

# 乙醇液雾爆炸与泄爆特性研究\*

张天文<sup>1</sup>, 唐堃<sup>1</sup>, 王林江<sup>1</sup>, 李亚飞<sup>1</sup>, 孟子晓<sup>1</sup>, 苑春苗<sup>1</sup>, 李刚<sup>1</sup>, 于小哲

1

(1. 东北大学 资源与土木工程学院, 辽宁 沈阳 110819)

**摘要:** 乙醇液雾闪点低、蒸气压高, 工业储运中易引发燃爆事故, 爆炸泄放是其核心安全防护措施。为揭示乙醇液雾泄爆特征, 为工业泄爆设计提供实验依据, 依托 20 L 球形爆炸容器, 集成液雾分散、点火、压力和火焰采集、爆炸泄放单元搭建实验平台, 在 0~800 g/m<sup>3</sup> 浓度范围、3 种泄爆口径、6 种静态动作压力下, 开展乙醇爆炸及泄爆实验研究。结果表明: 500 g/m<sup>3</sup> 为本研究中最猛烈爆炸浓度, 对应最大爆炸压力达 0.79 MPa、爆炸指数达峰值 34.8 MPa·m/s; 静态动作压力升高、泄爆口径减小会提升爆炸压力、抑制火焰传播, 静态动作压力从 320.22 kPa 升至 426.96 kPa 时, 最大爆炸压力升高 31.9%、火焰平均传播速度降低 25.5%; 泄爆口径从 60 mm 扩大至 100 mm 时, 火焰峰值速度提升 15.3%; 小口径使火焰射流细长、火花集中, 高静态动作压力会延后火焰出现时间并增加火花生成量; 基于实验数据修正 NFPA68 标准公式, 建立适用于乙醇液雾的泄爆面积模型。研究成果可为乙醇工业储运过程中的泄爆系统优化设计提供数据支撑与实验参考。

**关键词:** 乙醇液雾; 燃爆特征; 泄爆特性; 泄爆模型

中图分类号: X932

国标学科代码: 6203020

文献标识码: A

## Study on Explosion and Venting Characteristics of Ethanol Mist

ZHANG Tianwen<sup>1</sup>, TANG Kun<sup>1</sup>, WANG Linjiang<sup>1</sup>, LI Yafei<sup>1</sup>, MENG Ziyao<sup>1</sup>, YUAN

Chunmiao<sup>1</sup>, LI Gang<sup>1</sup>, YU Xiaozhe<sup>1</sup>

(1. School of Resources and Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, Liaoning, China)

**Abstract:** Due to the low flash point and high vapor pressure of ethanol, serious combustion and explosion accidents are readily

\*收稿日期: 2026-03-10; 修回日期: 2026-06-10;

基金项目: 国家自然科学基金 (52574231); 辽宁省自然科学基金联合基金 (2023-MSBA-092);

第一作者: 张天文 (2006—), 男. E-mail: zhangtw@mails.neu.edu.cn;

通信作者: 于小哲 (1988—), 男, 博士, 副教授. E-mail: yuxiaozhe@mail.neu.edu.cn.

triggered during industrial storage and transportation. Explosion venting is therefore regarded as a critical safety protection measure. To reveal the explosion venting characteristics of ethanol mist and provide experimental guidance for industrial venting design, a comprehensive experimental platform was established based on a 20 L spherical explosion vessel, integrating mist dispersion, ignition, pressure and flame acquisition, and explosion venting units. Explosion and venting experiments of ethanol were conducted under a concentration range of 0~800 g/m<sup>3</sup>, with three different vent diameters and six distinct static activation pressures. The results show that an ethanol mist concentration of 500 g/m<sup>3</sup> produces the most severe explosion under the experimental conditions investigated, with a maximum explosion pressure of 0.79 MPa and a peak explosion index of 34.8 MPa·m/s. It is clearly found that increasing the static activation pressure and reducing the venting diameter lead to higher explosion pressures and suppressed flame propagation. When the static activation pressure is increased from 320.22 kPa to 426.96 kPa, the maximum explosion pressure is increased by 31.9%, while the average flame propagation velocity is reduced by 25.5%. When the venting diameter is enlarged from 60 mm to 100 mm, the maximum flame propagation velocity is increased by 15.3%. A smaller venting diameter results in a more elongated flame jet with concentrated sparks, whereas a higher static activation pressure delays the flame appearance time and increases spark generation. Based on the experimental data, the venting area equation specified in the NFPA 68 standard is modified, and a venting area model applicable to ethanol mist explosions is established. The findings provide valuable experimental evidence and data support for the optimization and design of explosion venting systems in the industrial storage and transportation of ethanol.

**Keywords:** Ethanol mist; Explosion characteristics; Explosion venting characteristics; Explosion venting model

乙醇作为一种清洁高效的可再生燃料与重要工业溶剂,广泛应用于化工合成、能源动力、食品加工及医药生产等多个领域<sup>[1-2]</sup>。在生产、储存与输送过程中,乙醇常因设备泄漏、雾化喷射或意外飞溅形成气液两相喷雾体系。由于乙醇具有较低的闪点(13°C)和较高的蒸气压,微小液滴的高比表面积会显著加速其蒸发与气相扩散,即便在常温环境下,液雾体系仍具备较高的燃爆敏感性,一旦遭遇点火源易引发爆炸事故,可能造成严重的设备损毁、人员伤亡及环境污染<sup>[3-4]</sup>,其安全防护问题已成为工业生产中亟待解决的关键难题。

爆炸泄放是工业中应用最广泛的被动防爆技术,通过快速释放爆炸压力与燃烧产物,可有效降低事故危害程度<sup>[5]</sup>。现有研究围绕可燃气体、粉尘及气粉两相体系的泄爆特性展开了系统探讨,形成了较为完善的基础理论体系。师喜林等<sup>[6-7]</sup>对比了球形与管道两种容器构型下的甲烷泄爆行为,发现泄爆口径与容器内最大爆炸压力呈负相关,而泄放导管长度则与压力下降速率呈负相关。在此基础上,Bao等<sup>[8]</sup>深入分析了工况参数对泄爆压力演化的影响,明确甲烷浓度与静态动作压力是决定泄爆压力曲线峰值特征的关键因素。针对气体泄爆的主动抑制需求,Duan等<sup>[9]</sup>考察了不同孔径多孔介质对甲烷爆炸火焰与超压的调控效果,证实多孔介质能有效抑制火焰传播,且大孔径介质会促进火焰的流态转变;邢志祥等<sup>[10]</sup>通过数值模拟进一步验证了非金属多孔材料的火焰抑制效果,为气体爆炸复合防护技术的发展奠定了理论基础。在粉尘泄爆领域,Gao等<sup>[11-12]</sup>以PMMA粉尘为研究对象开展了系统实验,明确了泄爆压力与泄爆口面积、静态动作压力的定量关系,为粉尘泄爆系统的参数设计提供了基础支撑。Proust<sup>[13]</sup>通过玉米淀粉泄爆实验揭示了火焰湍流特性的作用机制,证实火焰湍流强度与传播速度呈显著正相关。与此同时,朱文艳等<sup>[14]</sup>针对甲烷-硝酸铵气粉两相体系,利用火焰加速管道开展了泄爆实验,阐明了静态动作压力(由阻塞比与泄爆膜层数共同决定)对爆炸超压、火焰速度及形态的调控规律。针对泄爆过程中的特殊现象,Rui等<sup>[15]</sup>通过数值模拟发现甲烷-空气泄爆压力曲线存在4个特征峰值,分别对应泄爆膜破裂、火焰泄放、外部爆炸及声学强化燃烧阶段;Chen与Jiang等<sup>[16-17]</sup>则系统分析了二次爆炸的影响因素,证实当量比与静态动作压力共同决定二次爆炸强度,且二者呈

显著正耦合关系。

通过上述调研发现，甲烷、硝酸铵等气体或粉体介质的燃爆泄爆特性已得到广泛研究，但针对乙醇液雾这类液体的相关研究仍相对匮乏。与气体或粉体不同，乙醇液雾的燃爆过程伴随液滴蒸发、相际传热传质及气相燃烧的耦合作用，其反应机理与泄爆响应特性存在本质差异<sup>[18-20]</sup>。因此，本研究以乙醇液雾为实验介质，利用 20 L 球形爆炸容器开展泄爆实验，对不同质量浓度的乙醇液雾进行爆炸特性测试，并探究泄爆口径  $D$  和静态动作压力对爆炸压力、火焰传播速度和泄爆火焰形态的影响规律，最终建立适用于乙醇液雾的泄爆面积定量计算模型，为工业乙醇泄爆系统的工程设计提供参考。

## 1 实验

### 1.1 实验装置及条件

实验装置为基于 20 L 球形容器改造的爆炸及泄爆测试系统，装置主体包括图像采集系统、压力采集系统、点火系统、爆炸容器、泄放装置和喷雾装置，如图 1 所示。

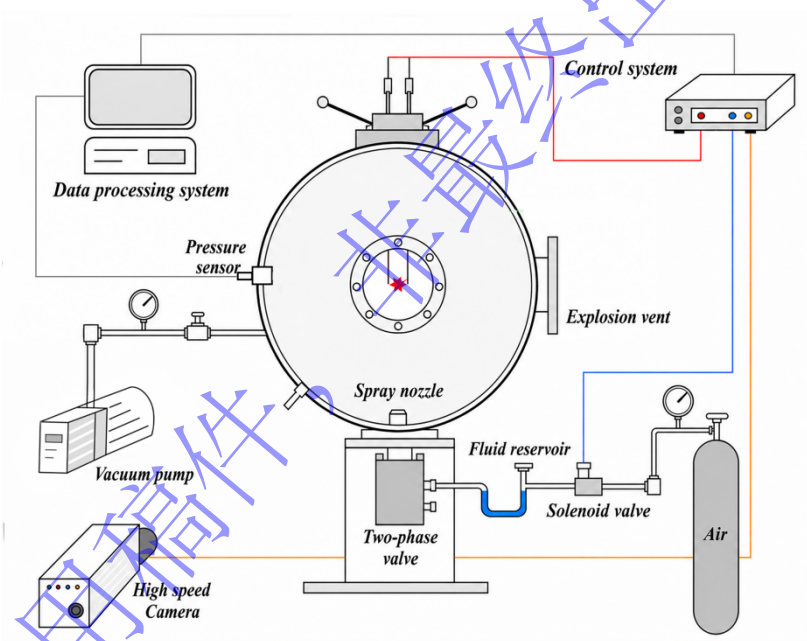


图 1 实验测试系统示意图

Fig.1 Schematic diagram of the experimental test system

容器侧壁中心安装 PCB 113B24 型压电式压力传感器，量程为 0~6.895 MPa，采样频率 500 kHz，实时采集爆炸过程的压力时程信号；高速摄像机(Photron FASTCAM，拍摄帧率 1000 Hz)记录火焰形态及传播过程；实验过程中，当容器内爆炸压力达到泄爆膜动作压力时，膜片瞬时破裂，爆炸产物直接向大气环境泄放，无外接泄放导管。

乙醇液雾爆炸特性实验研究，乙醇液雾质量浓度调节范围为 0~800 g/m<sup>3</sup>，每组工况重复实验 3 次及以上，取数据平均值以降低随机误差，实验环境初始温度控制为 298 K，初始压力为 0.1 MPa，实验点火能量为 5 J，点火延迟时间为 60 ms，喷洒压力为 2 MPa，喷洒前容器真空度为 -60 kPa。

泄放装置的核心构件为空心法兰与可破裂式泄爆膜，法兰部分设计了3种不同的通径规格，法兰口径  $D$  分别为 100、80 和 60 mm。泄爆膜则选用聚乙烯(polyethylene, PE)材质，单层薄膜厚度固定为 0.08 mm。泄爆实验的实验条件与爆炸特性实验相同，乙醇的质量浓度固定为  $500 \text{ g/m}^3$ ，通过改变泄爆口径和静态动作压力两个自变量开展研究。

### 1.2 静态动作压力模型预测

本实验中静态动作压力( $P_{st}$ )的定义严格遵循国际通用标准，参照美国消防协会(National Fire Protection Association)的 NFPA 68 标准<sup>[21]</sup>及欧洲标准化委员会(European Committee for Standardization) EN 14491<sup>[22]</sup>的规定，指压力缓慢上升前提下泄爆装置的触发压力。实验以气体物理超压破膜方式，缓慢升压测定泄爆膜静态动作压力，升压速率控制在  $0.5\sim 0.7 \text{ kPa/s}$ ，每个工况重复实验 3 次及以上，取其均值。如图 2 所示，测试结果呈明显线性关系，3 种泄爆口径下静态动作压力预测模型如下：

$$P_{st} = \begin{cases} 32.84n & D = 100 \text{ mm} \\ 40.10n & D = 80 \text{ mm} \\ 53.37n & D = 60 \text{ mm} \end{cases} \quad (1)$$

进一步对多层膜情况进行预测，预测结果如表 1 所示。

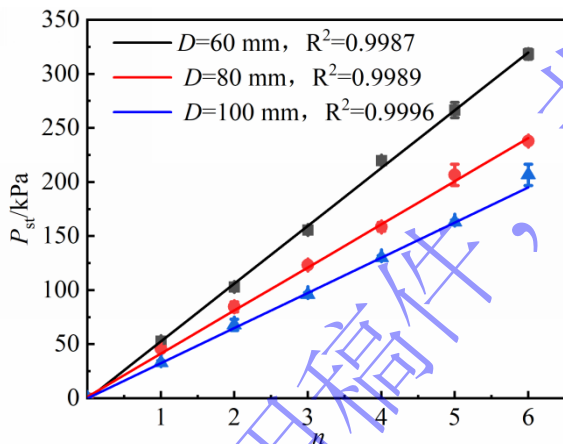


Fig.2 Fitting curve of static actuation pressure test results

表 1 静态动作压力计算模型预测结果

Table 1 Predicted results of static actuation pressure calculation model

图 2 静态动作压力测试结果拟合曲线

## 2 结果与分析

### 2.1 乙醇液雾爆炸特性

实验基于 20 L 球形爆炸测试装置开展乙醇液雾爆炸特性实验。各特性参数变化趋势如图 3(a)~(d) 所示，各图分别对应最大爆炸压力  $P_{max}$ 、峰值压力时刻  $t_{max}$ 、最大压力上升速率  $(dP/dt)_{max}$  及爆炸指数  $K_{st}$  随质量浓度的变化关系。

最大爆炸压力  $P_{max}$  是评估乙醇液雾爆炸强度的核心参数，由图 3(a)可知，乙醇液雾  $P_{max}$  随质量浓度增加呈现先升高后降低的趋势。当质量浓度从  $100 \text{ g/m}^3$  增至  $500 \text{ g/m}^3$  时， $P_{max}$  从  $0.39 \text{ MPa}$  逐步升高至  $0.79 \text{ MPa}$ ，增幅达 202.5%；当质量浓度超过  $500 \text{ g/m}^3$  后， $P_{max}$  开始呈现下降趋势，至  $800$

$\text{g/m}^3$  时降至 0.68 MPa。Zhang 等人<sup>[23]</sup>提出乙醇完全蒸发假设下当量比 1.2 对应的理论浓度（即  $158.28 \text{ g/m}^3$ ）是乙醇的最猛烈爆炸强度，对应本研究的  $500 \text{ g/m}^3$ 。其理论浓度远低于本研究实验浓度是因为本研究中乙醇液雾爆炸属于气液两相耦合的液相爆炸，并非纯气相完全燃烧过程，体系内大量乙醇液滴并未参与燃烧反应，部分液滴附着于容器壁面，脱离燃烧区域；容器壁面效应、传热过程中的热损耗及燃烧组分的不完全消耗，也进一步降低了有效燃烧效率。

由图 3(b)可知，峰值压力时刻  $t_{\max}$  随质量浓度的增加呈现出先快速缩短后趋于稳定的趋势。当质量浓度从 100 增至  $500 \text{ g/m}^3$  时， $t_{\max}$  从 600 ms 快速缩短至 139.9 ms，缩短幅度达 59.5%；当质量浓度超过  $500 \text{ g/m}^3$  后， $t_{\max}$  的缩短趋势明显减缓，甚至略有增长，至  $600\sim 800 \text{ g/m}^3$  时稳定在 150~170 ms 范围内。这一变化规律可通过反应动力学机制进行解释，低浓度条件下，液雾中可燃组分分布稀疏，火焰传播过程中需要克服液滴间距大、碰撞概率低的问题，导致反应启动缓慢，峰值压力出现时间较晚；中浓度条件下，液滴密度适中，火焰传播速度较快，燃烧反应能够迅速达到能量释放峰值，因此  $t_{\max}$  大幅缩短；高浓度条件下，虽然液滴密度较大，但容器内氧气含量不足，同时未完全蒸发液滴的吸热作用及液滴空间分布不均会削弱燃烧反应速率， $t_{\max}$  略有延长但整体趋于稳定。黄平等人<sup>[24]</sup>在镁铝合金粉尘爆炸研究中也发现了类似的规律。

由图 3(c)可知，最大压力上升速率  $(dP/dt)_{\max}$  随质量浓度增加同样呈现先升高后降低的趋势。当质量浓度从 100 增至  $500 \text{ g/m}^3$  时， $(dP/dt)_{\max}$  从  $3.55 \text{ MPa/s}$  升至  $128.4 \text{ MPa/s}$ ，增幅达到 36 倍；当质量浓度超过  $500 \text{ g/m}^3$  后， $(dP/dt)_{\max}$  逐步下降，至  $800 \text{ g/m}^3$  时降至  $68.1 \text{ MPa/s}$ 。这一趋势的形成，主要是因为  $(dP/dt)_{\max}$  不仅取决于  $P_{\max}$  的大小，还与压力上升时间密切相关，中浓度条件下，较高的  $P_{\max}$  与较短的压力上升时间相互叠加，使得  $(dP/dt)_{\max}$  达到峰值；高浓度条件下，一方面  $P_{\max}$  出现下降，另一方面压力上升时间有所延长，两者共同作用导致  $(dP/dt)_{\max}$  降低。

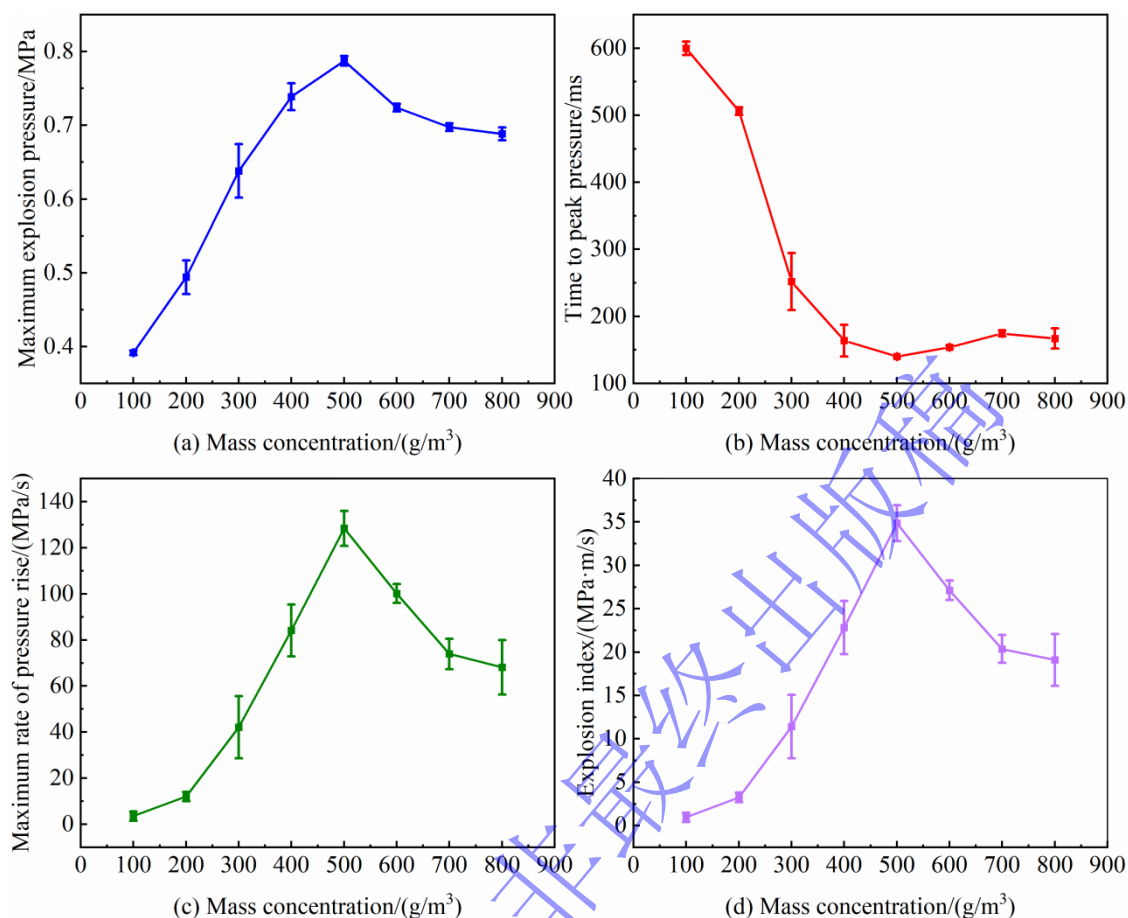


图3 不同质量浓度下乙醇液雾爆炸特性参数

Fig.3 Explosion characteristic parameters of ethanol spray at different mass concentrations

爆炸指数  $K_{st}$  是评估爆炸危险性的关键综合指标，其基于  $(dP/dt)_{max}$  与容器体积计算得出，是工业场景中防爆设计的重要参考依据，由图 3(d)可知， $K_{st}$  随质量浓度增加呈现先升后降的趋势，在  $500 \text{ g/m}^3$  时达到峰值  $34.8 \text{ MPa} \cdot \text{m/s}$ ，此时乙醇液雾的爆炸危险性最高；当质量浓度低于  $300 \text{ g/m}^3$  或高于  $700 \text{ g/m}^3$  时， $K_{st}$  均低于  $20 \text{ MPa} \cdot \text{m/s}$ ，乙醇液雾的爆炸危险性显著降低。

综合图 3(a)~(d)可以看出，质量浓度对乙醇液雾爆炸特性的影响是“液雾浓度-氧气浓度-反应速率”三者协同调控的结果。在低浓度区间，容器内氧气含量处于过量状态，乙醇液雾浓度成为限制反应速率的核心因素，随着浓度的升高，液滴蒸发产生的气相可燃组分不断增多，火焰传播过程中可燃组分与氧气的碰撞概率显著增大，燃烧反应释放的能量逐步增加，具体表现为  $P_{max}$ 、 $(dP/dt)_{max}$ 、 $K_{st}$  均随之升高，而  $t_{max}$  随之缩短；在最猛烈浓度  $500 \text{ g/m}^3$  条件下，乙醇液雾与氧气的比例达到最佳匹配状态，液滴蒸发速率与气相燃烧速率实现最优协同，燃烧反应释放的能量达到最大化，因此各项爆炸强度参数均达到峰值；在高浓度区间，乙醇液雾浓度过量，氧气相对不足、大量未蒸发液滴的蒸发吸热、局部富燃区与贫燃区并存造成的浓度分布不均，以及未燃液滴对火焰传播和爆炸产物扩散的阻碍作用共同削弱了燃烧反应强度，导致  $P_{max}$ 、 $(dP/dt)_{max}$ 、 $K_{st}$  均出现下降， $t_{max}$  略有延长但整体趋于稳定。

## 2.2 乙醇液雾泄爆压力和火焰传播速度

由于  $500 \text{ g/m}^3$  是本实验条件下乙醇液雾爆炸最剧烈的质量浓度，为探究泄放装置对最危险工况下乙醇液雾泄爆特性的影响规律，后续泄爆实验均将乙醇液雾质量浓度固定为该值。图 4 给出了各个泄爆工况下最大爆炸压力与静态动作压力的关系，由图 4 中不同组别的数据点分布可知，静态动作压力与最大爆炸压力呈现显著的线性正相关关系：以泄爆口径  $60 \text{ mm}$  为例，泄爆膜层数  $n=6$  时，静态动作压力约为  $320.22 \text{ kPa}$ ，对应的最大爆炸压力为  $0.388 \text{ MPa}$ ；当泄爆膜层数增加至  $n=8$  时，静态动作压力升至  $426.96 \text{ kPa}$ ，最大爆炸压力同步增至  $0.512 \text{ MPa}$ ，压力增幅达  $31.9\%$ 。这是因为泄爆膜破膜时机与能量积累的耦合效应：静态动作压力越高，泄爆膜需承受更高的容器内压力才能破裂，导致爆炸能量在  $20 \text{ L}$  球内的积累时间延长，最大爆炸压力升高。但同时，可以观察到  $D=80 \text{ mm}$  时，在较小的静态动作压力条件下，爆炸压力反而升高，这一差异源于泄放面积对压力释放效率的作用，泄爆口径越大，爆炸产物如高温燃气、未燃液滴的泄放速率越快，容器内压力的“积累—泄放”平衡向泄放端倾斜，更快的泄放速率使容器内压力无法持续升高。

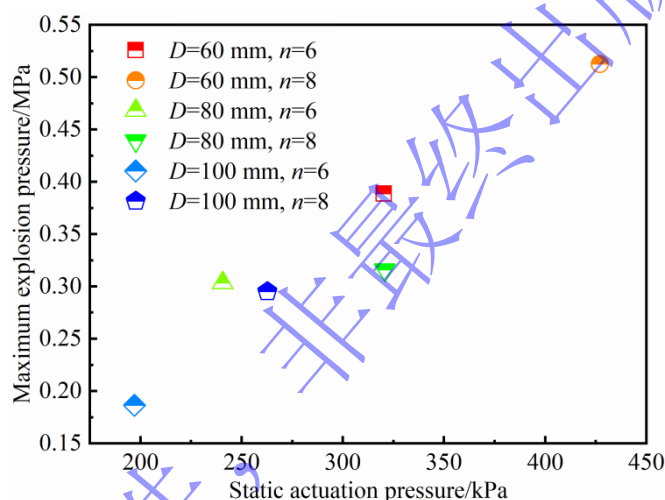


图 4 最大爆炸压力与静态动作压力的关系

Fig.4 Relationship between maximum explosion pressure and static actuation pressure

本实验中火焰传播速度基于高速摄像图像逐帧计算获得。以泄爆口中心轴线方向为火焰传播主方向，提取相邻帧中火焰前锋最远位置  $x_i$  和  $x_{i+1}$ ，相邻帧间间隔时间  $\Delta t=1 \text{ ms}$ ，峰值速度定义为火焰传播阶段内相邻帧瞬时速度的最大值。图 5 给出了 6 种工况下泄爆火焰的传播速度曲线以及平均传播速度变化趋势，反映了泄爆火焰传播速度的变化情况，其中图 5(a)-(c)横坐标为火焰传播时间。从图 5(a)-(c)的火焰传播速度-时间曲线可知，泄爆口径的增大显著提升了火焰传播速度的峰值：以  $n=6$  为例， $D=60 \text{ mm}$  时火焰传播速度峰值为  $378.18 \text{ m/s}$ ； $D=100 \text{ mm}$  时速度峰值升至  $436.36 \text{ m/s}$ ，增幅达  $15.3\%$ 。同时，速度曲线的上升斜率也随口径增大而变陡，说明大口径下火焰的加速能力更强，这是因为大口径泄爆口使容器内外压力差在爆炸初期快速扩大，强烈的压力差驱动未燃液雾形成高强度湍流，火焰与未燃介质的混合效率提升，进而加快火焰加速过程。在相同泄爆口径下，泄爆膜层数增加会显著抑制火焰传播的动态性能：以  $D=60 \text{ mm}$  为例， $n=8$  时火焰速度峰值从  $n=6$  时的  $378.18 \text{ m/s}$  降至  $320.12 \text{ m/s}$ ，这是因为膜层数增加会导致静态动作压力升高进而延长泄爆口开启时间，火焰在密封阶段承受的压力约束增强，湍流强度被抑制。

由图 5(d)的泄爆火焰平均速度统计结果可知，在泄爆膜层数固定时，火焰平均传播速度随泄爆口

径增大呈显著上升趋势。 $n=6$  时,  $D=60$  mm 对应的平均速度为 214.02 m/s,  $D=100$  mm 时升至 266.62 m/s, 增幅达 24.5%;  $n=8$  时,  $D=60$  mm 的平均速度为 170.53 m/s,  $D=100$  mm 时升至 227.42 m/s, 这一现象源于刚性约束效应的差异, 泄爆口径越小, 容器对爆炸过程的刚性约束越强, 产生的反射压力波幅值越大, 其反向作用于火焰前锋的抑制效果也更为明显。在泄爆口径固定时, 火焰平均传播速度随泄爆膜层数增加呈明显下降趋势。 $D=60$  mm 时,  $n=6$  的平均速度比  $n=8$  高 25.5%;  $D=100$  mm 时,  $n=6$  的平均速度比  $n=8$  高 23.8%, 这是因为泄爆膜层数增加会提升膜片的整体抗拉强度, 对容器内部形成更强的压力约束, 进而抑制火焰的向外传播; 同时, 泄爆口径减小与膜层数增多的协同作用会延长乙醇在容器内的滞留时间, 使燃烧反应持续时间增加、最大爆炸压力升高, 同样会阻碍火焰的传播过程。

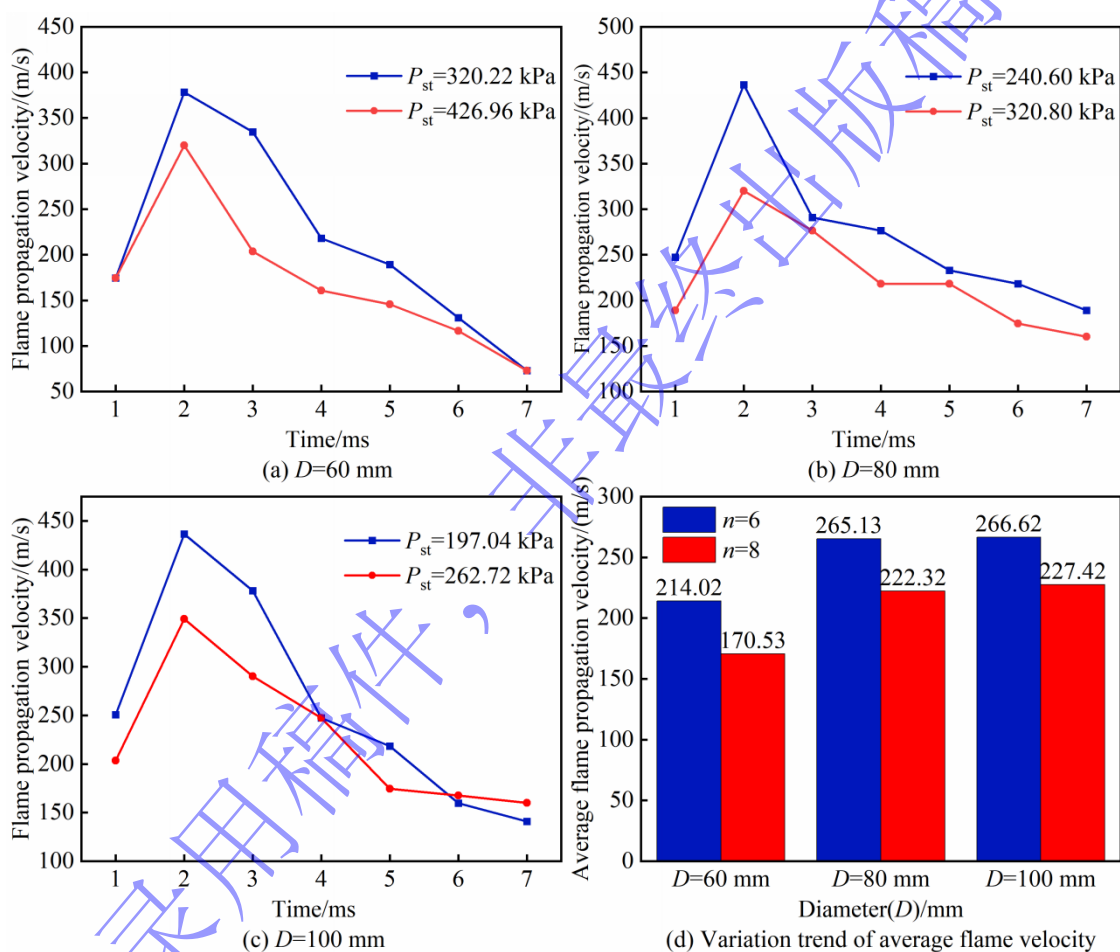


图5 各工况火焰传播速度随时间的变化曲线及平均传播速度变化趋势

Fig.5 Variation curves of flame propagation velocity with time and trend of average propagation velocity under various working conditions

上述实验结果表明, 火焰峰值速度与平均速度虽受泄放装置参数的调控趋势一致, 但二者的数值差异与表征意义存在显著区别, 工业设计中需综合考量火焰峰值速度与平均速度, 若仅以平均速度为设计依据, 如  $D=60$  mm、 $n=6$  工况仅参考 214.02 m/s 的平均速度, 会忽略 378.18 m/s 的瞬时峰值冲击, 大幅低估泄爆瞬间火焰射流的实际冲击威力与热辐射范围, 易导致安全防护区域设计不足、设备抗冲击性能不满足实际工况需求; 若仅单一参考峰值速度, 无法反映火焰传播的整体动力学过程, 如

各工况下火焰平均速度仅为峰值速度的 56.6~62.5%，单一峰值数据难以指导防护措施的长效设计与火焰传播持续影响范围的评估。

### 2.3 乙醇液雾泄放火焰结构

如图 6 所示，不同工况下火焰演化均经历“破膜临界→射流形成→稳定射流→衰减熄灭”四个典型阶段，但泄爆口径与膜层数的耦合作用导致火焰传播速度和火焰形态存在显著差异。对比图中  $D=60\text{ mm}$  与  $D=80\text{ mm}$  时的火焰传播形态可以看出在同膜层数条件下，口径越小，射流速度越快、射流越细长、火花分布越集中。这是因为泄爆口径越小，液滴泄放面积越小，流通阻力显著增大，相同破膜压力下乙醇的喷出流速被动提升，直接推动火焰射流速度加快；同时小口径会限制液滴的径向扩散，使泄放过程中轴向动量高度集中，径向扩散的能量损耗大幅减少，火焰前锋沿轴向定向推进的趋势更强，进而形成细长的射流形态；此外，轴向动量的集中性让未燃乙醇液滴的破碎与燃烧均沿射流核心区域开展，径向扩散范围被压缩，最终表现为火花分布更集中、扩散角度更小。

图 6 与图 7 中的  $t$  均以点火时间为零时刻，由图 6 可以看出，在同泄爆膜层数的条件下，由于口径增大导致静态动作压力降低，进一步导致火焰出现时间提前，如  $n=6$  时， $D=60\text{ mm}$  工况下静态动作压力为 320.22 kPa，火焰首次出现于  $t=340\text{ ms}$ ， $D=80\text{ mm}$  工况静态动作压力降至 240.60 kPa，火焰出现时间提前至  $t=236\text{ ms}$ ，而  $D=100\text{ mm}$  工况静态动作压力仅 197.04 kPa，火焰在  $t=203\text{ ms}$  即已显现。同时，火焰出现时间的提前也与爆炸产物的泄放速率相关，大口径泄爆口的流通面积更大，在破膜瞬间的产物泄放效率更高，火焰无需在容器内经历过长时间的压力约束即可随气流向外喷射，而小口径因流通阻力大，即便燃烧反应已产生足够压力突破膜片，产物与火焰的泄放仍会受到通道限制，进而小幅延迟火焰的外部显现时间。

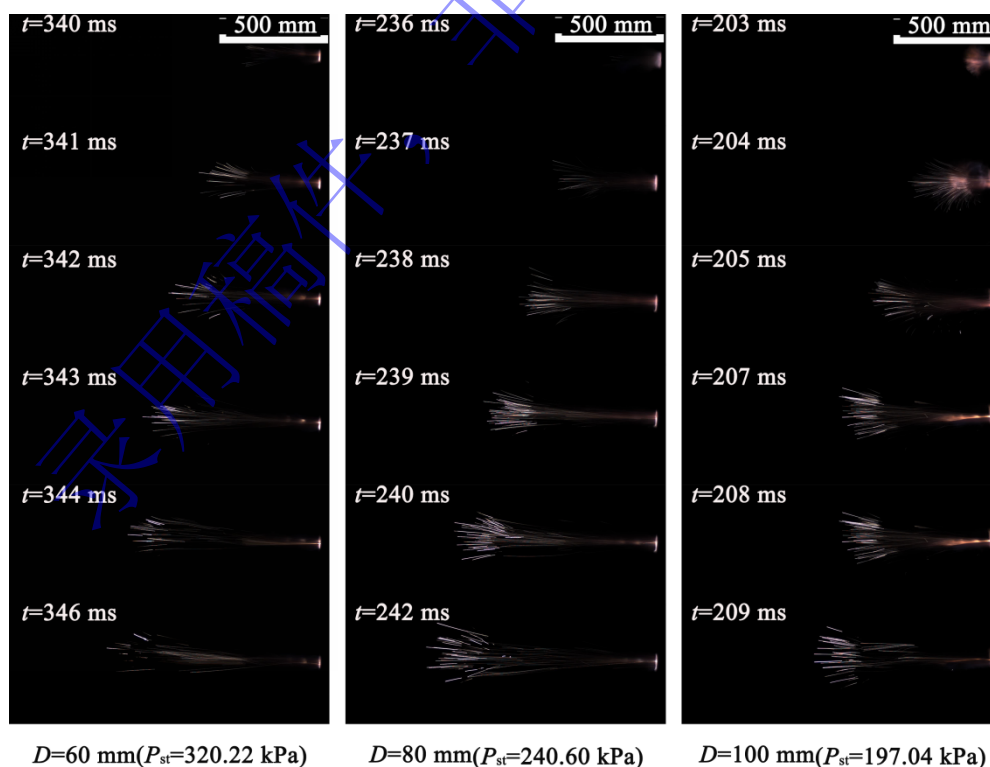


图 6  $n=6$  时， $D=60\text{ mm}$ 、 $80\text{ mm}$  和  $100\text{ mm}$  瞬态泄爆火焰结构

Fig.6 Transient burst flame structures under the conditions of  $n=6$  and  $D=60\text{ mm}$ ,  $80\text{ mm}$  and  $100\text{ mm}$ , respectively

如图 7 所示,  $D=100$  mm 口径条件下, 6 层膜工况火焰初始呈半球形突出, 火花分布稀疏且扩散角约  $20^\circ$ , 火焰衰减过程更急促。当膜层数增加至 8 层时, 破膜压力提升至 262.72 kPa, 初始火焰转变为紧凑圆形亮斑, 约束作用显著增强, 射流明显增长, 火花呈均匀扇形扩散, 扩散角约  $30^\circ$ , 火焰衰减过程平缓。同口径时, 泄爆膜层数越多, 静态动作压力越高, 对火焰的约束作用越强, 火焰射流速度越慢, 射流特征越平缓, 但火花生成量增多。这是因为膜层数增加会显著提升泄爆膜整体结构强度, 一方面增大了乙醇泄放过程中的流通阻力, 延缓了液滴喷出速率, 直接导致火焰射流的动能降低、速度放缓; 另一方面更高的膜层强度会提升静态动作压力, 使容器内乙醇在更高压力下积聚时, 未燃乙醇液滴会受到更剧烈的挤压与剪切作用, 雾化破碎效果显著增强, 此外, 局部富燃区可能存在不完全燃烧, 同时未完全燃烧液滴或燃烧中间产物在泄爆口外与空气二次混合后可能发生二次点燃。这些因素共同导致火花生成量增多。

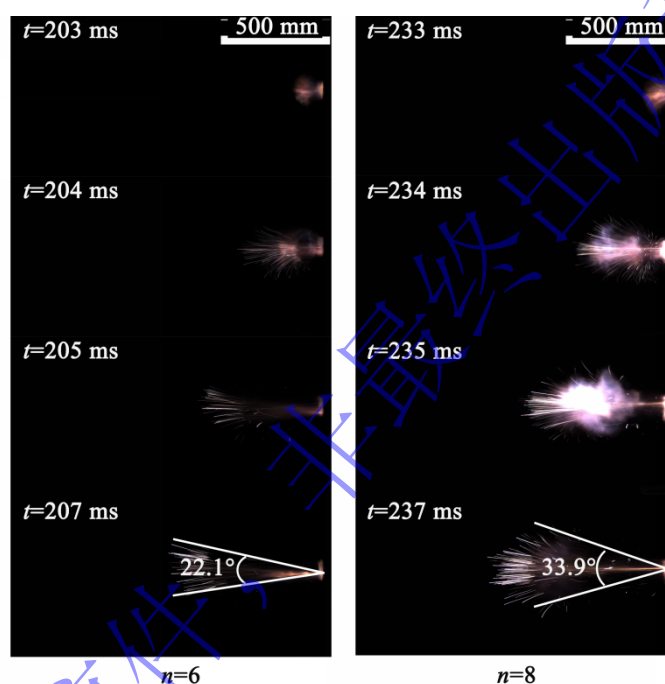


图 7  $D=100$  mm 条件下,  $n=6$  和 8 瞬态泄爆火焰结构

Fig.7 Transient burst flame structures under the conditions of  $D=100$  mm and  $n=6$ , and 8, respectively

## 2.4 泄爆面积定量关联模型

泄爆研究的核心价值在于为工业生产安全防护提供可落地的泄爆系统设计依据, 因此建立泄爆口径与静态动作压力、最大爆炸压力和爆炸指数之间的定量关联关系, 是本研究为工业防护提供的核心内容。本节将对本实验 6 组核心工况(泄爆口径 60/80/100 mm、泄爆膜层数 6/8 层)的实测数据进行多元非线性拟合, 建立适配乙醇液雾的泄爆定量关联模型。首先参考 NFPA 68 标准中泄爆面积核心计算公式:

$$A_v = [(0.127 \log_{10} K_G - 0.0567) P_{red}^{-0.582} + 0.175 P_{red}^{-0.572} (P_{stat} - 0.1)] V^{2/3} \quad (2)$$

式中量纲:  $A_v/m^2$ 、 $K_G/(\text{bar} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^{-1})$ 、 $P_{red}/\text{bar}$ 、 $P_{stat}/\text{bar}$ 、 $V/m^3$ , 结合本实验实验条件, 对基础公式进行针对性优化, 其中实验容器容积  $V=20 \text{ L}=0.02 \text{ m}^3$  为定值, 后续拟合作为常数项代入公式,  $A_v$  在

后续拟合中由泄爆口径  $D$  几何换算得到。确定适配后原公式的直接应用形式为：

$$A_v = [(0.127\log_{10}K_{St} - 0.0567)P_{\max}^{-0.582} + 0.175P_{\max}^{-0.572}(P_{st} - 0.1)]V^{2/3} \quad (3)$$

式中  $P_{\max}$  为容器内最大爆炸压力， $P_{st}$  为泄爆膜静态动作压力， $K_{St}$  为爆炸指数。为适配乙醇液雾气液两相的燃爆特性，同时最大限度简化拟合过程，将原公式中  $P_{\max}$  的两个幂次指数统一为单个待拟合指数  $a$ ，将原公式压力修正值 0.1(bar) 设为待拟合系数  $b$ 。确定适配乙醇液雾的模型基础形式为：

$$A_v = [(0.127\log_{10}K_{St} - 0.0567)P_{\max}^a + 0.175P_{\max}^a(P_{st} - b)]V^{2/3} \quad (4)$$

拟合样本为实验 6 组核心工况，关键数据已变换单位见表 2，以  $P_{st}$ 、 $P_{\max}$  和  $K_{St}$  为自变量， $A_v$  为因变量，采用最小二乘法进行多元非线性拟合，求解 2 个待拟合系数的最优值，将结果代入公式 (4)，得到乙醇液雾泄爆面积修正公式：

$$A_v = [(0.127\log_{10}K_{St} - 0.0567)P_{\max}^{-0.610} + 0.175P_{\max}^{-0.610}(P_{st} - 0.22)]V^{2/3} \quad (5)$$

该模型拟合优度  $R^2=0.9935$ ，表明拟合数据与实测数据吻合度较高，可较为准确描述最大爆炸压力、静态动作压力和爆炸指数对泄爆面积的调控规律，式(5)可被应用于此类实验系统的泄爆面积预测工作，为燃爆泄爆领域的实验研究提供理论参考。需要说明的是，公式(5)的获取条件受限于本研究实验相近工况：20 L 球形容器的液雾浓度范围为 100~800 g/m<sup>3</sup>、点火能量为 10 J 以下的低点火能量、泄爆膜材质为聚乙烯、静态动作压力约 190~450 kPa，且泄爆过程无外接泄放导管。

表 2 各工况实验数据

Table 2 Experimental data under various working conditions

工况	$P_{st}/\text{bar}$	$P_{\max}/\text{bar}$	$K_{St}/(\text{bar}\cdot\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$D/\text{mm}$	$A_v/\text{m}^2$
1	3.2022	3.8878	78.49014	60	0.002827
2	4.2696	5.1259	96.24386	60	0.002827
3	2.4060	3.0327	66.34286	80	0.005027
4	3.2080	3.1588	69.80201	80	0.005027
5	1.9704	1.8636	32.70423	100	0.007854
6	2.6272	2.9514	53.26117	100	0.007854

### 3 结论

本研究基于 20 L 球形爆炸容器及其泄爆系统, 获得了乙醇液雾燃爆特征, 分析了质量浓度、静态动作压力及泄爆口径对泄爆特性的影响, 并建立了适用于乙醇液雾的泄爆面积模型, 主要结论如下:

(1)乙醇液雾爆炸强度随质量浓度呈先升后降规律, 500 g/m<sup>3</sup> 为实验条件下的最危险爆炸浓度, 此时最大爆炸压力达 0.79 MPa、最大压力上升速率 128.40 MPa/s、爆炸指数峰值 34.8 MPa·m/s; 超过该浓度后, 爆炸强度逐渐下降。

(2)燃爆压力与火焰传播速度呈反向响应规律。静态动作压力增加与泄爆口径的减小会提升爆炸压力、抑制火焰传播。静态动作压力从 320.22 kPa 升至 426.96 kPa 时, 最大爆炸压力升高 31.9%, 火焰平均传播速度降低 25.5%; 泄爆口径从 60 mm 扩大至 100 mm 时, 火焰峰值速度提升 15.3%。工业泄爆设计需同时考量火焰瞬时峰值速度与全程平均速度, 避免单一参数导致防护不足。

(3)泄爆口径与静态动作压力对泄爆火焰形态具有显著的调控作用: 泄爆口径越小, 火焰射流越细长, 火花的空间分布越集中, 火焰首次出现的时间也越晚; 而静态动作压力越高, 火焰射流的发展过程越平缓、持续时间越长, 泄放过程中产生的火花数量也越多。

(4)基于 NFPA 68 标准可燃气体压力关联公式, 结合实验条件优化得到适配乙醇液雾泄爆的压力定量关联模型, 即  $A_v = [(0.127 \log_{10} K_{St} - 0.0567) P_{max}^{-0.610} + 0.175 P_{max}^{-0.610} (P_{st} - 0.22)] V^{2/3}$ , 能为同类实验系统的泄爆面积预测及工业乙醇液雾泄爆系统的泄爆口径面积参数设计提供定量参考依据。

## 参考文献

- [1] LI J, CHEN H, ZHANG K. Effect of droplet size on deflagration characteristics of ethanol-air spray in a spherical vessel [J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2022, 165: 789–798. DOI: 10.1016/j.psep.2022.08.021.
- [2] 譙永刚, 华杰, 李刚, 等. 可燃液体喷雾爆炸特性及防护技术研究进展[J]. *化工进展*, 2023, 42(8): 4215 – 4226. DOI: 10.16085/j.issn.1000-6613.2022-1698.
- [3] WANG Y, LIU Y, ZHANG H. Experimental study on explosion characteristics of ethanol-water mixture sprays [J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2021, 403: 123658. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2020.123658.
- [4] 中华人民共和国应急管理部. 2023 年全国化工行业安全事故统计分析报告[R]. 北京: 应急管理部, 2024.
- [5] NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION. Standard on explosion protection by deflagration venting: NFPA 68 [S]. Quincy, MA: NFPA, 2021.
- [6] 师喜林, 蒋军成, 王志荣, 等. 甲烷-空气预混气体泄爆过程的实验研究[J]. *中国安全科学学报*, 2007, 17(12): 107 – 110. DOI: 10.3969/j.issn.1003-3033.2007.12.019.
- [7] 师喜林, 王志荣, 蒋军成. 球形容器内气体的泄爆过程[J]. *爆炸与冲击*, 2009, 29(4): 390 – 394. DOI: 10.3321/j.issn:1001-1455.2009.04.010.
- [8] BAO Q, FANG Q, ZHANG Y, et al. Effects of gas concentration and venting pressure on overpressure transients during vented explosion of methane-air mixtures [J]. *Fuel*, 2016, 175:40–48. DOI: 10.1016/j.fuel.2016.01.084.

- [9] DUAN Y, WANG S, YANG Y, et al. Experimental study on methane explosion characteristics with different types of porous media [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2021, 69: 104370. DOI: 10.1016/j.jlp.2020.104370.
- [10] 邢志祥, 杜贞, 张成燕, 等. 密闭储罐内填充非金属多孔材料后预混可燃气体火焰传播的数值模拟[J]. *安全与环境学报*, 2014, 14(6): 91 - 95. DOI: 10.13637/j.issn.1009-6094.2014.06.022.
- [11] GAO W, YU J, ZHANG X Y, et al. Characteristics of vented nano-polymethyl methacrylate dust explosions [J]. *Powder Technology*, 2015, 283: 406 - 414. DOI: 10.1016/j.powtec.2015.06.011.
- [12] GAO W, YU J, LI J, et al. Experimental investigation on micro-and nano-PMMA dust explosion venting at elevated static activation overpressures [J]. *Powder Technology*, 2016, 301: 713-722. DOI: 10.1016/j.powtec.2016.07.012.
- [13] PROUST C. Turbulent flame propagation in large dust clouds [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2017, 49: 859 - 869. DOI: 10.1016/j.jlp.2017.05.011.
- [14] 朱文艳, 汪泉, 张军, 等. 泄爆条件对管内气粉两相混合体系燃爆特性的影响[J]. *爆炸与冲击*, 2024, 44(7): 075402. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0024.
- [15] RUI S, LI Q, GUO J, et al. Experimental and numerical study on the effect of low vent burst pressure on vented methane-air deflagrations [J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2021, 146: 35-42. DOI: 10.1016/j.psep.2020.08.028.
- [16] CHEN Z, FAN B, JIANG X, et al. Investigations of secondary explosions induced by venting [J]. *Process Safety Progress*, 2006, 25(3): 255 - 261. DOI: 10.1002/prs.10139.
- [17] JIANG X, FAN B, YE J, et al. Experimental investigations on the external pressure during venting [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2005, 18(1): 21-26. DOI: 10.1016/j.jlp.2004.09.002.
- [18] LIN C, WANG Q, ZHANG J, et al. Effect of droplet evaporation on deflagration characteristics of ethanol spray [J]. *Fuel*, 2023, 331: 125876. DOI: 10.1016/j.fuel.2022.125876.
- [19] 徐进生, 刘洋, 陈先锋, 等. 甲烷与空气质量浓度当量比对火焰结构及传播特性的影响[J]. *中国安全科学学报*, 2014, 24(9): 64 - 69. DOI: 10.16265/j.cnki.issn1003-3033.2014.09.018.
- [20] FAKANDU B, ANDREWS G, PHYLAKTOU H. Vent burst pressure effects on vented gas explosion reduced pressure [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2015, 36: 429-438. DOI: 10.1016/j.jlp.2015.02.005.
- [21] NATIONAL FIRE PROTECTION ASSOCIATION, NFPA 68. Standard on explosion protection by deflagration venting [S]. 2012th ed. Quincy, MA: Batterymarch Parck, 2007.
- [22] EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, EN 14491. Dust explosion venting protective systems [S], 2013.
- [23] ZHANG K, CHEN S, LI Y, DUO Y, WEI L. Effects of equivalent ratio and initial temperature on the explosion characteristics of ethanol, acetone, and ethyl acetate [J]. *Frontiers in Energy Research*, 2024, 12: 1435466. DOI: 10.3389/fenrg.2024.1435466.
- [24] 黄平, 何蔚, 王丹. 静电场驱动的镁铝合金粉尘爆炸特性研究[J]. *安全与环境学报*, 2022, 22(4): 1862-1871. DOI: 10.13637/j.issn.1009-6094.2022.04.047.