-空气预混气体爆炸的抑制效果, 分析爆炸火焰在抑爆区的传播过程和各管段爆炸压力参数的变化, 找到七氟丙烷阻断  $9.5\%$  甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播的临界浓度, 为气体爆炸的抑制手段提供指导依据。

### 3.2 结果分析

#### 3.2.1 七氟丙烷对爆炸火焰传播过程的影响

观察窗设置于抑爆区末端, 可观测爆炸火焰能否通过抑爆区, 图 2 显示了抑爆区内七氟丙烷体积分数分别为  $0\%、1\%、2\%、3\%、4\%$  时对应的方管道处火焰发展图像。需要指出的是, 不同七氟丙烷浓度工况下, 火焰发展对应单独的时间列, 各时间列之间没有可比性; 方管道玻璃窗口的长度为  $0.4\text{ m}$ 。

从图 2(a) 中可以清晰地看到, 火焰刚进入观察窗范围内时, 火焰明亮且火焰结构连续, 为明显的层

表 1 七氟丙烷体积对照表  
Table 1 Heptafluoropropane volume comparison table

Volume fraction of C <sub>3</sub> HF <sub>7</sub> /%	Volume of the explosion suppression zone/L	Volume of C <sub>3</sub> HF <sub>7</sub> /mL
1	7.5	75
2	7.5	150
3	7.5	225
4	7.5	300
5	7.5	375
6	7.5	450

流燃烧;到 $t=230\text{ ms}$ 时,形成平面火焰结构,火焰开始向反方向传播;到 $t=242\text{ ms}$ 时,火焰锋面内凹,开始正向加速传播。根据火焰结构与压力波的理论,当预混气体被点燃后,以点火源为中心,火焰沿各方向向未燃气体传播,火焰表面积迅速增大,而在火焰面预混气体的反应过程中大量热量的放出导致火焰面前方未燃气体被压缩,逐渐形成各向的压缩波。在非绝热燃烧阶段,前驱压缩波在管道尾部封闭端面发生反射后与火焰相向运动,阻碍火焰向前传播,使火焰出现Tulip结构或锋面变平。当反射冲击波在点火端封闭端面处再次发生反射后,与火焰同向运动,使火焰加速向前传播。由于实验管道长径比( $L/D=108$ )较大,火焰锋面受到流场振荡的影响,呈现出周期性的加速减速传播现象<sup>[19]</sup>。

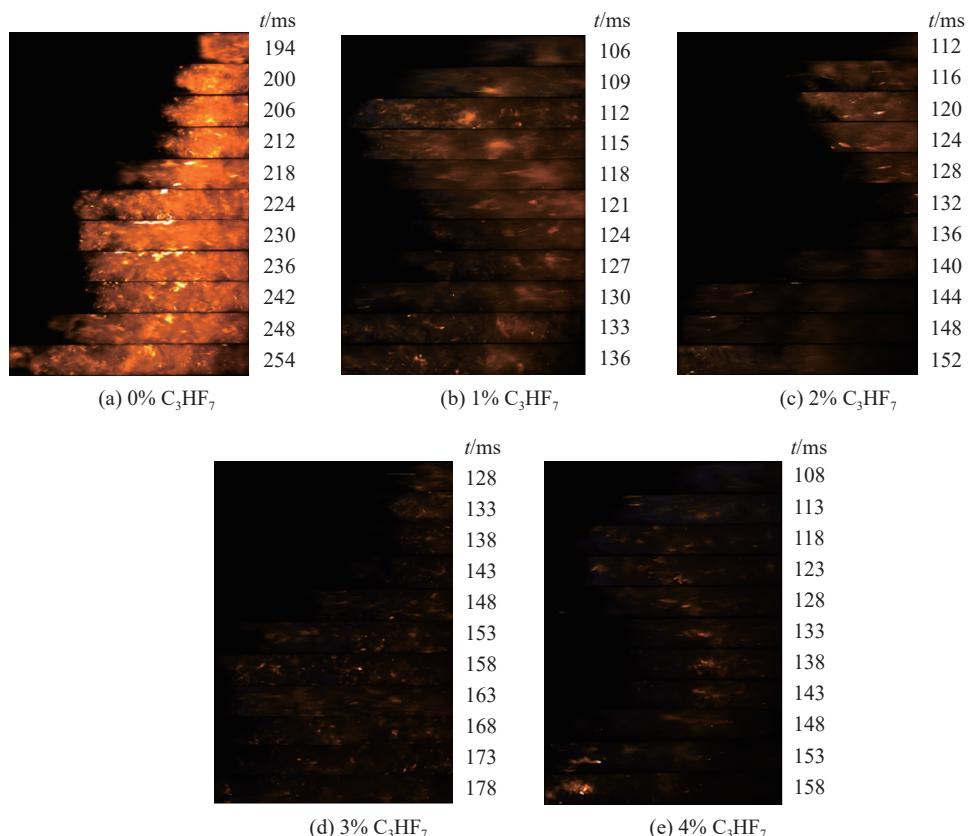


图2 七氟丙烷浓度对9.5%甲烷-空气爆炸火焰传播过程的影响

Fig. 2 Effect of heptafluoropropane concentration on 9.5% methane-air explosion flame propagation process

由图2(b)~图2(e)可知,随着七氟丙烷体积分数的增大,火焰传播速度逐渐减缓,火焰亮度逐渐减弱,但体积分数在4%以下时,火焰传播速度相比于对照组加快。当体积分数为1%时,火焰能快速通过观察窗,火焰变得没有对照组明亮,且混杂了蓝色火焰,火焰结构不连续;当体积分数为2%时,火焰亮度进一步减弱,由于七氟丙烷的作用,甲烷无法完全燃烧;当体积分数为3%及4%时,观察窗范围内只能观察到零星火焰,但爆炸火焰仍能通过抑爆区。如图3所示,当体积分数为5%时,只能观测到片状火焰,且迅速消失,无法传播到观察窗靠管道末端一侧;当体积分数为6%时,只能观测到点状火焰,并迅速消失,无法传播到观察窗靠管道末端一侧。

综合各工况可以看出,当七氟丙烷的体积分数为1%~4%时,爆炸火焰通过观察窗的时间比对照组更短,李一鸣等<sup>[11]</sup>也曾发现低浓度的七氟丙烷加速当量比为0.6的甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播,这是由于七氟丙烷在分解后的类燃料性质<sup>[9, 11]</sup>会促使热当量比增加,从而促进爆炸反应加剧,所以低浓度的七氟丙烷不仅无法抑制爆

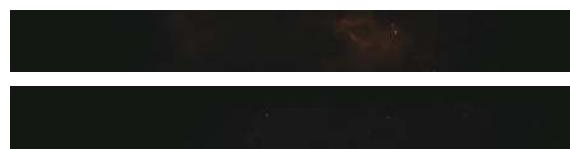


图3 七氟丙烷浓度为5%及6%时对甲烷-空气爆炸火焰传播过程的影响

Fig. 3 Picture of effect of heptafluoropropane concentration of 5% and 6% on methane-air explosion flame propagation

炸火焰的传播,而且与对照组相比,会使火焰传播速度加快。七氟丙烷的体积分数从1%增加至4%时,整体火焰传播过程逐渐减缓;当体积分数达到5%时,爆炸火焰无法通过长度为2.5 m的抑爆区,达到了阻断爆炸火焰传播的目的。相比于任常兴等<sup>[10]</sup>以最大爆炸压力处作为火焰传播接触球壁时刻及球体半径为参数来计算爆炸火焰传播速度,高速摄影采集的数据更可靠。同时,在魏树旺等<sup>[13]</sup>研究的基础上,找到了本实验工况下七氟丙烷阻断9.5%甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播的最小体积分数。

### 3.2.2 七氟丙烷对爆炸压力的影响

图4为不同七氟丙烷体积分数下甲烷-空气预混气体最大爆炸压力曲线。如图4中黑色曲线所示,当抑爆区内七氟丙烷的体积分数为0%、1%、2%、3%、4%、5%和6%时,I号传感器探测到的最大爆炸压力分别为0.236、0.238、0.227、0.226、0.221、0.208和0.193 MPa。当抑爆区内七氟丙烷的体积分数为1%时,爆炸压力峰值高于无抑制剂的工况;随着七氟丙烷体积分数的增大,最大爆炸压力逐渐减小;当体积分数超过5%时,由高速摄影记录可知爆炸火焰未通过抑爆区,位于抑爆区后的甲烷-空气预混气体未发生爆炸,此时的最大爆炸压力降幅明显增大;当体积分数为6%时,最大爆炸压力已达到最小值0.193 MPa。

如图4中红色曲线所示,当抑爆区内七氟丙烷的体积分数为0%、1%、2%、3%、4%、5%和6%时,位于抑爆区内的II号传感器探测到的最大爆炸压力分别为0.192、0.176、0.179、0.213、0.172、0.180和0.178 MPa。当体积分数为1%~3%时,最大爆炸压力逐渐增大,在体积分数为3%时达到最高值0.213 MPa,与空爆对照组相比,增幅高达10.9%。原因是在爆炸高温条件下七氟丙烷会发生热分解,产生以氟化氢为主要成分的全氟烃类,使密闭空间内分子量增加,随着抑爆区内七氟丙烷体积分数的升高,热分解产生的氟化氢质量浓度越大,进而导致抑爆区内最大爆炸压力增大。同时,七氟丙烷在分解后具有类燃料性质,会促使热当量比增加,从而使爆炸反应加剧。七氟丙烷既具有抑爆的物理化学性能,其热分解后的产物又会促进爆炸反应。当体积分数为1%~4%时,抑爆区内的最大爆炸压力呈现先增大后减小的趋势,体积分数为3%时达到峰值,与朱熹等<sup>[8]</sup>发现的规律相吻合;在其他5种工况下,爆炸压力峰值始终小于无抑制剂工况,说明合理使用七氟丙烷的用量,可以抑制爆炸反应的进行。

如图4中蓝色曲线所示,当抑爆区内七氟丙烷的体积分数为0%、1%、2%、3%、4%、5%和6%时,位于管道末端的III号传感器探测到的最大爆炸压力分别为0.227、0.226、0.225、0.220、0.207、0.195和0.193 MPa,随着七氟丙烷体积分数的增大,爆炸压力峰值逐渐减小,且始终低于无抑爆剂的工况。当抑爆区没有充入七氟丙烷时,最大爆炸压力为0.227 MPa;而当抑爆区七氟丙烷的体积分数为5%和6%时,最大爆炸压力分别为0.195和0.193 MPa,下降了14.09%和14.98%。可以看出,抑爆区七氟丙烷的体积分数越大,管道末端的最大爆炸压力越小,七氟丙烷的阻火隔爆效果越好。

### 3.2.3 七氟丙烷对爆炸升压速率的影响

图5为不同七氟丙烷浓度下甲烷-空气预混气体爆炸升压速率曲线。当抑爆区内七氟丙烷的体积分数为0%、1%、2%、3%、4%、5%和6%时,I、II、III号传感器探测到的最大爆炸升压速率如表2所示。可以看出:I号传感器探测到20 L球内的最大爆炸升压速率随着七氟丙烷体积分数的增大而减小;II号传感器探测到抑爆区内的最大爆炸升压速率呈现出不一样的规律,当七氟丙烷的体积分数为1%和2%时,与对照组相比,降幅分别为28.7%和4.6%,说明在七氟丙烷的体积分数为2%时,高温条件下七氟丙烷分解产生的类燃料性质对甲烷-空气预混气体爆炸的促进作用占据主导地位,使得最大

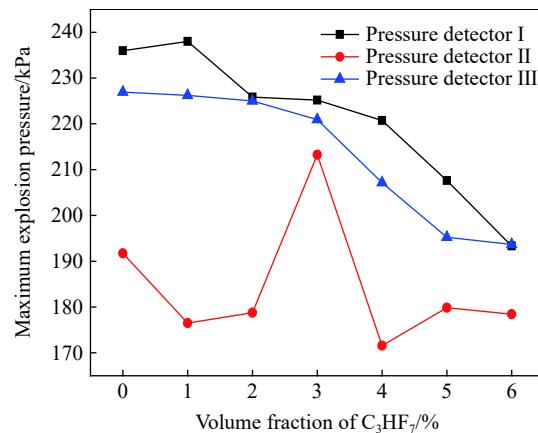


图4 不同七氟丙烷浓度下甲烷-空气预混气体最大爆炸压力

Fig. 4 Pictures of maximum explosion pressure of methane-air mixture under different heptafluoropropane concentrations

爆炸升压速率升高。当七氟丙烷的体积分数为2%~5%时,抑爆区内的最大爆炸升压速率随着七氟丙烷体积分数的增大而减小,说明此时七氟丙烷抑爆的物理化学性能占据主导地位,减弱了爆炸波的威力;III号传感器探测到管道末端的最大爆炸升压速率在总体趋势上随着七氟丙烷浓度的增加而逐渐减小。从表2可以看出,当七氟丙烷的体积分数为5%时,I、II、III号传感器探测到的最大爆炸升压速率的降幅比前4组实验显著增大,与对照组相比,降幅分别为46.1%、46.7%、41.5%,说明七氟丙烷的体积分数达到5%后,长度为2.5 m的七氟丙烷抑爆区能阻断9.5%甲烷-空气预混气体爆炸火焰的传播,使管道各处爆炸压力上升速率显著降低。

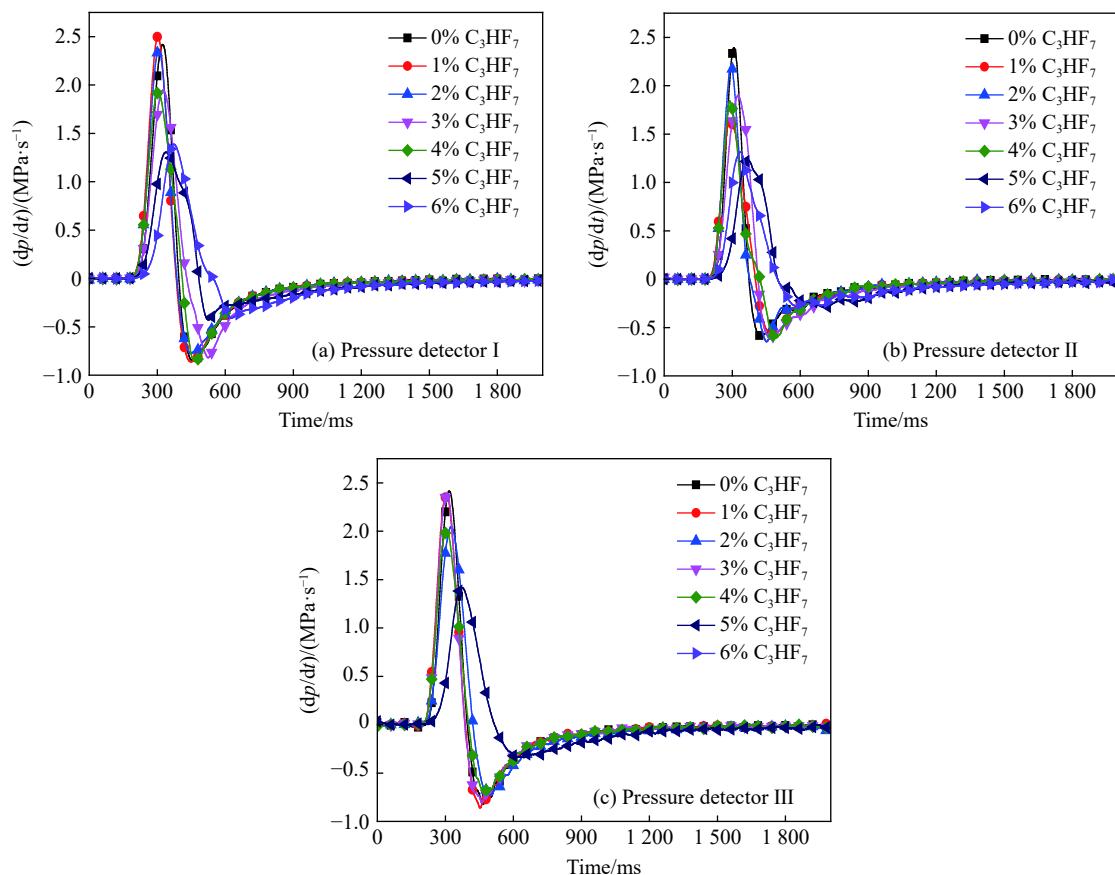


图5 不同七氟丙烷浓度下甲烷-空气预混气体爆炸升压速率曲线

Fig. 5 Explosion rate of pressure rise for methane-air premixed gas under different heptafluoropropane concentrations

表2 不同七氟丙烷浓度下甲烷-空气预混气体爆炸最大爆炸升压速率

Table 2 Maximum rate of pressure rise of methane-air premixed gas explosion under different heptafluoropropane concentrations

Volume fraction of $C_3HF_7$ /%	Maximum rate of pressure rise I/ $(MPa \cdot s^{-1})$	Maximum rate of pressure rise II/ $(MPa \cdot s^{-1})$	Maximum rate of pressure rise III/ $(MPa \cdot s^{-1})$
0	2.416	2.309	2.413
1	2.500	1.647	2.386
2	2.367	2.203	2.046
3	1.945	1.900	2.396
4	1.925	1.840	2.010
5	1.302	1.231	1.411
6	1.385	1.313	1.346

## 4 结 论

借助高速摄影技术,开展了强点火作用下不同浓度 C<sub>3</sub>HF<sub>7</sub> 对甲烷-空气爆炸火焰传播的抑制研究,分析实验现象及数据,得到如下结论。

(1) 在强点火作用下,对于长度为 6.5 m 的封闭管道,当抑爆区长度为 2.5 m 时,七氟丙烷阻断 9.5% 甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播的最小体积分数为 5%。

(2) 对甲烷-空气预混气体爆炸火焰传播的影响:当七氟丙烷的体积分数为 1%~4% 时,爆炸火焰通过观察窗的时间比对照组更短,低浓度的七氟丙烷不仅无法阻断爆炸火焰的传播,而且与对照组相比,会使火焰传播速度加快;当七氟丙烷的体积分数达到 5% 时,爆炸火焰无法通过长度为 2.5 m 的抑爆区,达到了阻断爆炸火焰传播的目的。

(3) 对实验管道内爆炸压力方面的影响:当七氟丙烷的体积分数为 1%~6% 时,爆炸源及管道末端处的爆炸压力峰值随着七氟丙烷体积分数的增加而逐渐减小;当七氟丙烷的体积分数为 3% 时,抑爆区处的爆炸压力峰值与对照组相比增幅为 10.9%。在其他 5 种工况下,抑爆区内的爆炸压力峰值始终小于对照组。研究表明,七氟丙烷对甲烷-空气预混气体爆炸有良好的抑制作用,在使用过程中可根据使用场所合理确定七氟丙烷用量,保证抑爆区域内七氟丙烷浓度达到抑爆浓度以上。

## 参 考 文 献:

- [1] 刘洋,高文傲,李登科,等.基于光纤传感技术的易燃易爆气体泄漏监测研究 [J]. 爆破, 2017, 34(4): 22–26.  
LIU Y, GAO W A, LI D K, et al. Research on flammable and explosive gas leakage monitoring based on optical fiber sensing technology [J]. Blasting, 2017, 34(4): 22–26.
- [2] 周立江,范进,丁建国.气云爆炸下钢筋混凝土板毁伤的数值分析 [J]. 爆破, 2017, 34(4): 143–148.  
ZHOU L J, FAN J, DING J G. Numerical analysis of damage of reinforced concrete slabs under gas cloud explosion [J]. Blasting, 2017, 34(4): 143–148.
- [3] LUO Z M, WANG T, TIAN Z H, et al. Experimental study on the suppression of gas explosion using the gas-solid suppressant of CO<sub>2</sub>/ABC powder [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2014, 30: 17–23.
- [4] WANG Z R, NI L, LIU X, et al. Effects of N<sub>2</sub>/CO<sub>2</sub> on explosion characteristics of methane and air mixture [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2014, 31: 10–15.
- [5] BENEDETTO A D, SARLI V D, SALZANO E, et al. Explosion behavior of CH<sub>4</sub>/O<sub>2</sub>/N<sub>2</sub>/CO<sub>2</sub> and H<sub>2</sub>/O<sub>2</sub>/N<sub>2</sub>/CO<sub>2</sub> mixtures [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2009, 34(16): 6970–6978.
- [6] TANG C L, HUANG Z H, JIN C, et al. Explosion characteristics of hydrogen-nitrogen-air mixtures at elevated pressures and temperatures [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2009, 34(1): 554–516.
- [7] MOVILEANU C, RAZUS D, OANCEA D. Additive effects on the rate of pressure rise for ethylene-air deflagrations in closed vessels [J]. Fuel, 2013, 111: 194–200.
- [8] 朱熹.含氟灭火剂抑制瓦斯爆炸实验研究 [D]. 西安: 西安科技大学, 2017: 27–53.  
ZHU X. Experimental study on the inhibition of gas explosion by fluorine-containing fire extinguishing agent [D]. Xi'an: Xi'an University of Science and Technology, 2017: 27–53.
- [9] 薛少谦.七氟丙烷抑制甲烷空气预混气体爆炸的实验研究 [J]. 矿业安全与环保, 2017, 44(1): 5–8.  
XUE S Q. Experimental study on heptafluoropropane inhibiting explosion of methane air premixed gas [J]. Mining Safety and Environmental Protection, 2017, 44(1): 5–8.
- [10] 任常兴,张琰,慕洋洋,等.氢氟烃类物质对丙烷抑爆特性实验研究 [J]. 消防科学与技术, 2018, 37(2): 229–231.  
REN C X, ZHANG Y, MU Y Y, et al. Experimental study on propane explosion suppression characteristics by hydrofluorocarbons [J]. Fire Science and Technology, 2018, 37(2): 229–231.
- [11] 李一鸣.七氟丙烷抑制甲烷-空气爆炸的实验研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2018: 21–39.  
LI Y M. Experimental study on inhibition of methane-air explosion by heptafluoropropane [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018: 21–39.
- [12] LI G C, WANG X S, XU H L, et al. Experimental study on explosion characteristics of ethanol gasoline-air mixture and its

- mitigation using heptafluoropropane [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2019, 378: 120711.
- [13] 魏树旺, 蒋新生, 何标, 等. 七氟丙烷对狭长受限空间油气爆炸抑制实验研究 [J]. 中国安全生产科学技术, 2016, 12(7): 128–133.  
WEI S W, JIANG X S, HE B, et al. Experimental study on the inhibition of oil and gas explosion in narrow and confined space by heptafluoropropane [J]. *China Safety Science and Technology*, 2016, 12(7): 128–133.
- [14] 毛浩清, 黄炜超, 李斌, 等. 强点火条件下 RP-3 航空煤油燃爆特性实验研究 [J]. 高压物理学报, 2018, 32(2): 150–157.  
MAO H Q, HUANG W C, LI B, et al. Experimental study on explosion characteristics of RP-3 aviation kerosene under strong ignition [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2018, 32(2): 150–157.
- [15] 蒲龙. 七氟丙烷灭火系统特点及原理探讨 [J]. 石化技术, 2019, 26(4): 2–3.  
PU L. Discussion on characteristics and principle of heptafluoropropane fire extinguishing system [J]. *Petrochemical Technology*, 2019, 26(4): 2–3.
- [16] 马秋菊, 张奇, 庞磊. 甲烷-空气最小点火能量预测理论模型 [J]. *高压物理学报*, 2012, 26(3): 301–305.  
MA Q J, ZHANG Q, PANG L. Theoretical model of methane-air minimum ignition energy prediction [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2012, 26(3): 301–305.
- [17] 陆诚, 吕晓东, 魏巍. 七氟丙烷灭火剂施放、流动及扩散过程的数值模拟 [J]. 化工进展, 2014, 33(Suppl 1): 74–78.  
LU C, LÜ X D, WEI W. Numerical simulation of the application, flow and diffusion process of heptafluoropropane fire extinguishing agent [J]. *Chemical Industry and Engineering Progress*, 2014, 33(Suppl 1): 74–78.
- [18] 高东志, 卫海桥, 周磊, 等. 封闭空间中火焰-冲击波相互作用及缸内压力波动现象分析 [J]. 红外与激光工程, 2017, 46(2): 38–43.  
GAO D Z, WEI H Q, ZHOU L, et al. Analysis of flame-shock wave interaction and pressure fluctuation in cylinder in closed space [J]. *Infrared and Laser Engineering*, 2017, 46(2): 38–43.
- [19] YU M G, WAN S J, ZHENG K, et al. Effect of side venting areas on the methane/air explosion characteristics in a pipeline [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2018, 54: 123–130.

## Inhibition of Methane-Air Explosion by $C_3HF_7$ under Strong Ignition

CAI Chuang<sup>1</sup>, CHEN Xianfeng<sup>1</sup>, YUAN Yalong<sup>1</sup>, HUANG Chuyuan<sup>1</sup>, YUAN Bihe<sup>1,2</sup>, DAI Huaming<sup>1</sup>

(1. School of Safety Science and Emergency Management, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, Hubei, China;

2. Hubei Key Laboratory for Efficient Utilization and Agglomeration of Metallurgic Mineral Resources,

Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081, Hubei, China)

**Abstract:** In this work we carried out research on the anti-explosion effect of heptafluoropropane in the process of methane-air premixed gas explosion propagation in equivalent ratio, in order to solve the explosion accidents in the process of gas transportation. This experiment used a horizontal pipeline explosion characteristic test system with an aspect ratio of  $L/D=108$ , studied the effects of different volume fractions of heptafluoropropane on the maximum explosion pressure, maximum pressure rise rate and flame propagation velocity of 9.5% methane-air premixed gas under strong ignition. The experimental results show that when the 2.5 m long pipe section is used as the heptafluoropropane explosion suppression zone, the minimum volume fraction of heptafluoropropane which can suppress the 9.5% methane-air premixed gas explosion flame propagation is 5%; when the concentration of heptafluoropropane is 1% to 4%, the propagation of the explosion flame cannot be suppressed, and the flame propagation speed is accelerated compared with the control group; when the concentration of heptafluoropropane is 1% to 6%, the peak value of the explosion pressure at the source of explosion and end of pipe gradually decreases with the increase of the concentration of heptafluoropropane; when the concentration of heptafluoropropane is 3%, the peak value of the explosion pressure at the explosion suppression zone increase by 10.9% compared with the control group.

**Keywords:** strong ignition; heptafluoropropane; methane-air premixed gas; explosion suppression mechanism

# C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O预混气体的爆轰性能与火焰淬熄特性

李玉艳<sup>1,2</sup>, 蒋榕培<sup>3</sup>, 李智鹏<sup>3</sup>, 徐森<sup>1</sup>, 潘峰<sup>1,2</sup>, 解立峰<sup>1</sup>

(1. 南京理工大学化工学院, 江苏南京 210094;

2. 国家民用爆破器材质量监督检验中心, 江苏南京 210094;

3. 北京航天实验技术研究所, 北京 100074)

**摘要:**采用自制的燃爆实验装置对C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O预混气体的爆轰性能与火焰淬熄特性进行了实验研究。结果表明:在大直径有机玻璃管中预混气体均经历了爆燃转爆轰过程,点火初期火焰速度及加速度在内径为5、10和15 mm的管道中依次减小;预混气体中加入CO<sub>2</sub>(2.4%,质量分数)后,火焰加速进程明显延缓,点火初期处于稳定燃烧阶段;预混气体的稳定爆速为2 207 m/s,爆压为3.92 MPa,与理论值一致;常压下预混火焰在小直径不锈钢管中的临界淬熄管径为0.5~0.7 mm,预混气体火焰传播速度越大,管径越大,淬熄越困难。依据淬熄管径、湍流火焰速度和淬熄管道长度的关系,可计算防回火管道的有效长度,从而为防回火装置设计提供参考。

**关键词:**预混气体;爆速;爆压;淬熄;C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O

中图分类号:O643.2; TJ55

文献标识码:A

C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O作为一种新型绿色单组元推进剂,具有高比冲、低冰点、易贮存、推力系统简单等优良性能,近年来受到广泛关注<sup>[1~3]</sup>。虽然其理化性质稳定,可用于常温下带压贮存,但在某些外界条件激发下仍会被点燃,瞬间释放大量热量和气体,发生爆炸<sup>[4~5]</sup>;然而,当它被点燃后,在火焰传播过程中会沿管道发生回火,引发事故<sup>[6~8]</sup>。

目前关于C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O的研究已有文献报道。Venkatesh等<sup>[9~10]</sup>研究了高压条件下C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O在不锈钢合金管中的燃烧特性,并测量了C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O在高压及长径比为68的燃烧管中的爆轰速度、爆轰压力和爆燃转爆轰成长距离。德国航空航天中心<sup>[11~12]</sup>对C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O单元复合推进剂的点火、燃烧及传热特性进行了实验研究,设计了适用于该推进系统的发动机,同时开展了发动机防回火研究。Zhang等<sup>[13]</sup>建立了不同初始压力和管道长径比条件下C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O预混气体的爆轰行为,得到了爆速与初始压力、管径及C-J爆轰速度等参数的关系。Movileanu等<sup>[14]</sup>在初始压力为50~150 kPa,60% N<sub>2</sub>稀释条件下,针对C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O在圆柱形管道中的爆炸压力和压力上升速率进行了实验研究,得到了最大爆炸压力与初始压力的关系。Powell等<sup>[15]</sup>对不同压力及当量比时C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O的层流燃烧速度进行了试验及模拟研究。李智鹏等<sup>[16]</sup>采用预混模块得到了不同压力和氧/燃比时C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O的层流火焰速度、火焰温度和燃烧质量流率变化规律。Newman-Lehman等<sup>[17]</sup>对CH<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O和C<sub>2</sub>H<sub>6</sub>/N<sub>2</sub>O的火焰结构和临界淬熄条件进行了实验研究,结果表明在变径管道中N<sub>2</sub>O比O<sub>2</sub>更容易使火焰熄灭。

本工作拟在常温常压下对C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O预混气体的爆燃规律及火焰淬熄特性进行实验研究,利用高速摄影、压力测试系统,采用不同尺寸的有机玻璃管和不锈钢管,分析管径、惰性气体对火焰传播特性的影响;通过实验获得预混气体的爆速、爆压、淬熄管径等参数,探讨不同湍流火焰传播速度和管径条件下预混火焰在小尺寸管道中的传播规律,为提高推进剂安全性能及发动机防回火设计提供一定的理论基础。

\* 收稿日期: 2019-12-17; 修回日期: 2020-01-05

作者简介: 李玉艳(1985—), 女, 博士研究生, 主要从事推进剂安全性能研究. E-mail: lyy.piao@163.com

通信作者: 徐森(1981—), 男, 博士, 副教授, 主要从事含能材料研究. E-mail: pfhycc@163.com

# 1 实验

## 1.1 试剂与仪器

实验装置主要由燃烧管道、高速摄像、配气系统、点火系统、压力测试系统及同步控制系统组成。燃烧管道分为两种：单一的有机玻璃燃烧管道和组合管道，其中有机玻璃燃烧管用于研究预混气体的爆燃特性，组合管道用于研究预混火焰的淬熄特性。

有机玻璃管的尺寸如表1所示。燃烧管C1、C2和C3的长度均为1 400 mm，内径分别为5、10和15 mm，壁厚均为5 mm。燃烧管C4的长度为2 000 mm，内径15 mm，点火端内置长300 mm的螺旋环，螺旋环的螺距为5 mm，外径为15 mm；距离点火点100、400、600、800、1 000、1 200、1 400和1 600 mm处装有压力传感器，分别标记为P1、P2、P3、P4、P5、P6、P7和P8，传感器截面刚好与玻璃管内壁齐平；压力传感器型号为PCB-113B24，测量的最大误差为2.3%；根据传感器间隔距离和压力波经过传感器的时刻，可计算冲击波速度<sup>[18-19]</sup>。燃烧管C4示意图如图1所示。组合管道由不锈钢细管和有机玻璃管组成，其中：不锈钢细管长度为1 000 mm，位于中间位置，两端通过转换接头与有机玻璃管连接；前端玻璃管用于预混火焰加速，称为加速管；后端玻璃管用于观察火焰是否通过中间不锈钢细管，称为验证管。组合管道示意图如图2所示。

表1 有机玻璃管道尺寸

Table 1 Geometrical characteristics of PMMA channels

Channel	<i>l/mm</i>	<i>d/mm</i>	<i>l/d</i>	<i>V/mL</i>
C1, smooth	1 400	5	280	27.5
C2, smooth	1 400	10	140	109.9
C3, smooth	1 400	15	93	247.3
C4, rough	2 000	15	133	112.5

Note: *l* is the length of the PMMA channel; *d* is the inner diameter of the PMMA channel; *V* is the volume of the channel.

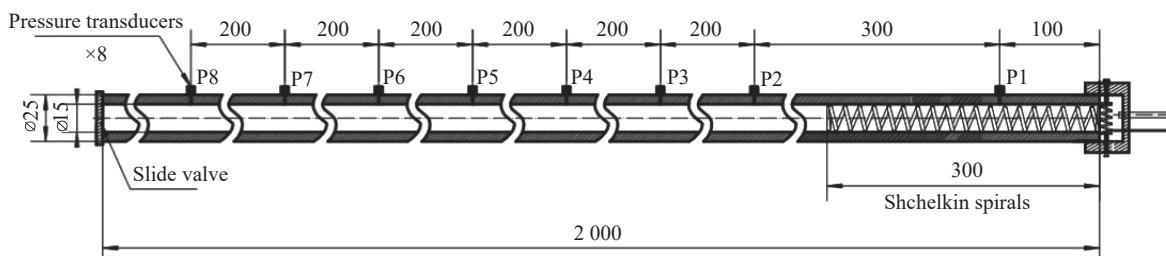


图1 有机玻璃管C4示意图(单位: mm)

Fig. 1 Schematic of the PMMA channel C4 (Unit: mm)

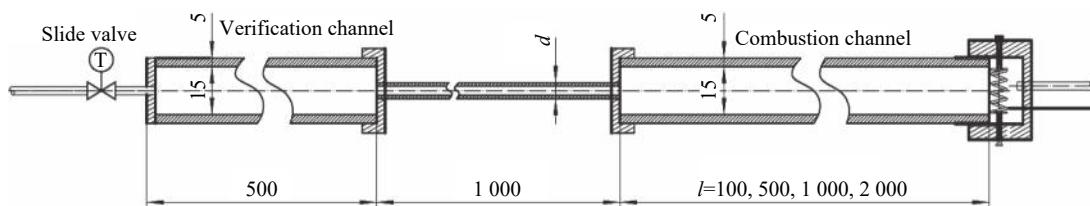


图2 组合管道示意图(单位: mm)

Fig. 2 Schematic of the combination channel (Unit: mm)

配气时，通过高精度质量流量计控制气体质量。采用堀场汇博隆精密仪器有限公司的S48 300HMT流量计，最大量程有500 mL/min和200 mL/min两种规格，误差为±0.5%。配气前，先将气袋(10 L)抽至真空，再依次充入C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>和N<sub>2</sub>O，充气完毕后关闭气袋阀门，静置24 h，以便气体混合均匀<sup>[20]</sup>。采用电阻丝点火，点火位置位于燃烧管一端，电阻丝直径0.6 mm，长100 mm，点火时通电电压为20 V，功率为20 W。采用日本PHOTRON公司的“FASTCAM”系列高速摄像机拍摄，拍摄速度为10<sup>4</sup>帧每秒。

N<sub>2</sub>O、C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>、CO<sub>2</sub>的纯度均为99.99%，N<sub>2</sub>O/C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>的质量比为9:1，接近化学当量比，氧化剂略过量。

## 1.2 实验过程

充气前将真空泵、气袋和燃烧管道通过三通管道连接起来;在室温下采用真空泵先将燃烧管道抽至真空,接着用预先配好的气体(气袋中的气体)清洗管路3次,然后将混合气体充入燃烧管道中至压力为0.1 MPa,关闭进气阀门;点火前通过同步控制系统将管道末端的电磁阀打开,电磁阀打开1 s后接通点火电源,开始点火,同时启动高速摄像和压力测试系统,记录数据。每种实验条件下测试3次。

## 2 结果与讨论

### 2.1 管径对火焰传播特性的影响

图3为火焰阵面传播速度随时间的变化曲线,处理高速摄影图像时以出现可见火焰作为零时刻。由图3可知:C1(5 mm)、C2(10 mm)和C3(15 mm)3种管道中预混火焰从点火端传播至末端的时间分别为1.2、1.4和1.6 ms。点火初期(0~0.8 ms阶段),5 mm管中火焰传播速度明显大于10和15 mm管。5 mm管中预混气体被引燃之后,火焰传播速度开始迅速增大,0.2 ms时速度为250 m/s,0.4 ms时已增至1 044 m/s,0.8 ms时速度进一步增至1 661 m/s;10 mm管中,0.2~0.4 ms时间段内火焰传播速度缓慢增大,约为250 m/s,0.4~0.6 ms时间段内,火焰加速变快,0.6 ms时速度增至约600 m/s,0.8 ms时火焰速度为1 541 m/s;15 mm管中,0.2~0.8 ms之间火焰传播速度增大缓慢,速度由238 m/s增至457 m/s,此阶段预混气体处于相对平稳的燃烧阶段。因此当管径大于临界爆轰直径时,管径尺寸越大,点火初期同一时刻对应的火焰速度越小,与文献报道的结果<sup>[21]</sup>相一致。同时,从图3可以看出,5、10和15 mm 3种管径的管道中预混气体火焰最大速度分别为1 871、2 021和2 341 m/s,对应的时刻分别为1.0、1.0和1.2 ms。随着管径的增大,预混火焰传播最大速度呈现增大趋势,这主要是因为管径越小,热损失越严重,爆轰速度越小。

图4为火焰加速度随时间的变化曲线。由图4可知:点火后0~0.4 ms时间段内,火焰加速度随着管径的增大依次减小。预混气体被点燃后,5 mm管中火焰加速度随时间几乎呈直线下降,0.2 ms时加速度值最大,说明5 mm管中的预混气体被点燃后很快进入爆燃转爆轰阶段;10和15 mm管中火焰加速度呈现先增大后减小的趋势,点火初期(0~0.4 ms),10和15 mm管中气体处于相对平稳燃烧阶段,火焰加速度较小,但后期随着燃烧加剧,进入爆燃转爆轰阶段后,火焰加速度明显增大,超过5 mm管中的加速度值,当火焰速度接近该管径的爆轰极限值时,加速速率开始下降。

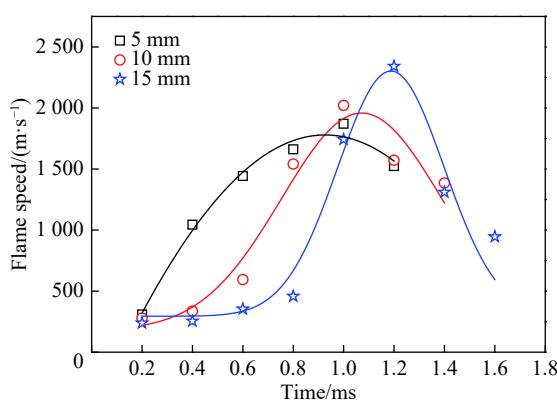


图3 不同管径管道中火焰阵面传播速度随时间变化曲线

Fig. 3 Flame speed as a function of time in channels with various diameters

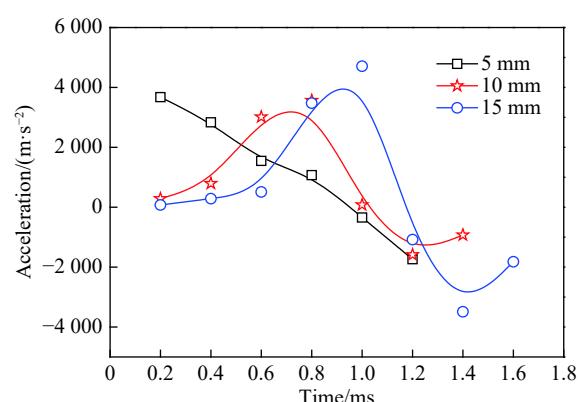


图4 不同管径管道中火焰加速度随时间的变化曲线

Fig. 4 Flame acceleration as a function of time in channels with various diameters

综上所述,点火初期火焰速度及加速度均随管径的增大而减小。主要是由于:火焰与管壁之间的黏性效应促使火焰在管道中拉伸,形成经典的“Tulip”火焰;初始阶段火焰速度呈指数增长,然后压缩波

对未反应气体进行预热，并与边界层相互作用，使火焰进一步加速；当通道尺度变小时，黏性效应加剧，边界层与内部火焰更容易产生速度梯度，火焰表面更容易产生褶皱，从而进一步促进“Tulip”火焰的形成<sup>[22-23]</sup>。研究表明：起爆首先发生在阻力较大的边界层失稳区，湍流效应及漩涡运动诱导形成“Tulip”火焰的同时加快了燃烧反应速率，尺寸越小，湍流加速形成的“Tulip”火焰越早，管内温度也越高，火焰加速速率越快<sup>[24-25]</sup>。因此，点火初期同一时刻对应的火焰速度和加速度均随着管径的增大而减小。

## 2.2 CO<sub>2</sub>对火焰加速进程的影响

图5为C1(5 mm)管中CO<sub>2</sub>稀释前后火焰传播速度随时间的变化曲线。结果表明：初始阶段两者差异较大，C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O体系点火后很快进入爆燃转爆轰阶段，0.4 ms时火焰已加速至1 044 m/s；对于C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O/CO<sub>2</sub>体系，0~1.2 ms阶段火焰处于缓慢加速阶段，1.2 ms时火焰传播速度为433 m/s。因此CO<sub>2</sub>明显降低了初始阶段火焰的加速速率，同时也降低了火焰在管道中的最大传播速度，两者最大传播速度分别为1 871 m/s和1 781 m/s。研究表明：CO<sub>2</sub>作为稀释剂时，热力学效应起主导作用，即CO<sub>2</sub>通过改变混合物的热容，降低了火焰温度和化学反应速率，使得火焰传播速度降低<sup>[26]</sup>；同时CO<sub>2</sub>也参与了动力学反应<sup>[27-28]</sup>，反应步骤可表示为



C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O为自由基反应，反应步骤(1)为链引发反应，反应步骤(2)和反应步骤(3)为链传递过程，以上几步基元反应是消耗N<sub>2</sub>O的主要反应，该反应步骤对火焰传播速度的影响很大，CO<sub>2</sub>通过基元反应(4)转化为CO，减少了H自由基与N<sub>2</sub>O的反应几率，从而使主体化学反应速率降低，预混气体燃烧速率随之降低，火焰传播速度随之减小<sup>[29]</sup>。

## 2.3 爆速和爆压

采用NASA的CEA化学平衡软件<sup>[30]</sup>估算了N<sub>2</sub>O与C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>反应的C-J爆轰参数。若系统内各组分的摩尔数没有自发的变化趋势，则称为达到化学平衡。在质量守恒的约束条件下，采用吉布斯自由能最小化为化学平衡判据，建立体系的化学平衡方程

$$G = g + \sum_{i=1}^i \lambda_i b_i - b_i^0 \quad (5)$$

式中：g为每千克混合物的吉布斯自由能，b<sup>0</sup><sub>i</sub>为每千克反应物中元素i的量，b<sub>i</sub>为每千克混合物中元素i的量，λ<sub>i</sub>为拉格朗日乘子。根据变分原理，对方程两边取变分，得到

$$\delta G = \sum_{j=1}^{NS} \left( \mu_j + \sum_{i=1}^t \lambda_i a_{ij} \right) \delta n_j + \sum_{i=1}^t (b_i - b_i^0) \delta \lambda_i = 0 \quad (6)$$

式中：μ<sub>j</sub>为每千克物质j的化学势，a<sub>ij</sub>为物质j中元素i的量。由于任何不等于零的小量δn<sub>j</sub>、δλ<sub>i</sub>是相互

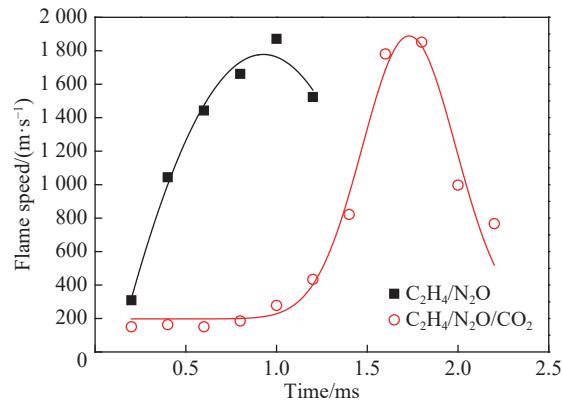


图5 C1管中C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O和C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O/CO<sub>2</sub>的火焰传播速度随时间变化曲线

Fig. 5 Flame speed of C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O and C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O/CO<sub>2</sub> as a function of time in the channel C1

独立的,因此可得

$$\mu_j + \sum_{i=1}^t \lambda_i a_{ij} = 0 \quad (j = 1, \dots, NS) \quad (7)$$

$$b_i - b_i^0 = 0 \quad (i = 1, \dots, t) \quad (8)$$

计算时初始温度( $T_0$ )和压力( $p_0$ )分别设定为 298 K 和 0.1 MPa; 反应物的量按照 N<sub>2</sub>O 与 C<sub>2</sub>H<sub>4</sub> 反应的理想方程式设定,即



则反应物的 C-J 爆轰速度( $v_{\text{CJ}}$ )为 2 200 m/s, 爆压( $p_{\text{CJ}}$ )为 3.90 MPa。

图 6 为 C4 管中火焰阵面传播速度随时间的变化曲线。点火后预混气体经历了点火初期、爆燃转爆轰、稳定爆轰和爆轰衰减 4 个阶段,爆轰阶段的平均爆速为 2 207 m/s,理论 C-J 爆速为 2 200 m/s,实验与理论计算值基本一致,误差为 0.3%。点火初期,由于加速环的扰动作用使得燃烧迅速转变为湍流燃烧,随着湍流强度的增大,湍流氛围内较小的涡团能量增强,促进了火焰的正向拉伸,使得火焰传播速度加快,同时在火焰前方形成一个高压流场区域<sup>[31]</sup>,因此预混气体在点火后很快进入爆燃转爆轰阶段。螺旋环的加速过程遵循“热点”机理,预混气体被点燃后,压缩波与障碍物相互作用产生局部热点,随着反应的进行,“热点”逐渐演变为微爆轰,产生的局部爆轰越频繁,火焰传播速度越大<sup>[5, 32]</sup>。图 7 显示了 C4 管中压力演变过程。由图 7 可知,100 mm 处压力峰值已达到最大值 6.46 MPa,400 mm 处压力峰值下降至 3.46 MPa,此时已形成典型的爆轰波形,预混气体已完成爆燃转爆轰过程,此后超压峰值逐渐趋于稳定。图 8 为不同位置压力峰值变化曲线。由图 8 可知,在 1 000~1 600 mm 区间内,压力峰值处于相对稳定阶段,波动较小,平均压力峰值为 3.92 MPa,理论计算值为 3.90 MPa,误差为 0.5%。

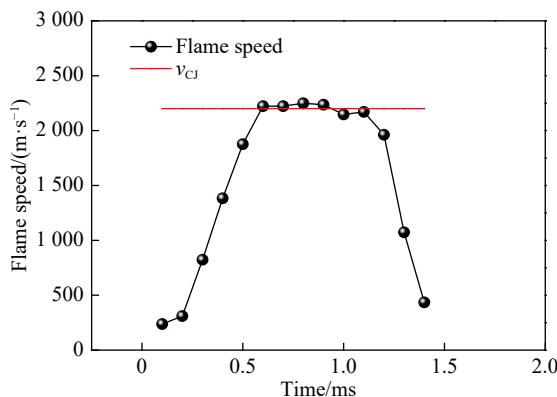


图 6 管道 C4 中火焰前端速度随时间变化曲线

Fig. 6 Flame speed as a function of time in the channel C4

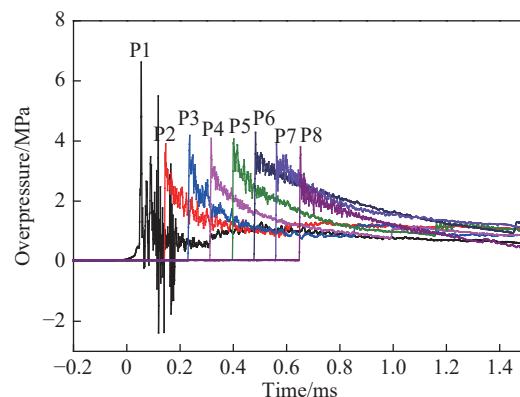


图 7 管道 C4 中 8 个压力传感器记录的压力曲线

Fig. 7 Pressure profiles versus time obtained by eight pressure gauges in the channel C4

冲击波和火焰传播速度随位移的变化关系如图 9 所示。由图 9 可知:在 100~1 000 mm 之间,冲击波速度振荡较大,总体上冲击波速度大于火焰传播速度;在 100~400 mm 之间,冲击波平均速度已上升至 2 325 m/s,在此区间内火焰最大速度约为 1 500 m/s;在 800~1 000 mm 之间,冲击波速度达到最大值 3 146 m/s。这是由于气体爆燃属于非理想爆炸,其爆炸能量不是瞬时释放,气体受热膨胀产生前驱压力波,其速度比火焰速度高得多,行进在火焰阵面前方,火焰在压缩过的未燃气中传播。在爆燃转爆轰过程中前驱冲击波阵面仍然行进在火焰面的前方,但二者的间距在减小<sup>[33]</sup>。在 1 000~1 600 mm 之间,冲击波振荡幅度变小,冲击波平均速度与火焰速度基本保持一致,燃烧管内形成稳定爆轰,爆轰以 2 149~2 461 m/s 向未燃区传播,此区间内冲击波和火焰平均速度分别为 2 277 和 2 235 m/s,与 C-J 理论爆轰速度的相对偏差分别为 3.5% 和 1.6%,实验结果与理论计算基本一致。

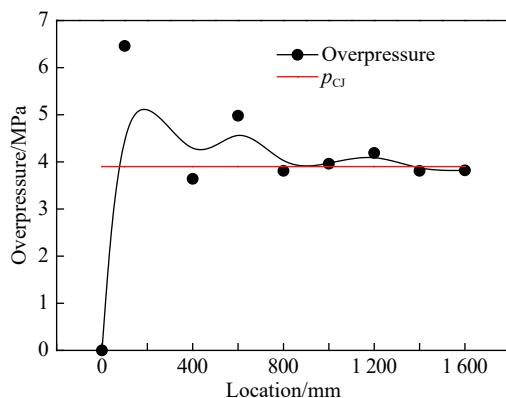


图 8 压力峰值变化曲线

Fig. 8 Plots of maximum overpressure obtained in the channel C4

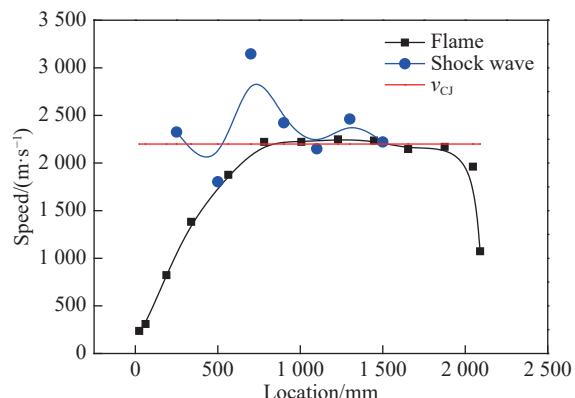


图 9 火焰传播速度、冲击波速度和 C-J 速度曲线

Fig. 9 Flame speed, shock wave velocity and C-J velocity curves

## 2.4 淬熄管径

图 10 为组合管道中火焰传播实测图像。右端为长 1 000 mm、内径 15 mm 的有机玻璃加速管, 中间为长 1 000 mm、内径 1.2 mm 的不锈钢燃烧管, 左端为长 500 mm、内径 15 mm 的有机玻璃验证管。从图 10 可知, 该条件下火焰从右端燃烧管经过中间的不锈钢管道传播至左端的验证管中。



图 10 组合管道中火焰传播实测图像

Fig. 10 Image of the flame propagation in combination channels

图 11 为预混火焰在组合管道中的传播情况, “×”表示火焰未通过中间不锈钢管, “■”表示通过,  $l$  表示点火端玻璃管长度,  $d$  表示中间不锈钢管道内径。由图 11 可知, 在本实验条件下,  $\text{C}_2\text{H}_4/\text{N}_2\text{O}$  的淬火管径 ( $d_q$ ) 为  $0.5 \text{ mm} < d_q < 0.7 \text{ mm}$ 。当  $d < 0.5 \text{ mm}$  时, 预混火焰均无法通过中间管道到达验证管; 当  $d$  为 1.2 和 2.0 mm 时, 火焰均可通过。由 2.1 节可知, 在大尺寸管道中, 边界效应导致预混气体火焰加速度随管径的减小而增大, 但当燃烧管道窄至微米级时, 管径越小, 火焰越容易淬熄。火焰发生淬熄主要由热损失和火焰过度拉伸导致<sup>[34]</sup>。管径越小, 管道表面积与容积的比值越大, 火焰通过管壁的热损失越大, 当热损失率大于燃烧反应的放热速率时, 火焰熄灭<sup>[35]</sup>; 过度拉伸使得火焰表面发生扭曲变形, 大量未燃气体进入反应区, 热扩散作用导致反应区热损失严重, 火焰发生熄灭<sup>[36]</sup>。尤其在变径管道中, 火焰更容易因热损失和火焰过度拉伸而淬熄<sup>[37]</sup>。

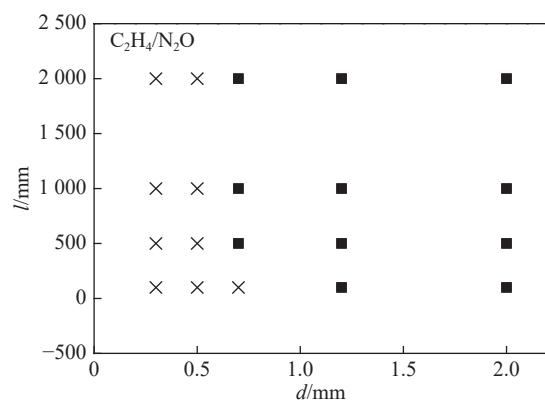


图 11 组合管道中预混火焰淬熄情况

Fig. 11 Diagram of the flame behaviors in combination channels

当  $d = 0.7$  mm, 前端加速管  $l = 100$  mm 时, 验证管中未观察到火焰, 但当  $l \geq 500$  mm 时, 火焰均可通过不锈钢管到达验证管, 因此, 增加前端加速管有利于火焰通过不锈钢窄管, 即淬熄管径减小。图 12 为预混火焰在加速管中的传播速度随时间变化曲线。由图 12 可知, 当  $l$  为 100、500、1 000 和 2 000 mm 时, 火焰阵面到达不锈钢管入口处的速度分别为 303、671、2 204 和 2 246 m/s。因此, 对于湍流火焰来讲, 传播速度越大, 淬熄越困难。根据设计阻火器的经验公式<sup>[6]</sup>

$$L > 2S_t \cdot d_q^2 \quad (10)$$

式中:  $L$  为淬熄管道长度, cm;  $S_t$  为湍流火焰传播速度,  $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ;  $d_q$  为淬熄管径, cm。当  $d_q = 0.5$  mm 时, 加速管中湍流火焰的最大速度为 2 533 m/s, 根据式(10)可得中间不锈钢管长度应大于 12.67 cm, 才能使火焰完全熄灭; 当  $d_q = 0.3$  mm 时,  $L > 4.56$  cm。

### 3 结 论

(1) 在大直径半封闭有机玻璃管中, 预混火焰经历了缓慢加速阶段、爆燃转爆轰阶段和爆轰阶段; 点火初期, 火焰速度和加速度随着管径的减小而增大, 内径为 5 mm 的管道中火焰加速最快, 10 和 15 mm 管道中火焰加速依次减小。CO<sub>2</sub> 会明显降低预混火焰的加速进程和最大爆轰速度, 在不改变推进性能的前提下, 加入 CO<sub>2</sub> 有利于提高预混气体的安全性能。C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O 的稳定爆速为 2 207 m/s, 稳定爆轰压力为 3.92 MPa, 与理论计算值一致。

(2) 实验得到常压下预混气体 C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O 在小直径不锈钢管中淬熄管径为  $0.5 \text{ mm} < d_q < 0.7 \text{ mm}$ ; 湍流火焰传播速度越大, 管径越大, 火焰淬熄越困难。同时依据淬熄管径、湍流火焰速度和淬熄长度的关系计算出防回火管道的长度, 为阻火器的设计提供参考。

### 参考文献:

- [1] 朱成财, 韩伟, 于忻立, 等. 氧化亚氮基单元复合推进剂技术研究述评 [J]. 火箭推进, 2016, 42(2): 79–85.  
ZHU C C, HAN W, YU X L, et al. Review of nitrous-oxide-based composite monopropellants technology [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2016, 42(2): 79–85.
- [2] 宋长青, 徐万武, 张家奇, 等. 氧化亚氮推进技术研究进展 [J]. 火箭推进, 2014, 40(2): 7–15.  
SONG C Q, XU W W, ZHANG J Q, et al. Research progress of nitrous oxide propulsion technology [J]. Journal of Rocket Propulsion, 2014, 40(2): 7–15.
- [3] MUNGAS G, VOZOFF M, RISHIKOF B. NOFBX<sup>TM</sup>: a new non-toxic, “green” propulsion technology with high performance and low cost [C]//63rd International Astronautical Congress. Naples, Italy, 2012.
- [4] GOHARDANI A S, STANOJEV J, DEMAIRE A, et al. Green space propulsion: opportunities and prospects [J]. Progress in Aerospace Sciences, 2014, 71: 128–149.
- [5] ROY G D, FROLOV S M, BORISOV A A. Pulse detonation propulsion: challenges, current status, and future perspective [J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2004, 30(6): 545–672.
- [6] WERLINGY L, LAUCK F, FREUDENMANN D, et al. Experimental investigation of the ignition, flame propagation and flashback behavior of a premixed green propellant consisting of N<sub>2</sub>O and C<sub>2</sub>H<sub>4</sub> [J]. Journal of Energy and Power Engineering, 2017, 11: 735–752.
- [7] MUSCAT V I, DENTON M B, SUDDENDORF R F. A Flashback-resistant burner for use with the nitrous oxide-acetylene

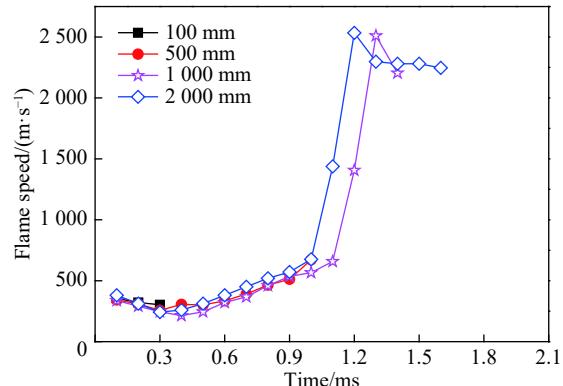


图 12 加速管长度不同时火焰传播速度随时间变化曲线

Fig. 12 Flame acceleration process as a function of time in accelerating channels with different lengths

- flame [J]. *Spectroscopy Letters*, 1973, 6(9): 563–567.
- [8] GIBBON D, BAKER A, NICOLINI D, et al. The design, development and in-flight performance of a low power resistojet thruster [C]//39th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit. Huntsville, Alabama, 2003.
- [9] VENKATESH P B, D'ENTREMONT J, MEYER S E, et al. High-pressure combustion and deflagration-to-detonation transition in ethylene/nitrous oxide mixtures [C]//8th U.S. National Combustion Meeting. Park City, Utah, 2013: 158–165.
- [10] VENKATESH P B, GRAZIANO T J, BANE S P M, et al. Deflagration-to-detonation transition in nitrous oxide-ethylene mixtures and its application to pulsed propulsion systems [C]//55th AIAA Aerospace Sciences Meeting. Grapevine, TX, 2017: 0372.
- [11] WERLING L K, HOCHHEIMER B, BARAL A L, et al. Experimental and numerical analysis of the heat flux occurring in a nitrous oxide/ethene green propellant combustion demonstrator [J]. *Journal of the American College of Surgeons*, 2013, 186(5): 562–569.
- [12] HOCHHEIMER B, PERAKIS N, WERLING L, et al. Test facilities to assess properties of a nitrous oxide/ethene premixed bipropellant for satellite propulsion system [C]//5th CEAS Air & Space Conference. Delft, The Netherlands, 2014.
- [13] ZHANG B, LIU H, WANG C. Detonation velocity behavior and scaling analysis for ethylene-nitrous oxide mixture [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 127: 671–678.
- [14] MOVILEANU C, RAZUS D, MITU M, et al. Explosion of  $C_2H_4-N_2O-N_2$  in elongated closed vessels [C]//7th European Combustion Meeting. Budapest, Hungary, 2015.
- [15] POWELL O A, PAPAS P, DREYER C. Laminar burning velocities for hydrogen-, methane-, acetylene-, and propane-nitrous oxide flames [J]. *Combustion Science & Technology*, 2009, 181(7): 917–936.
- [16] 李智鹏, 孙海云, 蒋榕培, 等. 乙烯-氧化亚氮层流预混燃烧过程研究 [J]. *火箭推进*, 2018, 44(5): 37–42.
- LI Z P, SUN H Y, JIANG R P, et al. Study on premixed laminar combustion process of ethylene/nitrous oxide mixture [J]. *Journal of Rocket Propulsion*, 2018, 44(5): 37–42.
- [17] NEWMAN-LEHMAN T, GRANA R, SESHADRI K, et al. The structure and extinction of nonpremixed methane/nitrous oxide and ethane/nitrous oxide flames [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2013, 34(2): 2147–2153.
- [18] 程关兵, 李俊仙, 李书明, 等. 氢气/丙烷/空气预混气体爆轰性能的实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(2): 249–252.
- CHENG G B, LI J X, LI S M, et al. An experimental study on detonation characteristics of binary fuels hydrogen/propane-air mixtures [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(2): 249–252.
- [19] 张博, 白春华.  $H_2-O_2$ /Air 直接起爆形成爆轰临界能量的预测模型 [J]. *高压物理学报*, 2013, 27(5): 719–724.
- ZHANG B, BAI C H. Theoretical prediction model of critical energy for direct detonation initiation in  $H_2-O_2$ /air mixtures [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2013, 27(5): 719–724.
- [20] 王鲁庆, 马宏昊, 王波, 等. 氢气/甲烷-空气爆轰波在含环形障碍物圆管内传播的试验研究 [J]. *高压物理学报*, 2018, 32(3): 035203.
- WANG L Q, MA H H, WANG B, et al. Detonation propagation in hydrogen/methane-air mixtures in a round tube filled with orifice plates [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2018, 32(3): 035203.
- [21] WU M H, BURKE M P, SON S F, et al. Flame acceleration and the transition to detonation of stoichiometric ethylene/oxygen in microscale tubes [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2007, 31(2): 2429–2436.
- [22] WANG C, HUANG F L, ADDAI E K, et al. Effect of concentration and obstacles on flame velocity and overpressure of methane-air mixture [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2016, 43: 302–310.
- [23] ALIOU S, ASHWIN C, ABDELLAH H. Mean structure of one-dimensional unstable detonations with friction [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2014, 743(3): 503–533.
- [24] 路长, 李毅, 潘荣锟. 管道截面对氢气/空气预混爆炸影响的实验研究 [J]. *火灾科学*, 2015, 24(2): 68–74.
- LU C, LI Y, PAN R K. Experimental study of the duct cross section effects on the hydrogen/air premixed explosion [J]. *Fire Safety Science*, 2015, 24(2): 68–74.
- [25] 王成, 韩文虎, 宁建国. 边界层和障碍物对湍流火焰加速机理的研究 [C]//第十五届全国激波与激波管学术会议. 杭州, 2012.
- [26] LIU F, GUO H, SMALLWOOD G J. The chemical effect of  $CO_2$  replacement of  $N_2$  in air on the burning velocity of  $CH_4$  and  $H_2$  premixed flames [J]. *Combustion and Flame*, 2003, 133(4): 495–497.
- [27] PARK J, LEE K, LEE E. Effects of  $CO_2$  addition on flame structure in counter flow diffusion flame of  $H_2/CO_2/N_2$  fuel [J].

- International Journal of Hydrogen Energy, 2001, 25(6): 469–485.
- [28] PARK J, HWANG D, CHOI J, et al. Chemical effects of CO<sub>2</sub> addition to oxidizer and fuel streams on flame structure in H<sub>2</sub>-O<sub>2</sub> counter flow diffusion flames [J]. International Journal of Energy Research, 2003, 27(13): 1205–1220.
- [29] POWELL O, PAPAS P. Flame structure measurements of nitric oxide in hydrocarbon-nitrous-oxide flames [J]. Journal of Propulsion & Power, 2015, 28(5): 1052–1059.
- [30] 李猛, 王宏, 陈雪莉. 复杂化学平衡应用计算程序 [J]. 兵器装备工程学报, 2010, 31(9): 132–134.
- [31] BABKIN V S. Filtrational combustion of gases. Present state of affairs and prospects [J]. Pure & Applied Chemistry, 1993, 65(2): 335–344.
- [32] KELLENBERGER M, CICCARELLI G. Advancements on the propagation mechanism of a detonation wave in an obstructed channel [J]. Combustion and Flame, 2018, 191: 195–209.
- [33] LIBERMAN M A, IVANOV M F, KIVERIN A D, et al. Deflagration-to-detonation transition in highly reactive combustible mixtures [J]. Acta Astronautica, 2010, 67(7/8): 688–701.
- [34] CHAKRAVARTHII D M K, DEVARAJAN M, SUBRAMANI S. Experimental and numerical investigation of pressure drop and heat transfer coefficient in converging-diverging microchannel heat sink [J]. Heat and Mass Transfer, 2017, 53(7): 2265–2277.
- [35] FAN A, WAN J, LIU Y, et al. Effect of bluff body shape on the blow-off limit of hydrogen/air flame in a planar micro-combustor [J]. Applied Thermal Engineering, 2014, 62(1): 13–19.
- [36] YANG S, SHY S. Global quenching of premixed CH<sub>4</sub>/air flames: effects of turbulent straining, equivalence ratio, and radiative heat loss [J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2002, 29(2): 1841–1847.
- [37] YANG W, DENG C, ZHOU J, et al. Experimental and numerical investigations of hydrogen-air premixed combustion in a converging-diverging micro tube [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014, 39(7): 3469–3476.

## Detonation and Quenching Characteristics of Premixed C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O

LI Yuyan<sup>1,2</sup>, JIANG Rongpei<sup>3</sup>, LI Zhipeng<sup>3</sup>, XU Sen<sup>1</sup>, PAN Feng<sup>1,2</sup>, XIE Lifeng<sup>1</sup>

(1. School of Chemical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;

2. National Quality Supervision and Inspection Center for Industrial Explosive Materials, Nanjing 210094, Jiangsu, China;

3. Beijing Institute of Aerospace Testing Technology, Beijing 100074, China)

**Abstract:** The detonation and the flame quenching properties of premixed gas C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O in the combustion channels were studied experimentally using a self-developed flame propagation experiment. The results show that the premixed gas achieves the transition from deflagration to detonation in all the PMMA channels with the diameters of 5 mm, 10 mm and 15 mm, and the flame speed and acceleration rate decreased gradually with the increase of the channel diameter. 2.4% CO<sub>2</sub> (mass fraction) diluent flame undergoes a process of stable combustion at the initial stage. The steady detonation speed and pressure are 2 207 m/s and 3.92 MPa, respectively, which are consistent with the theoretical values. The critical quenching diameter is 0.5–0.7 mm. The higher the propagation speed of the flame, the larger the channel diameter, the more difficult the flame quenching. According to the relationship between quenching diameter, turbulent flame velocity and quenching distance, the length of the flame arresters passageway length is calculated, which provides a reference for designing flashback arresters.

**Keywords:** premixed gas; detonation velocity; overpressure; quenching; C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>/N<sub>2</sub>O

# 金属丝网对甲烷/空气爆燃火焰传播特性的影响

孙玮康, 陈先锋, 冯梦梦, 黄楚原, 刘 静, 赵 齐, 智雪珂

(武汉理工大学安全科学与应急管理学院, 湖北 武汉 430070)

**摘要:**在自主设计的方形管道中开展了金属丝网对甲烷/空气预混气体爆燃火焰传播特性影响的实验, 通过改变金属丝网的目数和层数, 探讨其对爆燃火焰超压和温度的影响。结果表明: 金属丝网能有效抑制爆燃火焰的超压与温度, 安装金属丝网后, 管道内测得的超压峰值与温度峰值相较于无金属丝网均出现降低, 温度峰值衰减率最高达到 52.37%, 超压峰值衰减率最高达到 66.84%; 金属丝网的目数和层数是影响金属丝网对超压抑制效果的重要因素, 层数与目数较小时, 达到超压峰值的时间相较于无金属丝网时提前, 层数与目数适中时, 超压曲线出现二次峰值现象, 层数与目数较大时, 超压能得到有效抑制; 随着目数与层数的增加, 火焰热量向前扩散速度变慢, 温度曲线起始时间相较于无金属丝网时延后。

**关键词:**安全工程; 丝网阻爆; 爆燃火焰; 爆燃温度; 爆燃超压

中图分类号: O382; X932

文献标识码: A

甲烷作为天然气、煤层气、页岩气、瓦斯的主要成分, 因其储量大、清洁环保、热值大等优势, 被视为 21 世纪最有可能替代化石能源、解决世界能源危机的燃料之一。我国在“十三五”、“十四五”规划中明确提出要在 21 世纪大力发展战略性新兴产业, 增加天然气在我国能源消费结构中的比例<sup>[1-2]</sup>。但在天然气开采、输送的过程中, 天然气泄漏导致的爆炸事故一直是制约天然气行业发展的重要阻碍。天然气泄漏到空气中, 与空气形成一定浓度的预混气体, 当浓度处在爆炸极限范围内时, 遇到具有一定能量的物质, 易造成天然气爆燃甚至爆轰事故, 对作业人员的生命安全和设备的安全运行产生威胁。因此, 开展天然气爆炸安全防护技术的研究具有十分重要的意义。

丝网结构简单、廉价、易制、对爆炸具有良好的抑制效果, 因而受到国内外研究人员的青睐<sup>[3-6]</sup>, 并开展了大量的研究工作, 主要包括金属丝网层数与目数<sup>[7-11]</sup>、金属丝网材料<sup>[12]</sup>、泡沫陶瓷和泡沫金属<sup>[13-15]</sup>、理论推导<sup>[16]</sup>、多孔区域结构参数<sup>[17]</sup>等因素对可燃气体爆炸特性的影响。陈鹏等<sup>[7]</sup>利用自行设计的水平管道及相应的测试系统, 研究了金属丝网结构参数对火焰传播过程中火焰前锋的变化以及超压峰值的影响。喻健良等<sup>[8]</sup>通过设计的爆炸实验水平长管道系统, 开展了两种不同结构参数的金属丝网对火焰传播过程中火焰传播速度与超压峰值的影响, 建立了这些参数与丝网结构参数之间的数学关系式。张巨峰等<sup>[9]</sup>通过实验研究了金属丝网对预混可燃气体爆炸火焰传播的影响, 多层金属丝网可以明显地影响预混可燃气体爆炸火焰在管道内的传播, 可以完全淬熄较弱的爆炸火焰。程方明等<sup>[10]</sup>通过实验和三维数值模拟技术研究了安装金属丝网的管道内火焰传播特性以及流场、温度场的变化, 发现 40 目 4 层的金属丝网可以使火焰淬熄, 30 目 4 层的金属丝网无法淬熄火焰, 但可以使火焰停滞 3 ms。Yang 等<sup>[11]</sup>开展了网孔结构对预混可燃气体爆炸火焰的影响实验, 发现网孔结构的位置和尺寸对火焰

\* 收稿日期: 2020-04-03; 修回日期: 2020-05-07

基金项目: 国家自然科学基金(51774221); 中央高校基本科研业务费专项资金(205261002)

作者简介: 孙玮康(1996—), 男, 硕士研究生, 主要从事防火防爆技术研究。

E-mail: sunweikang@whut.edu.cn

通信作者: 陈先锋(1975—), 男, 博士, 教授, 主要从事工业爆炸安全(机理、风险管控)研究。

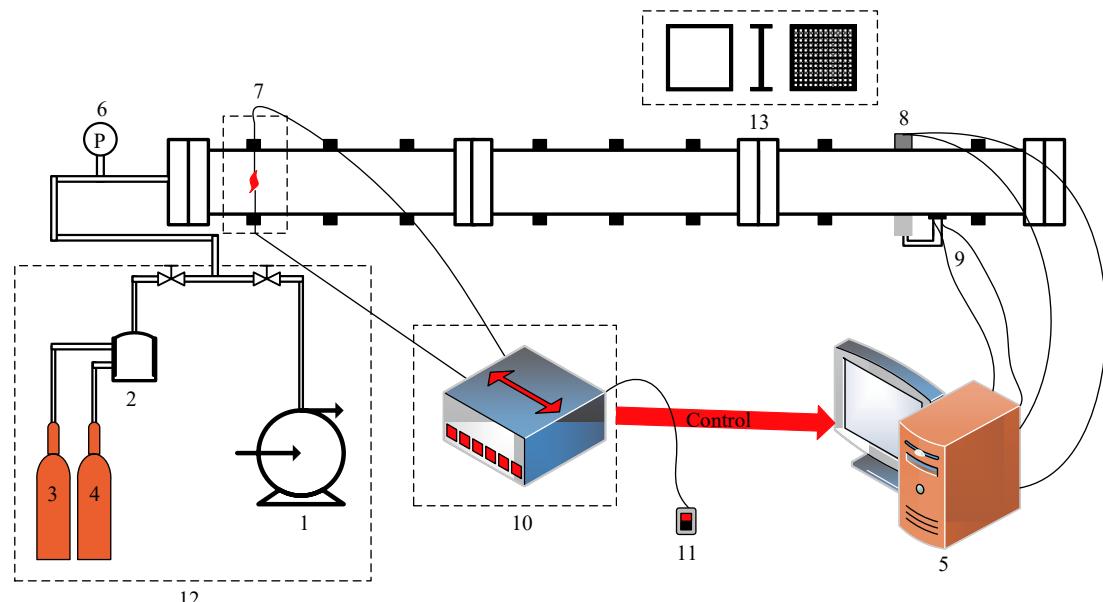
E-mail: cxf618@whut.edu.cn

的发展有非常重要的影响,当网孔靠近点火位置时对火焰发展有激励作用。顾涛等<sup>[12]</sup>在自行设计的箱体结构中研究了金属丝网与点火源之间的距离、金属丝网材料的热传导系数对火焰波阻隔效果的影响,由此提出了金属热导系数与阻隔火焰波时间的函数关系。孙建华等<sup>[13]</sup>在长管道中开展了不同参数的金属丝网、泡沫陶瓷材料及二者组合体抑爆效果的实验研究,发现一定参数的金属丝网和泡沫陶瓷组合体对爆炸火焰超压峰值和温度峰值的衰减效果都优于单体。魏春荣<sup>[14]</sup>通过自主设计的长管道系统,研究了金属丝网、泡沫陶瓷与泡沫金属结构参数对爆炸火焰超压峰值、温度峰值的影响。Chen 等<sup>[15]</sup>开展了金属泡沫网对预混气体在封闭管道内传播的影响研究,结果表明:孔隙率对爆炸的严重性有很大的影响,能使超压降低 33.3%~46.6%,且随着孔隙率的增大,最大压力上升速率呈线性减小的规律,但对火焰尖端的速度和形状影响较小。吴征艳等<sup>[16]</sup>在多层金属丝网结构对瓦斯爆炸传播的抑制作用机理上建立了多层丝网结构抑燃抑爆的数学模型,表述了火焰传播参数、爆炸反应波参数与丝网结构参数之间的关系。Ciccarelli 等<sup>[17]</sup>使用直径为 1.27 cm 的球珠组成不同厚度的多孔区域,研究了多孔区域厚度和孔隙对预混气体爆炸火焰传播速度与火焰前锋反应区厚度的影响。

上述研究工作主要针对可燃性气体爆炸过程中火焰结构、火焰传播速度、超压峰值与温度峰值随实验条件的变化,对实验容器内超压、温度随时间总体变化过程的研究较少,而实际情况下,爆炸事故现场的压力、温度随时间的变化过程是影响人员逃生的重要因素之一。基于以上情况,本工作利用方形管道火焰传播测试系统,开展不同目数、层数的丝网结构对管道内甲烷/空气预混气体爆燃火焰超压、温度的影响研究,利用温度峰值衰减率、超压峰值衰减率来表征金属丝网的抑制效果,为实际工作中丝网结构的参数选用提供数据依据。

## 1 实验系统及方法

实验系统主要由 5 部分组成,分别是燃烧主管道、高压点火系统、配气系统、数据采集系统以及同步控制系统,各部分之间的连接关系如图 1 所示。



1. Vacuum pump; 2. Premixed vessel; 3. Methane; 4. Air; 5. Data acquisition system; 6. Vacuum meter;  
7. Spark electrode; 8. Pressure transducer; 9. Thermocouple; 10. Synchronous control system;  
11. Ignition switch; 12. Gas distributing system; 13. Metal mesh and metal splint.

图 1 实验系统结构示意图

Fig. 1 Schematic of experimental system

燃烧主管道由 3 节截面尺寸为 110 mm × 110 mm、长度为 1 m(壁厚 20 mm)的方管通过法兰-螺栓结构连接而成。高压点火系统由高压放电器、两根纯钨丝电极针组成,电极针安装在离管道左端 25 cm

处(图 1 中位置 7), 高压放电器能产生 14 kV 的高压。实验选用体积分数为 9.5% 的甲烷/空气预混气体作为研究对象。采用抽真空法(利用配气仪预先配置所需浓度的可燃性气体)进行配气, 实验条件为 298 K、0.1 MPa。数据采集仪为 HIOKI 公司的 8861-50 型存储记录仪。压力传感器为 CYG409 型水冷式齐平封装高频动态高温压力传感器(量程为 0~1 MPa), 使用 Pt/Rh13-Pt(R)型精细热电偶测试爆燃火焰温度, 压力传感器和热电偶分别安装在距离管道右端 50 cm 处(图 1 中的 8、9 位置)。实验过程如下:(1)对管道进行清洁;(2)对燃烧管道进行气密性检查;(3)利用抽真空法进行配气, 配气结束后, 静置 5 min, 确保管道内甲烷/空气预混气体混合均匀;(4)点火触发, 在同步控制系统的控制下触发各系统, 完成实验和数据采集。

实验使用的金属丝网目数分别为 10、20、30, 层数分别为 1、2、3。图 2 为金属丝网实物, 表 1 列出了金属丝网的结构参数, 金属丝网结构通过钢制夹板固定在距离管道左端 2 m(图 1 中的位置 13)的位置处。

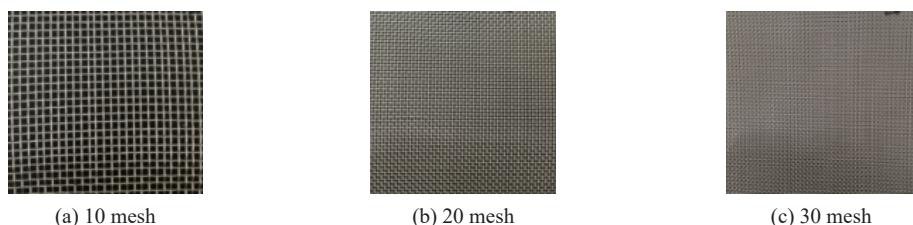


图 2 金属丝网实物

Fig. 2 Picture of wire mesh

表 1 金属丝网结构参数

Table 1 Mesh structure parameters

Wire mesh	Holes per cm	Aperture/cm	Wire diameter/mm	Metal area fraction/%	Metal volume fraction/%
10	3.937	2.110	0.450	0.723 2	0.272 5
20	7.874	0.950	0.315	0.565 6	0.389 6
30	11.811	0.610	0.234	0.524 0	0.434 1

## 2 实验结果及分析

### 2.1 对爆燃火焰温度的影响

#### 2.1.1 目数对爆燃温度的影响

金属丝网层数固定、目数改变时, 管道内温度随时间的变化过程如图 3 所示, 其中“0”对应于无金属丝网。由图 3 可得, 当管道内无金属丝网时, 温度在 70 ms 时开始急速上升, 239 ms 时达到温度峰值 1588 °C, 之后温度快速下降。增加金属丝网目数时, 除 1 层金属丝网工况下 20 目较 10 目的温度峰值有微弱增加之外, 其他工况条件下温度峰值都随目数的增加而降低, 所有工况条件下, 温度峰值较无金属丝网条件均出现降低, 金属丝网为 3 层、30 目时, 测得的温度峰值为 759 °C, 相较于无金属丝网时测得的 1588 °C, 温度峰值下降了 52.51%, 说明放置金属丝网后, 管道内爆燃火焰温度得到了明显的抑制。安装金属丝网时管道内温度下降过程较未安装金属丝网时也出现明显的波动现象, 并且温度起始时间出现明显的延后。这是因为, 实验过程中, 热电偶布置在金属丝网后部, 火焰通过金属丝网时, 金属丝网本身良好的导热性能使部分热量被金属丝网吸收, 并且金属丝网的网状结构使火焰锋面出现褶皱并破损<sup>[10]</sup>, 破坏了反应中的热平衡。金属丝网目数越大, 孔径越小, 与火焰的接触面积越大, 破坏作用越明显, 导致热量向前传递的时间变长, 热电偶测得的温度起始时间越延后, 并且相较于无金属丝网时快速、无波动下降的温度曲线, 放置金属丝网后各工况下测得的温度曲线在温度下降过程中出现明显的波动, 也进一步说明金属丝网的存在打破了管道内反应的热平衡。

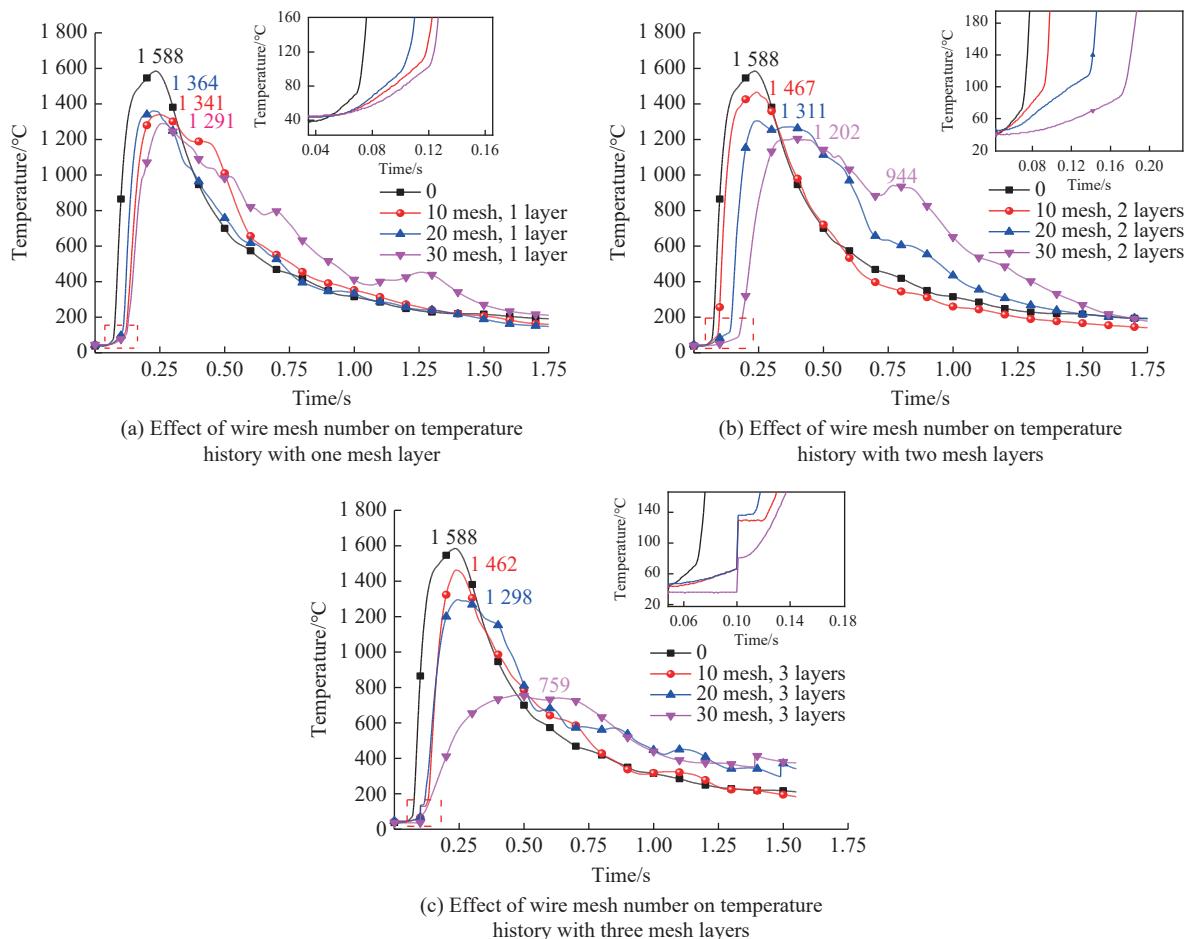


图3 不同目数时管道内温度-时间变化曲线

Fig. 3 Temperature-time curves with different mesh numbers

由图3各工况条件下温度-时间曲线中得到的温度峰值, 使用温度峰值衰减率来表征丝网结构对管道内甲烷/空气预混气体爆燃火焰温度的抑制效果, 计算公式为

$$\tau = [(T_{\max 0} - T_{\max}) / T_{\max 0}] \times 100\% \quad (1)$$

式中:  $\tau$  为温度峰值衰减率,  $T_{\max 0}$  为无金属丝网时的温度峰值,  $T_{\max}$  为各工况下的温度峰值。将计算结果进行线性拟合, 如图4所示。

由图4可得, 在实验误差允许的范围内, 温度峰值衰减率随着金属丝网目数的增加而增大, 金属丝网层数越多, 温度峰值衰减率增大的幅度越大。根据金属丝网层数的不同, 可以将抑制效果分成3个阶段。第1阶段为金属丝网目数小于13时, 层数越大, 抑制效果反而越弱, 但是随着目数的增加, 抑制效果之间的差距减小。这是因为, 金属丝网目数较小时, 火焰能顺利通过金属丝网, 金属丝网使下游流体由层流转变为湍流, 对火焰表现为一定的激励作用<sup>[10]</sup>, 单位时间内参与反应的气体增多, 释放的热量增大, 从而对衰减效果进行了部分补偿, 导致温度峰值衰减率降低, 但是整体上还是表现出对温度的衰减效果。第2阶段为

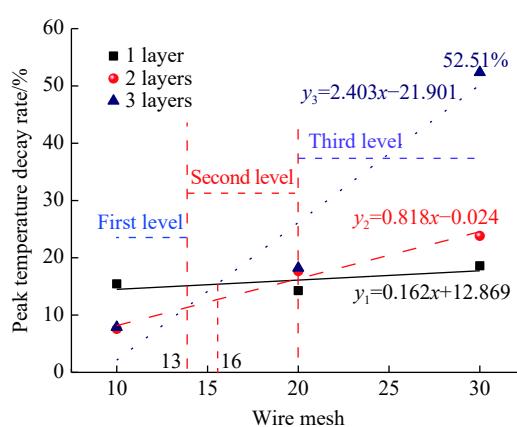


图4 温度峰值衰减率-目数拟合曲线

Fig. 4 Fitted curves of the relationship between peak temperature decay rate and mesh number

金属丝网目数大于13且小于20时,2层金属丝网的温度峰值衰减率一直小于1层金属丝网,3层金属丝网温度峰值衰减率快速增加,在16目之后,高于另外两种工况。第3阶段为金属丝网目数大于20时,3层金属丝网的温度峰值衰减率随着目数的增加呈快速增大趋势,而1层和2层时增大较缓慢。

### 2.1.2 层数对爆燃温度的影响

金属丝网目数固定、层数改变时,管道内温度随时间的变化过程如图5所示,其中“0”表示无金属丝网。由图5可得,当金属丝网目数为10、20时,相较于无金属丝网,各工况下温度峰值出现轻微降低;金属丝网目数为30时,温度峰值显著降低,说明管道内的火焰得到了抑制,并且当目数为30时,抑制效果最好。随着层数的增加,除10目1层和10目2层这两种工况之外,其他工况温度起始时间均随层数的增加出现明显的延后,与2.1.1节中目数使温度起始时间延后的原因类似。

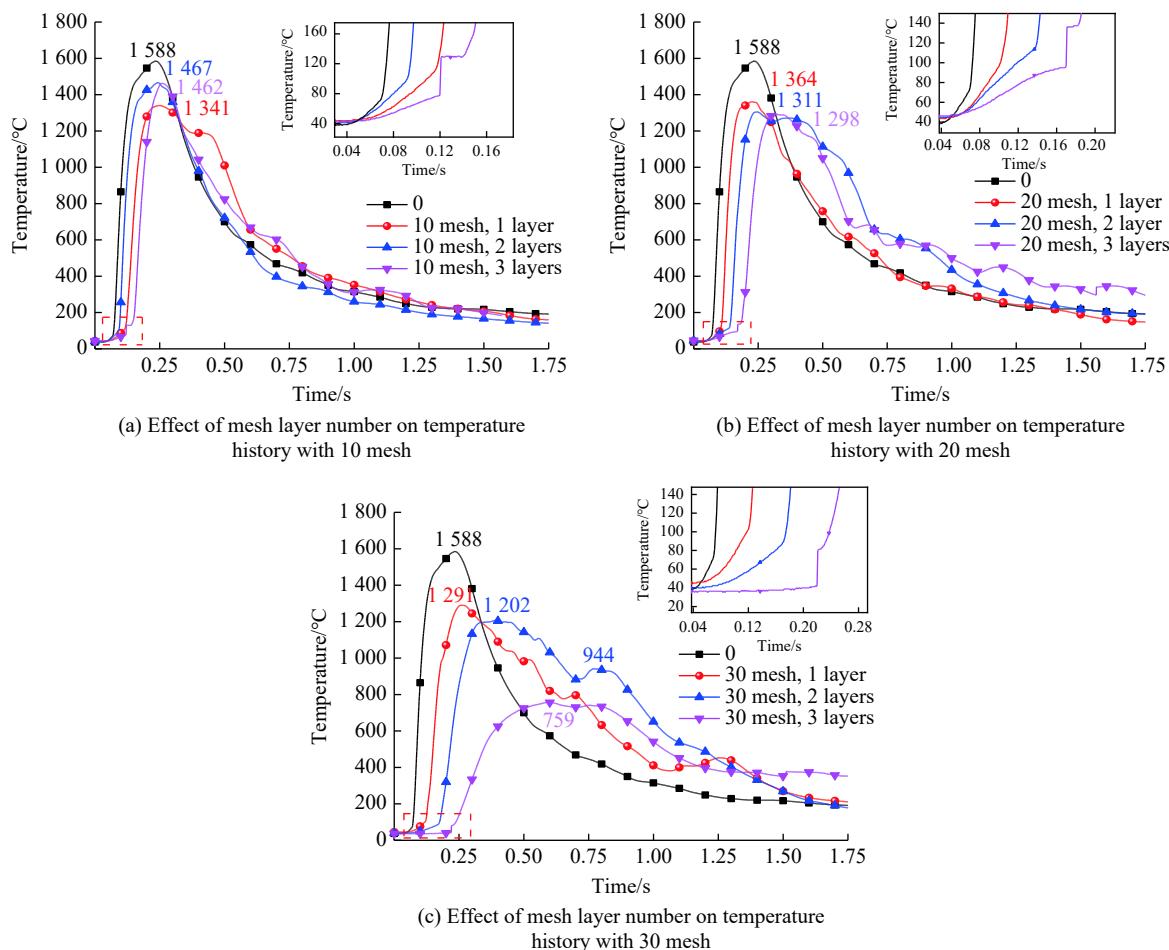


图5 不同层数时管道内温度-时间变化曲线

Fig. 5 Temperature history curves with different layer numbers

利用实验计算得到温度峰值衰减率,对温度峰值衰减率随层数的变化关系进行了线性拟合,拟合曲线如图6所示。由图6可得:当金属丝网目数较小时,温度峰值衰减率随层数的增加无明显变化或略有下降;当金属丝网目数较大时,温度峰值衰减率随层数的增加显著增加。与2.1.1节分析的目数对温度峰值衰减率的影响相比,目数的增加对温度峰值的衰减效果更加显著。

### 2.2 对爆燃火焰超压的影响

#### 2.2.1 目数对爆燃超压的影响

金属丝网层数固定、目数改变时,管道内超压随时间变化的过程如图7所示,其中0表示无金属丝网。由图7可得:当管道内无金属丝网时,超压快速上升,在26 ms时达到超压峰值375.5 kPa,之后超压

快速下降。放置金属丝网后,各工况下测得的超压峰值均低于无金属丝网情况,并且除1层金属丝网条件下超压峰值下降幅度较小外,其他工况下管道内超压峰值显著降低,当金属丝网层数为3,目数分别为10、20、30时,管道内测得的超压峰值分别为236.2、221.4、124.8 kPa,超压峰值分别衰减了37.55%、41.14%、88.84%,说明爆燃超压得到了有效的抑制。在30目2层、10目3层和20目3层这3种工况下,会出现两次超压峰值,是因为该3种工况金属丝网目数或层数相对较大,火焰在通过金属丝网时,金属丝网本身的吸热、吸波效应<sup>[7]</sup>以及对火焰锋面进行破坏、切割,导致管道内超压降低,随着火焰的传播,火焰通过金属丝网后,网后燃烧反应速率突然加快,超压又一次上升,直至反应结束。当金属丝网目数或层数较小时(10目1层、20目1层、30目1层、10目2层、20目2层),相较于无金属丝网条件,管道内达到超压峰值的时间缩短;当金属丝网目数或层数适中时(30目2层、10目3层、20目3层),管道内到达超压峰值的时间相较于无金属丝网延长;当金属丝网层数、目数较大时(30目3层),管道内的超压得到明显抑制。这是因为,金属丝网除了具有吸热、吸波效应,还可以看作障碍物,增加了管道内流体的湍流强度,导致火焰在管道内的传播速度加快,这种激励作用与金属丝网的层数与目数密切相关,所以当金属

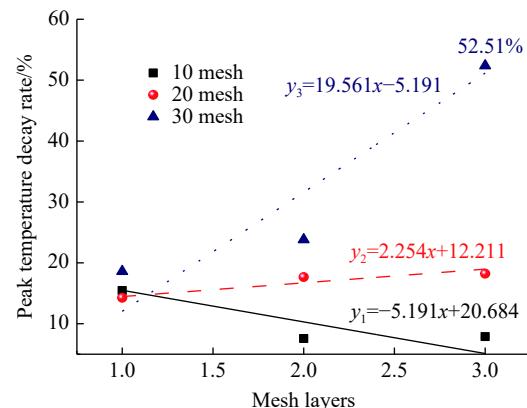


图6 温度峰值衰减率-层数变化关系拟合曲线

Fig. 6 Fitted curves of the relationship between peak temperature decay rate and layer number

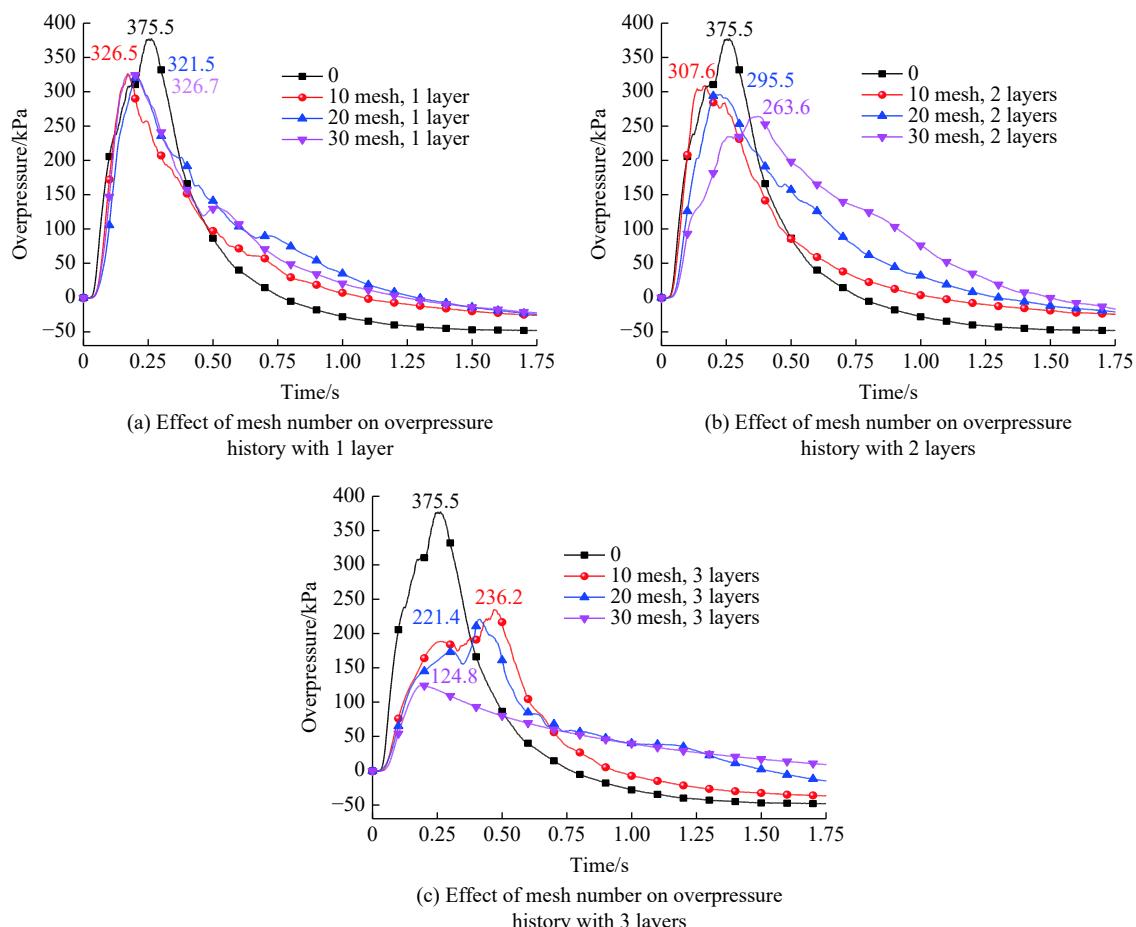


图7 不同目数时管道内超压-时间变化曲线

Fig. 7 Overpressure history curves with different mesh numbers

丝网层数或目数较小时,火焰通过金属丝网时,这种激励作用起主导因素,从而加快了管道内火焰的传播速度,使到达压力峰值的时间提前,而当金属丝网层数、目数较大时,这种激励作用较弱,金属丝网本身的吸热、吸波效应起主导因素,使得压力达到峰值的时间延后。说明最大压力峰值出现时刻也与火焰-湍流耦合效应发生时刻有关<sup>[18]</sup>。

使用超压峰值衰减率来判断金属丝网对管道内甲烷爆炸阻隔防爆效果,计算公式为

$$\lambda = [(p_{\max 0} - p_{\max}) / p_{\max 0}] \times 100\% \quad (2)$$

式中: $\lambda$ 为超压峰值衰减率, $p_{\max 0}$ 为无金属丝网条件下的超压峰值, $p_{\max}$ 为各工况下的超压峰值。根据计算结果利用线性拟合的方式进行拟合,结果如图8所示。由图8可得:当金属丝网层数为1时,超压峰值衰减率随目数的增大增幅较小;丝网层数为2、3时,超压峰值衰减率随目数的增大显著增大,当金属丝网为30目3层时,超压峰值衰减率达到66.84%。

## 2.2.2 层数对爆燃超压的影响

金属丝网目数固定、层数改变时,管道内超压随时间的变化过程如图9所示,其中0对应于无金属

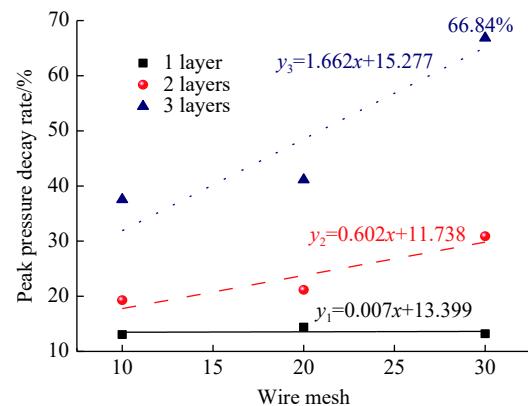


图8 超压峰值衰减率-目数变化拟合曲线

Fig. 8 Fitted curves of the relationship between peak overpressure decay rate and mesh number

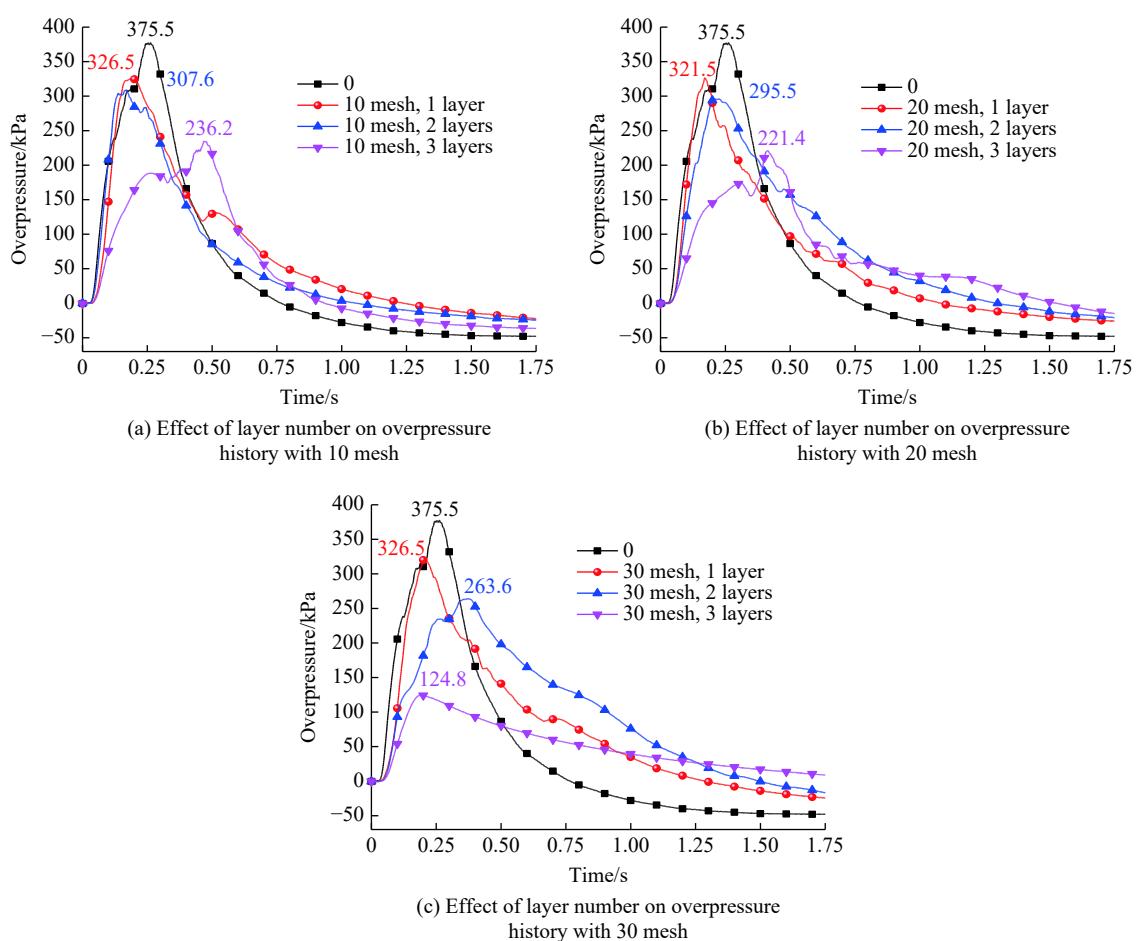


图9 不同层数时管道内超压-时间变化曲线

Fig. 9 Overpressure history curves with different layer numbers

丝网。由图9可得,金属丝网层数对管道内爆燃超压的影响规律与不同目数作用下爆燃超压变化规律相似,随着金属丝网层数的增加,超压峰值降低,特别是当丝网层数为3时,超压峰值下降显著,金属丝网为30目3层时,管道内达到的超压峰值降低到124.8 kPa,下降了66.84%,说明金属丝网能有效抑制管道内的爆燃超压。并且从图9(a)、图9(b)中可以明显看出,当金属丝网层数较小(1层、2层)时,管道内达到超压峰值的时间提前,当层数增加到3层时,管道内达到超压峰值的时间延后,也证明了2.2.1节中的解释。

超压峰值衰减率随层数的变化拟合曲线如图10所示。由图10可得:随着金属丝网层数的增加,超压峰值衰减率显著增大,与2.2.1节分析的目数对超压峰值衰减率的影响相比,层数的增加对超压的衰减效果更加显著。

### 3 结 论

通过自主搭建的方形管道火焰传播测试系统,开展了不同目数、层数的丝网结构对甲烷/空气预混气体爆燃特性影响的实验研究,主要得出以下结论。

(1)在管道中安装丝网结构时,管道内测得的甲烷/空气预混气体爆燃火焰的温度峰值与超压峰值相较于无金属丝网时均降低,目数与层数越大,抑制效果越好,当金属丝网为3层30目时,温度峰值衰减率达到52.37%,超压峰值衰减率达到66.84%。

(2)金属丝网抑制爆燃火焰超压变化的过程表现为:层数或目数较小时(1层或10目),管道内达到超压峰值的时间提前;层数或目数适中时(2层或20目),超压曲线出现两个超压峰值;层数或目数较大时(3层或30目),爆燃火焰超压能得到有效的抑制;金属丝网的存在破坏了管道内的热平衡,导致热量向前传递的时间变长,热电偶测得的温度起始时间延后,并且相较于无金属丝网条件下快速、无波动下降的温度曲线,安装金属丝网后各工况下测得的温度曲线在温度下降过程中出现明显的波动。

(3)甲烷/空气预混气体爆燃火焰通过金属丝网后,金属丝网后部的流场湍流强度增大,对火焰具有一定的激励作用,从而对爆燃超压衰减进行一定的补偿,进而影响金属丝网的抑爆效果。

### 参考文献:

- [1] 西南石油大学.中国天然气行业景气指数持续发布 [J].天然气工业,2018,38(4): 11.
- [2] 天工.“十三五”天然气将成为我国能源转型的重要抓手 [J].天然气工业,2017,37(4): 149.
- TIAN G. “13th Five-Year Plan” natural gas will become an important driver of China’s energy transition [J]. Natural Gas Industry, 2017, 37(4): 149.
- [3] JIN K Q, DUAN Q L, CHEN J Y, et al. Experimental study on the influence of multilayer wire mesh on dynamics of premixed hydrogen-air flame propagation in a closed duct [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2017, 42: 14809–14820.
- [4] CUI Y Y, WANG Z R, ZHOU K B, et al. Effect of wire mesh on double suppression of CH<sub>4</sub>/air mixture explosions in a spherical vessel connected to pipelines [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2017, 45: 6977.
- [5] SUN J H, ZHAO Y, WEI C R, et al. The comparative experimental study of the porous materials suppressing the gas explosion [J]. Procedia Engineering, 2011, 26: 954960.
- [6] 王振成, 小川辉繁. 金属网阻火器设计参数的优化选择 [J]. 中国安全科学学报, 1995(Suppl 2): 176–182.
- WANG Z C, XIAOCHUAN H F. Optimization selection of design parameters of metal mesh flame arrester [J]. Chinese Journal

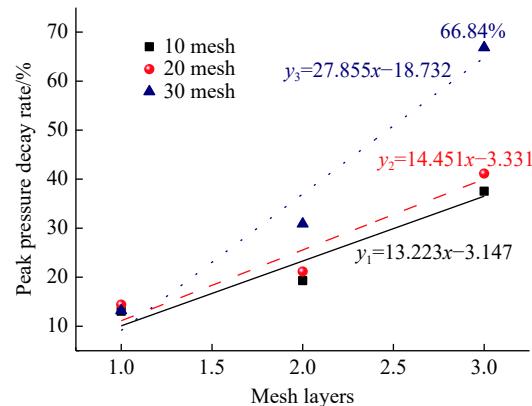


图10 超压峰值衰减率-层数变化拟合曲线

Fig. 10 Fitted curves of the relationship between peak overpressure decay rate and layer number

- of Safety Science, 1995(Suppl 2): 176–182.
- [7] 陈鹏, 杨永波, 郭实龙, 等. 金属丝网对甲烷/空气预混火焰传播影响的研究 [J]. 中国安全科学学报, 2014, 24(7): 33–36.  
CHEN P, YANG Y B, GUO S L, et al. Effect of metal mesh on methane/air premixed flame propagation [J]. Chinese Journal of Safety Science, 2014, 24(7): 33–36.
- [8] 喻健良, 蔡涛, 李岳, 等. 丝网结构对爆炸气体淬熄的试验研究 [J]. 燃烧科学与技术, 2008(2): 97–100.  
YU J L, CAI T, LI Y, et al. Experimental study on quenching of explosive gas by wire mesh structure [J]. Combustion Science and Technology, 2008(2): 97–100.
- [9] 张巨峰, 武元, 杨运尧, 等. 管道内多层金属丝网对预混可燃气体爆炸火焰传播的影响 [J]. 山西大同大学学报(自然科学版), 2012, 28(1): 66–70.  
ZHANG J F, WU Y, YANG Y Y, et al. Influence of multilayer metal wire mesh in pipeline on the flame propagation of premixed combustible gas explosion [J]. Journal of Shanxi Datong University (Natural Science Edition), 2012, 28(1): 66–70.
- [10] 程方明, 常助川, 史合, 等. 金属丝网对甲烷/空气预混火焰管道内传播的影响 [J]. 中国安全生产科学技术, 2020, 16(1): 135–140.  
CHENG F M, CHANG Z C, SHI H, et al. Impact of metal wire mesh on methane/air premixed flame pipeline propagation [J]. China Safety Science and Technology, 2020, 16(1): 135–140.
- [11] YANG Y, HE X Q, LUO G, et al. Effect of meshy obstacle on methane gas explosion [J]. Procedia Engineering, 2011, 26: 70–74.
- [12] 顾涛, 王凯全, 疏小勇, 等. 金属丝网对火焰波阻隔效应研究 [J]. 消防科学与技术, 2014, 33(1): 14–17.  
GU T, WANG K Q, SHU X Y, et al. Research on the effect of metal wire mesh on flame wave blocking [J]. Fire Science and Technology, 2014, 33(1): 14–17.
- [13] 孙建华, 赵益, 魏春荣, 等. 金属丝网和泡沫陶瓷组合体抑制瓦斯爆炸的实验研究 [J]. 煤炭学报, 2012, 37(7): 1156–1160.  
SUN J H, ZHAO Y, WEI C R, et al. Experimental study on the suppression of gas explosion by the combination of metal wire mesh and foam ceramics [J]. Chinese Journal of Coal, 2012, 37(7): 1156–1160.
- [14] 魏春荣. 多孔材料对瓦斯爆炸抑制作用研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2013.  
WEI C R. Research on inhibition of gas explosion by porous materials [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2013.
- [15] CHEN P, HUANG F G, SUN Y D, et al. Effects of metal foam meshes on premixed methane-air flame propagation in the closed duct [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2017, 47: 2228.
- [16] 吴征艳, 蒋曙光, 王兰云, 等. 多层丝网结构抑制瓦斯爆炸传播的数学模型 [J]. 工业安全与环保, 2006(12): 1–3.  
WU Z Y, JIANG S G, WANG L Y, et al. Mathematical model of multilayer wire mesh structure to suppress gas explosion propagation [J]. Industrial Safety and Environmental Protection, 2006(12): 1–3.
- [17] CICCARELLI G, JOHANSEN C, PARRAVANI M. Transition in the propagation mechanism during flame acceleration in porous media [J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2011, 33(2): 2273–2278.
- [18] 余明高, 袁晨樵, 郑凯. 管道内障碍物对加氢甲烷爆炸特性的影响 [J]. 化工学报, 2016, 67(12): 5311–5319.  
YU M G, YUAN C Q, ZHENG K. The influence of obstacles in pipelines on the explosion characteristics of hydrogenated methane [J]. Journal of Chemical Industry and Engineering, 2016, 67(12): 5311–5319.

## Effect of the Wire Mesh Structure on the Flame Characteristics of Methane/Air Deflagration

SUN Weikang, CHEN Xianfeng, FENG Mengmeng,  
HUANG Chuyuan, LIU Jing, ZHAO Qi, ZHI Xueke

(School of Safety Science and Emergency Management, Wuhan University of Technology,  
Wuhan 430070, Hubei, China)

**Abstract:** A deflagration experiment of methane/air premixed gas with or without wire mesh was carried out in the self-design square pipe. The effects of the mesh number and layer number of the wire mesh on the deflagration overpressure and temperature were discussed. The results show that the wire mesh can effectively suppress the temperature and overpressure of the deflagration flame. After the wire mesh is installed, the temperature peak and the overpressure peak measured in the pipeline are reduced compared to the case without wire mesh, and the temperature peak attenuation rate reaches 52.37%, the peak attenuation rate of overpressure reaches 66.84%; the mesh number and layer number of the wire mesh are important factors that affect the suppression effect of the wire mesh on overpressure. When the number of layers and meshes are small, the time to reach the peak of the overpressure is earlier than the condition with no wire mesh; when the number of layers and meshes are moderate, the secondary peak appears in the overpressure curve; when the number of layers and meshes are large, the overpressure is effectively suppressed. With the increase of the number of meshes and layers, the flame heat diffusion rate forward becomes slower, and the start time of the temperature curve is delayed compared to the time delay without the wire mesh.

**Keywords:** safety engineering; explosion resistance; deflagration flame; deflagration temperature; deflagration overpressure

# 瞬时弹射式蒸汽爆破处理生物质的能量模型及能耗理论分析

任天宝<sup>1,2</sup>, 高卫锴<sup>3</sup>, 苏同福<sup>1</sup>, 于正道<sup>4</sup>, 袁杭州<sup>1</sup>, 徐桂转<sup>1</sup>, 宋安东<sup>1</sup>, 张百良<sup>1</sup>

(1. 河南农业大学, 河南省生物炭工程技术研究中心, 河南 郑州 450002;

2. 河南省破壁生物技术研究院, 河南 郑州 450002;

3. 广东中烟工业有限责任公司, 广东 广州 510032;

4. 清华苏州环境创新研究院, 江苏 苏州 215011)

**摘要:**在生物质资源化利用领域, 蒸汽爆破技术是打破生物质抗降解屏障、实现生物炼制的关键技术途径, 具有清洁、短时和高效的显著特点。针对生物质蒸汽爆破过程中能量消耗和能量平衡问题, 基于传热学基本原理, 对生物质蒸汽爆破过程中的能量组成和转化进行了分析, 建立了生物质蒸汽爆破能耗模型, 阐明了蒸汽爆破过程中蒸汽热能转换机械功, 并利用能量模型对影响生物质蒸汽爆破预处理能耗因素进行能耗分析。结果表明: 该模型可以较为准确地反映物质蒸汽爆破过程中的热能利用和转化过程, 能够定量分析生物质蒸汽爆破过程中物料含水率、蒸汽爆破强度和装料量的能耗变化规律。研究结果为蒸汽爆破技术的生物液体燃料或生物炼制产业化应用提供了理论参考。

**关键词:**瞬时弹射式蒸汽爆破; 能量模型; 预处理; 生物质; 能耗分析; 生物炼制

中图分类号: O521.9; S216.2

文献标识码: A

资源丰富的生物质作为重要的可再生资源, 是潜在的生物能源和生物炼制的基础原料<sup>[1]</sup>。生物质高效预处理技术是实现生物质资源转化利用的关键技术, 生物乙醇、生物制氢及生物油脂等都是建立在生物质预处理技术平台的基础之上<sup>[2-3]</sup>。因此, 探索高效、低成本的生物质预处理技术是实现“生物炼制时代”的重要途径和保障<sup>[4]</sup>。蒸汽爆破技术由于具有处理时间短、化学试剂用量少、无污染、能耗低等优点, 被认为是最有效的预处理方法之一<sup>[5]</sup>, 其作用原理主要有原料的热降解作用、蒸汽瞬间释放的类机械断裂作用、纤维素分子内和分子间氢键破坏作用、纤维素分子链断裂并发生结构重排作用<sup>[6]</sup>。

目前, 蒸汽爆破技术已成功应用于纤维燃料乙醇生物转化、秸秆厌氧发酵、生物肥料、动物饲料、中草药提取、木质纤维板材的预处理以及生物炼制等领域的研究中<sup>[7-9]</sup>。覃锦程等<sup>[10]</sup>应用蒸汽爆破增強了离子液体对水稻秸秆的预处理效果, 其酶解糖收率比单纯使用离子液体时升高了 14.83%(Emim-Ac) 和 13.14%(Emim-Cl), 糖收率最高达 97.00%, 有效提升了离子液体的预处理效果。李春美等<sup>[11]</sup>的研究结果表明, 1 kg 能源草(干重)蒸汽爆破处理后通过乙醇-甲烷联产最高可生产 127.3 g 乙醇和 124.7 g

\* 收稿日期: 2020-03-30; 修回日期: 2020-07-05

基金项目: 国家自然科学基金(21406055); 河南省青年骨干教师资助项目(2020GGJS047); 河南省高层次人才特殊支持项目(204200510018)

作者简介: 任天宝(1981—), 男, 博士, 副教授, 主要从事生物质资源转化技术研究.

E-mail: [tianbao1016@126.com](mailto:tianbao1016@126.com)

通信作者: 徐桂转(1972—), 女, 博士, 教授, 主要从事生物质能源转换及利用技术研究.

E-mail: [xuguizhan@126.com](mailto:xuguizhan@126.com)

宋安东(1972—), 男, 博士, 教授, 主要从事农业生物质转化和生物能源技术研究.

E-mail: [song1666@126.com](mailto:song1666@126.com)

甲烷,全纤维素转化率高达92.8%。Padilla-Rascón等<sup>[12]</sup>研究发现,橄榄核经蒸汽爆破处理后,木糖回收率达到71%,总糖产率达到83%。张志军等<sup>[13]</sup>研究了蒸汽爆破对棉秆营养价值的影响,结果表明蒸汽爆破处理后总能(General energy, GE)、粗蛋白质(Crude protein, CP)和粗脂肪(Ether extract, EE)分别提高10.27%、14.60%和59.83%( $P < 0.01$ )。韩士群等<sup>[14]</sup>研究发现,蒸汽爆破处理芦苇/高密度聚乙烯复合材料的拉伸强度和弯曲强度最大,较未爆破处理时分别提高了22.3%和32.6%。易军鹏等<sup>[15]</sup>采用蒸汽爆破技术提取牛膝多糖,发现实验组牛膝多糖比对照组提高了2倍,得率达到11.88%,O<sup>2-</sup>自由基清除率提高了1.3倍。

综上所述,蒸汽爆破预处理技术在生物质利用领域得到了广泛研究,而弹射式蒸汽爆破设备的能量模型及能耗鲜有报道,尤其在生物燃料转化过程中评价能量投入产出比时,有必要对蒸汽爆破过程中的能耗平衡问题进行分析和明确。本研究基于团队研制的瞬时弹射式蒸汽爆破设备,建立蒸汽爆破预处理能量数学模型,并进行能耗平衡分析,以期为蒸汽爆破技术研究和工业化应用提供理论参考。

## 1 材料与方法

### 1.1 试验材料

玉米秸秆原料样品采集于河南省新乡市延津县附近的农田,样品粉碎至粒径不大于4 mm,含水率为12.5%~14.8%。试样干基组成质量分数分别为:纤维素34.1%、半纤维素25.7%、木质素12.1%和灰分6.3%。

### 1.2 试验装置

试验在河南农业大学农业部农村可再生能源新材料与装备重点实验室与鹤壁正道重型机械厂合作研发的工艺试验台(设备型号:QB-200)上进行。该设备主要由燃气加热装置、蒸汽发生器、蒸汽爆破腔、收集腔和辅助控制系统等组成。在常温状态下,将玉米秸秆粉装满爆破腔后旋紧密封,通入高压蒸汽;经一定的保压时间后关闭高压蒸汽;打开爆破阀,完成爆破;得到的物料温度约为45 °C,少量蒸汽释放到空气中。蒸汽爆破设备及蒸汽爆破腔结构如图1所示。

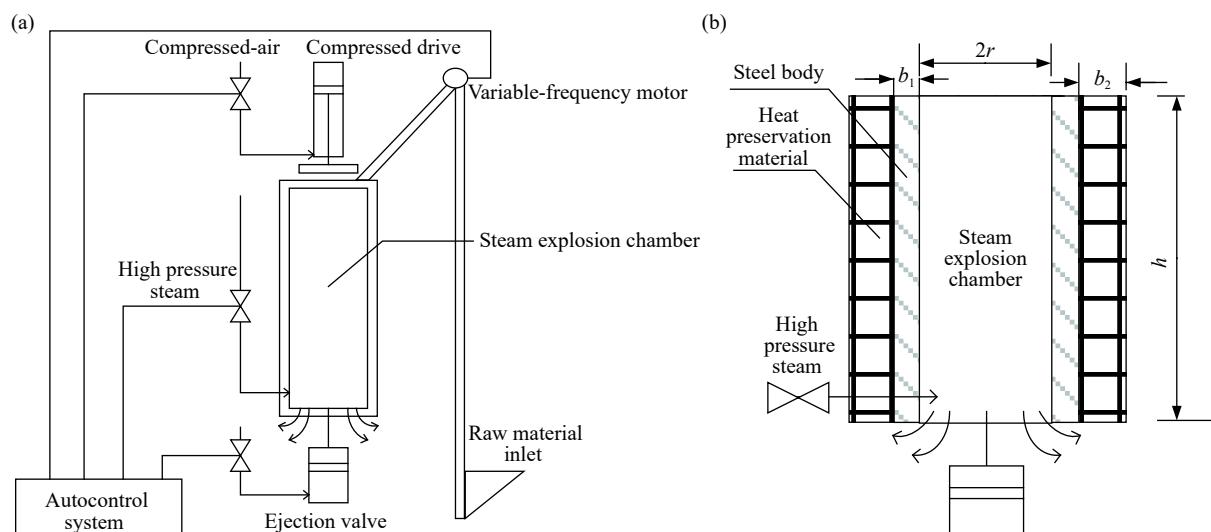


图1 蒸汽爆破反应器模型(a)和蒸汽爆破腔横截面(b)

Fig. 1 Model of steam explosion reactor (a) and cross section of steam explosion chamber (b)

### 1.3 试验条件假设

采用玉米秸秆作为试验原料,为明确能量分析的边界条件,假设下述6个试验条件成立。

(1)通入蒸汽过程中,在保压阶段,蒸汽爆破腔处于密闭状态。物料的化学性质在加热过程中保持不变,设物料含水率约为12%。

(2) 玉米秸秆的比热容近似为  $1.41 \times 10^3 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$ <sup>[16]</sup>, 水的比热容为  $4.18 \times 10^3 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$ 。

(3) 蒸汽爆破腔由气动装置控制, 爆破腔接触部位非常光滑, 工作原理类似活塞往复运动, 其位移变化中产生的摩擦损失忽略不计。

(4) 蒸汽爆破腔的保压时间相对较短, 一般为 90~300 s, 且周围采用岩棉进行了隔热保护和出料, 假定蒸汽爆破腔导热损失忽略不计。

(5) 在试验过程中, 假设爆破后物料(料浆)的含水率为  $a$ , 蒸汽爆破后物料和冷凝水的温度为 45 °C (试验过程中测得爆破后物料的温度为 45 °C 左右)。

(6) 通常情况下, 试验在常温下进行, 假定蒸汽爆破工作的环境温度为 20 °C。

## 2 蒸汽爆破过程热力学分析

### 2.1 蒸汽充入过程的能量平衡方程

基于上述实验条件假设, 将一定量粉碎后的玉米秸秆装入蒸汽爆破腔中, 上盖旋紧密封后开始通入高压热蒸汽, 试验开始处于保压状态。经测定, 蒸汽温度为 242.5 °C, 由热力学第一定律可得充气过程的热力学方程

$$(m_1 + m_2)u_2 - m_1u_1 = m_2h \quad (1)$$

进一步简化为

$$12\%m_1(u'_2 - u'_1) + 88\%m_1(u''_2 - u''_1) = mh \quad (2)$$

$$88\%m_1c_s\Delta T + 12\%m_1(r + c_L\Delta T) = mpv \quad (3)$$

式中:  $m_1$  为物料质量, kg;  $m_2$  为加热物料所需蒸汽的质量, kg;  $u_1$  为加热物料前的比内能, J/(kg·K);  $u_2$  为加热后物料和蒸汽的比内能, J/(kg·K);  $h$  为单位质量流体焓值, kJ/kg;  $u'_1$  为加热前物料所含水的比内能, J/(kg·K);  $u'_2$  为加热后物料所含水的比内能, J/(kg·K);  $u''_1$  为加热前干物料的比内能, J/(kg·K);  $u''_2$  为加热后干物料的比内能, J/(kg·K);  $c_s$  为干物料的比热容,  $1.41 \times 10^3 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$ ;  $c_L$  为水的比热容,  $4.18 \times 10^3 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$ ;  $r$  为汽化潜热,  $2.6037 \times 10^6 \text{ J/kg}$ ;  $p$  为气体压强, MPa;  $v$  为充入蒸汽的比体积,  $0.057 \text{ m}^3/\text{kg}$ ;  $\Delta T$  为物料爆破前后的温度差, 即蒸汽温度(242.5 °C)与室温(20 °C)的差值。

### 2.2 蒸汽爆破过程的能量流向分析

物料经过一定时间的保压处理, 蒸汽爆破腔内物料的温度保持稳定, 该时间段为保压时间。保压结束后, 物料进入爆破状态, 此过程为蒸汽爆破阶段。根据能量守恒定律, 在物料蒸汽爆破过程中, 蒸汽能量流向主要有 5 个部分组成: 通过爆破腔壁的散热热量  $Q_s$ 、爆破前后物料内能的变化  $Q_n$ 、爆破后料浆中增加的水分所含内能  $Q_{aL}$ 、爆破时蒸汽带出热量  $Q_F$  以及物料形变所耗能量  $W$

$$u_2(m_1 + m_2) = Q_s + Q_n + Q_{aL} + Q_F + W \quad (4)$$

#### 2.2.1 蒸汽爆破腔壁的热量损失

蒸汽爆破腔的上、下底面均为金属材料, 在蒸汽爆破过程中, 爆破腔壁的散热热量为

$$Q_s = Q_s^{SX} + Q_s^C \quad (5)$$

式中:  $Q_s^{SX}$  为爆破腔上下底面的散热热量,  $Q_s^C$  为爆破腔侧面的散热热量。

根据传热学基本原理, 在爆破过程中, 蒸汽爆破腔上下底面和爆破腔侧面的散热热量分别为

$$Q_s^{SX} = \frac{2\tau\Delta t}{\frac{1}{h_1A} + \frac{b_1}{\lambda_1A} + \frac{1}{h_2A}} \quad (6)$$

$$Q_s^C = \frac{\tau\Delta t}{R} = \frac{\tau\Delta t}{\frac{1}{h_1A_1} + \frac{1}{h_2A_2} + \frac{1}{2\pi\lambda_1l}\ln\frac{r+b_1}{r} + \frac{1}{2\pi\lambda_2l}\ln\frac{r+b_2+b_1}{r+b_1}} \quad (7)$$

式中:  $\tau$  为加热时间, s;  $\Delta t$  为平均传热温差,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $h_1$  为爆腔内侧对流换热系数,  $\text{J}/(\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot {^{\circ}\text{C}})$ ;  $h_2$  为保温层外侧对流换热系数,  $\text{J}/(\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot {^{\circ}\text{C}})$ ;  $b_1$  为缸体壁厚, m;  $b_2$  为保温层壁厚, m;  $A$  为爆腔上下底面积,  $\text{m}^2$ ;  $A_1$  为爆腔内侧面积,  $\text{m}^2$ ;  $A_2$  为保温层外侧壁表面积,  $\text{m}^2$ ;  $l$  为爆腔导程, m;  $\lambda_1$  为缸体的导热系数,  $\text{J}/(\text{cm} \cdot \text{s} \cdot {^{\circ}\text{C}})$ ;  $\lambda_2$  为矿棉纤维的导热系数,  $\text{J}/(\text{cm} \cdot \text{s} \cdot {^{\circ}\text{C}})$ ;  $r$  为爆腔内半径, m;  $R$  为热阻,  $^{\circ}\text{C}/\text{W}$ 。

### 2.2.2 蒸汽爆破预处理前后的物料内能变化

在蒸汽爆破过程中, 稜秆在爆破腔内的内能发生变化, 根据热力学第一定律

$$Q_n = m_1 \Delta T [12\% c_L + (1 - 12\%) c_S] \quad (8)$$

### 2.2.3 爆破后料浆中相对物料增加水分所含内能

$$Q_{aL} = (a\% m_3 - 12\% m_1)(u_3 - u'_1) \quad (9)$$

整理可得

$$Q_{aL} = c_L \Delta T_1 (a\% m_3 - 12\% m_1) \quad (10)$$

式中:  $m_3$  为料浆质量;  $a$  为料浆含水率;  $u_3$  为  $45^{\circ}\text{C}$  标准大气压下水的比内能;  $u'_1$  为  $20^{\circ}\text{C}$  标准大气压下水的比内能;  $\Delta T_1 = 45^{\circ}\text{C} - 20^{\circ}\text{C}$ 。

### 2.2.4 蒸汽爆破后蒸汽带出的热量

$$Q_F = (m_1 + m_2 - m_3)(c_L \Delta T_1 + r) \quad (11)$$

整理可得

$$Q_F = [m_2 - (a\% m_3 - 12\% m_1)](c_L \Delta T_1 + r) \quad (12)$$

经测定, 爆破后乏汽温度一般为  $45^{\circ}\text{C}$ , 仍有部分能量可以加以利用, 为达到能量利用效率最大化的目标, 可以利用的有用热能为

$$Q_{\max} = Q_F \left(1 - \frac{T_0}{T_1}\right) = Q_F \left(1 - \frac{20 + 273.15}{45 + 273.15}\right) \quad (13)$$

式中:  $T_0$  为环境温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $T_1$  为爆破后的蒸汽温度,  $^{\circ}\text{C}$ 。

### 2.2.5 蒸汽爆破对体系机械功

在爆破过程中, 由于爆破腔内压力相对于环境压力过大, 高压饱和蒸汽瞬时释放, 形成强度较大的冲击波。根据气体分子碰撞理论(Collision theory)<sup>[17]</sup>, 一部分转化为对物料的机械功, 另一部分为对爆腔周围的空气做功。根据爆破前后能量守恒原理, 这项机械功可近似估算为

$$W = u_2(m_1 + m_2) - Q_s - Q_n - Q_{aL} - Q_F \quad (14)$$

## 2.3 蒸汽爆破能量流向分布

以 1 kg 玉米稜秆为例, 蒸汽爆破预处理过程中能量流向组成及所占总能耗的比例如表 1 所示。在生物质蒸汽爆破过程中, 反应器与环境体系热交换能耗所占的比例很小, 物料自身爆破前后的内能变化较小, 物料中水增加的内能与乏汽携带到环境中的能量分别占总能耗的 2.27% 和 2.43%; 绝大部分能

表 1 蒸汽爆破预处理过程中的能量流向组成

Table 1 Energy distribution of steam explosion unit

Energy distribution	Energy/kJ	Proportion/%
Heat dissipation	19.86	0.24
Material internal energy change	4.35	0.05
Water increases internal energy	187.06	2.27
Exhausted steam energy	200.56	2.43
Mechanical work	7836.45	95.01
Total energy	8248.28	100.00

量用于机械做功,能耗约占95%。此结果进一步证实了蒸汽爆破能量瞬时释放过程中,一方面对物料产生机械碰撞,并使物料细胞壁发生膨胀;另一方面,高压气流对周围的空气做功,推动周围空气做功。在蒸汽爆破过程中,细胞壁内、外存在较大的压力差( $\Delta p = p_{\text{steam}} - p_0$ ),在径向胀力和剪切力的作用下,细胞壁发生碎变;同时,由于蒸汽在瞬间释放过程中形成较高强度的冲击波,产生更多的“有效碰撞”,致使纤维素和半纤维素的聚合链呈现“片段化”或“破碎化”<sup>[18]</sup>,实现了蒸汽热能转化为打破生物质抗降解屏障的机械功。该数学模型在理论上阐明了蒸汽爆破技术与传统热喷、蒸煮工艺的本质区别。

### 3 影响生物质蒸汽爆破预处理能耗因素分析

#### 3.1 不同蒸汽压强对蒸汽爆破能耗的影响

根据上述能量模型,重点分析了生物质不同蒸汽压强条件下蒸汽爆破过程中所需的能量。从图2可以看出,随着蒸汽压强增加,单位物料蒸汽爆破所消耗的能量并非呈线性变化规律,而是先上升后下降再上升。随着蒸汽压强增加,爆破处理过程中能耗可分为3个阶段。当蒸汽压强处于2.0~3.0 MPa区间时,随着蒸汽压强的增加,能量逐渐增大。与之相对应的是蒸汽爆破强度增加,热能转化的机械功随之增加,有利于打破生物质的抗降解屏障,加快生物质降解及结构破碎,进而促进经预处理后生物质的后期转化和利用。本课题组在前期研究了蒸汽爆破对玉米秸秆理化特性的影响<sup>[18]</sup>,结果表明,在一定条件下蒸汽压强与生物质细胞壁的结构破坏呈正相关性。值得一提的是,上述分析结果充分印证了王许涛等<sup>[19]</sup>将蒸汽爆破技术应用在秸秆厌氧发酵中的试验结果。玉米秸秆蒸汽爆破预处理压强为3.0 MPa,保压时间为90 s时,每克干秸秆厌氧发酵沼气产量最高可达304.72 mL。另外,蒸汽爆破预处理后,秸秆厌氧发酵的启动时间和发酵周期大幅缩短。当蒸汽压强在3.0~4.2 MPa区间时,蒸汽爆破过程中能量相对逐渐减少。当蒸汽压强在4.2~5.0 MPa区间时,能量逐渐递增,尽管爆破强度变大,但是随着蒸汽压强的增加,饱和蒸汽对应的温度也随之升高,从而产生两种不利影响:一方面,随着温度升高,生物质出现裂解、炭化,纤维素等转化为总糖的得率降低;另一方面,给设备的柔性密封材料和设备的密闭性带来巨大挑战。综合上述分析,在生物质蒸汽爆破预处理过程中,建议首先将蒸汽压强设置为小于3.0 MPa,其次根据物料的生物学特性和生物质转化目标产物的不同,在多尺度条件下选择蒸汽爆破工艺条件,从而更有利于提高生物质类材料的预处理效果和后期转化利用的产物得率。

#### 3.2 物料含水率对蒸汽能耗的影响

在生物质利用过程中,生物质含水率是重要的物料参数,也是影响处理过程及处理效果的关键因素之一。从图3可以看出,随着物料含水率增加,单位物料消耗的能量基本呈线性增加。通常在自然状态存放下,物料的含水率一般为12%左右,该状态下物料的消耗能量基本是干基状态(含水率为0%)下的1.8倍。基于蒸汽爆破过程中的能量消耗分析,在进行蒸汽爆破时,物料含水率越低,单位物料所消耗的蒸汽能量也越

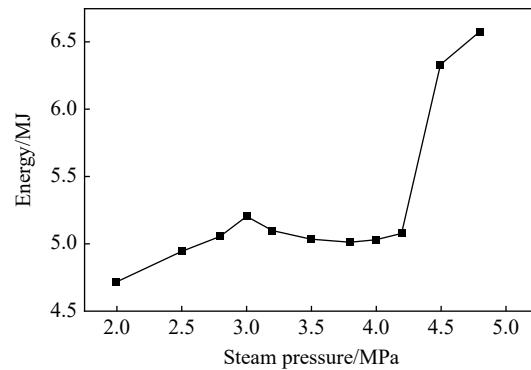


图2 不同蒸汽压力对单位物料能耗的影响  
Fig. 2 Effect of steam pressure on energy consumption

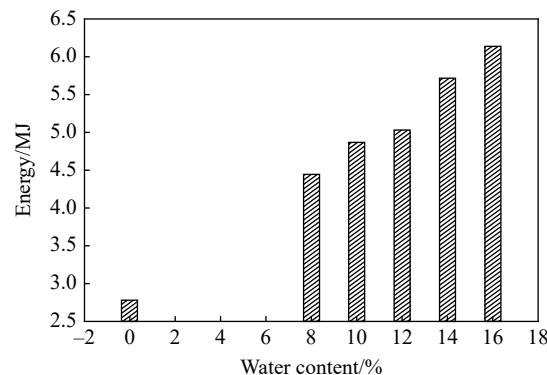


图3 不同含水率对能耗的影响  
Fig. 3 Effect of water content on energy consumption

小。考虑生物质炼制的产业化需求,相对较低的物料含水率更有利于减少能量消耗,有利于实现低碳环保的生产方式。

### 3.3 物料填装量对蒸汽能耗的影响

从图4可以看出,随着蒸汽爆破设备爆腔中物料装填量的增加,秸秆物料预处理所消耗的蒸汽能量逐渐降低。说明在同一蒸汽爆破反应器中,提高物料的装料比例有助于降低单位物料消耗的蒸汽量。因此,在设计反应器装置的过程中,提高单次物料的装料比率是非常必要的,有利于降低生物质蒸汽爆破过程中的能量消耗。

### 3.4 保压时间对蒸汽能耗的影响

在生物质蒸汽爆破预处理过程中,保压时间是影响蒸汽爆破工艺的关键指标之一。保压时间与蒸汽爆破压强组合,构成了蒸汽爆破强度概念,反映生物质蒸汽爆破的处理工艺。从图5可以看出,随着生物质蒸汽爆破预处理过程中保压时间的延长,蒸汽爆破设备体系的散热量基本与时间呈一次线性函数,但占总消耗能量的比例较小。因此,选取合适的保压时间是提高能量利用效率的关键。一方面,物料在蒸汽爆腔内的细胞渗透过程需要一定的时间;另一方面,爆腔体系内物料在高温高压下进行理化反应也需要一定的时间。因此,基于物料的特性选择合适的保压时间是提升生物质预处理效率的关键。

### 3.5 蒸汽爆破腔容积对散热的影响

目前,根据本团队研制的3种不同蒸汽爆破设备的爆破腔容积(爆腔容积依次为0.04、11和75 L),分别比较了爆破腔容积对 $Q_s$ 的影响。对比发现,爆腔容积增大有助于分析体系的热利用情况,进而优化反应装置,在提高产率的基础上提高单位物料预处理的能量利用效率。

从图6可以看出,随着爆腔容积的增大,单位物料的 $Q_s$ 显著下降,但爆腔容积从11 L增大到75 L时,单位物料的 $Q_s$ 下降幅度变小,同时也表明较大的爆破腔有助于提高物料的能量利用效率。

## 4 结 论

通过对生物质蒸汽爆破过程中能量平衡和影响能量消耗的因素进行分析,得出以下结论。

(1)建立了生物质蒸汽爆破能耗模型,阐明了蒸汽爆破过程的蒸汽热能转换,并利用能量模型对影响生物质蒸汽爆破预处理能耗的因素进行了分析和验证。结果表明:该模型可以较为准确地反映生物

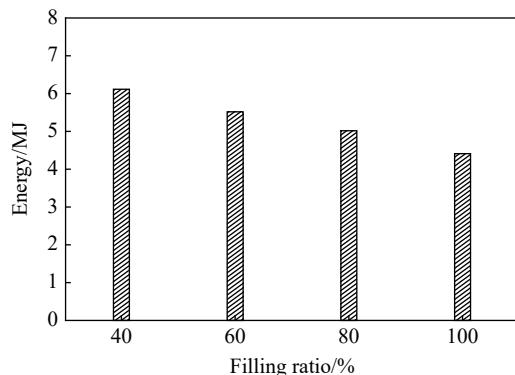


图4 不同物料填装量对蒸汽耗能的影响  
Fig. 4 Effect of material filling ratio on energy consumption

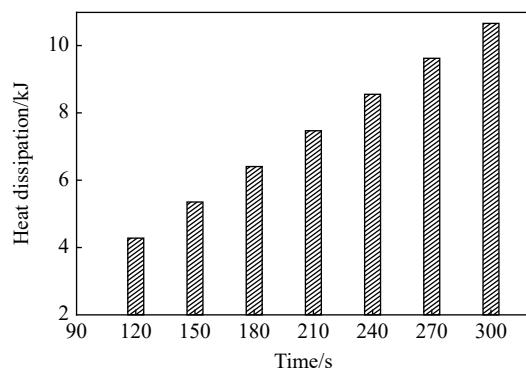


图5 蒸汽保压时间对散热量的影响  
Fig. 5 Effect of holding time on heat dissipation

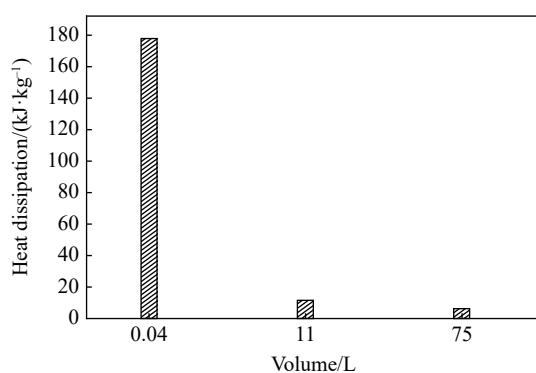


图6 爆破腔容积对散热的影响  
Fig. 6 Effect of explosion reactor volume on heat dissipation

质蒸汽爆破过程中的热能利用和转化过程,能够定量分析生物质蒸汽爆破过程中物料的含水率、蒸汽爆破强度和装料量的能耗变化规律。

(2)在生物质蒸汽爆破预处理过程中,首先建议选择蒸汽压强小于3.0 MPa,其次根据物料的生物学特性和生物质转化目标产物的不同,在多尺度条件下选择蒸汽爆破工艺条件,更有利于提高生物质类材料的预处理效果和后期转化利用的产物得率。

## 参考文献:

- [1] PARAJULI R, DALGAARD T, JØRGENSEN U, et al. Biorefining in the prevailing energy and materials crisis: a review of sustainable pathways for biorefinery value chains and sustainability assessment methodologies [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2015, 43: 244–263.
- [2] KAJASTE R. Chemicals from biomass-managing greenhouse gas emissions in biorefinery production chains—a review [J]. Journal of Cleaner Production, 2014: 75.
- [3] 任天宝, 马孝琴, 徐桂转, 等. 响应面法优化玉米秸秆蒸汽爆破预处理条件 [J]. 农业工程学报, 2011, 27(9): 282–286.  
REN T B, MA X Q, XU G Z, et al. Optimizing steam explosion pretreatment conditions of corn stalk by response surface methodology [J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering (Transactions of the CSAE), 2011, 27(9): 282–286.
- [4] POGGI-VARALDO H M, MUÑOZ-PAEZ K M, ESCAMILLA-ALVARADO C, et al. Biohydrogen, biomethane and bioelectricity as crucial components of biorefinery of organic wastes: a review [J]. Waste Management & Research, 2014, 32(5): 353–365.
- [5] 任天宝, 马孝琴, 徐桂转, 等. 蒸汽爆破玉米秸秆热解特性及其动力学分析 [J]. 农业工程学报, 2011, 27(13): 32–36.  
REN T B, MA X Q, XU G Z, et al. Pyrolysis characteristics and kinetic analysis of corn stalks by steam explosion [J]. Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering (Transactions of the CSAE), 2011, 27(13): 32–36.
- [6] RUIZ H A, CONRAD M, SUN S, et al. Engineering aspects of hydrothermal pretreatment: from batch to continuous operation, scale-up and pilot reactor under biorefinery concept [J]. *Bioresource Technology*, 2020, 299: 122685.
- [7] LEE J J, YUN H S, CHO Y J, et al. Empirical analysis of a steam explosion in a slag yard based on a field investigation and 3D explosion damage simulation [J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2020, 136: 126–135.
- [8] 李静静, 常建伟, 任天宝, 等. 基于蒸汽爆破技术的烟秆炭对烤烟生长及烟叶品质的影响 [J]. 中国土壤与肥料, 2017(4): 99–103.  
LI J J, CHANG J W, REN T B, et al. Effect of tobacco stalk biochar made by steam explosion technology on the growth and quality of flue-cured tobacco [J]. Soils and Fertilizers Sciences in China, 2017(4): 99–103.
- [9] 谢慧, 李志敏, 于政道, 等. 3种预处理对青贮玉米秸秆理化特性的比较研究 [J]. 河南农业大学学报, 2018, 52(2): 238–243.  
XIE H, LI Z M, YU Z D, et al. Comparative study on physical and chemical properties of silage corn straw by three pretreatment methods [J]. Journal of Henan Agricultural University, 2018, 52(2): 238–243.
- [10] 覃锦程, 郝学密, 刘黎阳, 等. 瞬间弹射蒸汽爆破增强离子液体对水稻秸秆的预处理效果 [J]. 化工学报, 2015, 66(Suppl 1): 302–307.  
QIN J C, HAO X M, LIU L Y, et al. Enhanced effects of ionic liquid pretreatment on rice straw by instant catapult steam explosion [J]. CIESC Journal, 2015, 66(Suppl 1): 302–307.
- [11] 李春美, 杜济良, 陈乐, 等. 乙醇甲烷联产对提高蒸汽爆破预处理能源草生物转化效率的作用 [J]. 太阳能学报. 2019, 40(3): 843–849.  
LI C M, DU J L, CHEN L, et al. Advantages of ethanol-methane coproduction on bioconversion of steam-exploded energy grass [J]. Acta Energiae Solaris Sinica. 2019, 40(3): 843–849.
- [12] PADILLA-RASCÓN C, RUIZ E, ROMERI I, et al. Valorisation of olive stone by-product for sugar production using a sequential acid/steam explosion pretreatment [J]. Industrial Crops & Products, 2020, 148: 148–156.
- [13] 张志军, 郭同军, 赵洁, 等. 汽爆与汽爆后发酵对棉花秸秆营养价值的影响 [J]. 动物营养学报, 2018, 30(9): 3720–3725.  
ZHANG Z J, GUO T J, ZHAO J, et al. Effects of steam explosion and fermentation after steam explosion on nutrient value of cotton stalk [J]. Chinese Journal of Animal Nutrition, 2018, 30(9): 3720–3725.

- [14] 韩士群, 杨莹, 周庆, 等. 蒸汽爆破对芦苇纤维及其木塑复合材料性能的影响 [J]. 南京林业大学学报(自然科学版), 2017, 41(1): 136–142.  
HAN S Q, YANG Y, ZHOU Q, et al. Effects of steam explosion on reeds fiber and the properties of reed wood-plastic composites [J]. *Journal of Nanjing Forestry University (Natural Science Edition)*, 2017, 41(1): 136–142.
- [15] 易军鹏, 王赛, 李欣, 等. 蒸汽爆破提取牛膝多糖工艺优化及抗氧化性研究 [J]. 食品与机械, 2018, 34(6): 145–152.  
YI J P, WANG S, LI X, et al. Optimization of steam explosion pretreatment for polysaccharides extraction from *Achyranthes bidentata* radix and of its antioxidant activity evaluation [J]. *Food Machinery*, 2018, 34(6): 145–152.
- [16] AHN H K, SAUER T J, RICHARD T L, et al. Determination of thermal properties of composting bulking materials [J]. *Bioresource Technology*, 2009, 100: 3974–3981.
- [17] 李智渝, 王益, 沈俭一. 表面反应动力学机理研究的新进展 [J]. 化学通报, 1998(8): 11–16.  
LI Z Y, WANG Y, SHEN J Y. Recent advances in kinetic analysis of surface reactions [J]. Chinese Chemical Society, 1998(8): 11–16.
- [18] 任天宝, 徐桂转, 马孝琴, 等. 蒸汽爆破对玉米秸秆理化特性的影响 [J]. 高压物理学报, 2012, 26(2): 227–234.  
REN T B, XU G Z, MA X Q, et al. Influence of steam explosion on physical-chemical characteristic of corn stalk [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2012, 26(2): 227–234.
- [19] 王许涛, 张百良, 宋安东, 等. 蒸汽爆破技术在秸秆厌氧发酵中的应用 [J]. 农业工程学报, 2008, 24(8): 189–192.  
WANG X T, ZHANG B L, SONG A D, et al. Application of steam-exploded technology to anaerobic digestion of corn stover [J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering (Transactions of the CSAE)*, 2008, 24(8): 189–192.

## Energy Model and Energy Consumption Analysis of Biomass Pretreatment by Instant Catapult Steam Explosion

REN Tianbao<sup>1,2</sup>, GAO Weikai<sup>3</sup>, SU Tongfu<sup>1</sup>, YU Zhengdao<sup>4</sup>, YUAN Hangzhou<sup>1</sup>,  
XU Guizhuan<sup>1</sup>, SONG Andong<sup>1</sup>, ZHANG Bailiang<sup>1</sup>

(1. Henan Agricultural University, Henan Engineering Research Center for Biochar,  
Zhengzhou 450002, Henan, China;

2. Henan Broken Wall Biotechnology Research Institute, Zhengzhou 450002, Henan, China;

3. Guangdong Zhongyan Industry Co., Ltd., Guangzhou 510032, Guangdong, China;

4. Tsinghua Suzhou Environmental Innovation Institute, Suzhou 215011, Jiangsu, China)

**Abstract:** In the field of biomass resource utilization, the steam explosion technology serves as the key technology to break the anti-degradation barrier of biomass and realize biorefineries, which is characteristic of clean, short-term and high efficiency. In this paper, the energy composition and transformation in the process of biomass steam explosion was analyzed using the basic principle of heat transfer, and an energy consumption model of biomass steam explosion was established to clarify the mechanical work of steam heat energy conversion and verify the consumption factors affecting the pretreatment energy of biomass steam explosion. It was shown that in the process of biomass steam explosion, the established model can not only accurately reflect the heat energy utilization and transformation process, but also quantitatively analyze the change law of material moisture content, steam explosion intensity and energy consumption of the charging amount. This study provides a theoretical reference for the steam explosion technology's application into the industrialization of biofuel or biorefineries.

**Keywords:** instant catapult steam explosion; energy model; pretreatment; biomass; energy consumption; biorefinery