

# 大长径比端部泄爆长管中氨-氢预混气不同泄爆口径下爆炸压力演化及 NFPA 68 修正模型\*

张小能<sup>1</sup>, 汪泉<sup>1,2</sup>, 葛雨<sup>1</sup>

(1. 安徽理工大学, 安徽 淮南 232001;

2. 安徽理工大学安徽省新型爆炸材料与爆破技术工程研究中心, 安徽 淮南 232001;

**摘要:** 为研究大长径比管道内氨氢预混气体泄爆过程中泄爆口径对爆炸压力的影响规律, 搭建了一套总长为 2 m 的不锈钢管道实验装置, 采用 3 种孔径  $D$  为 120 mm、80 mm 和 40 mm 的空心法兰和泄爆膜组成泄放装置, 对应泄放比  $\theta$  分别为 100%、44.4% 和 11.1%。在近似标准状态下, 当量比  $\Phi$  固定为 0.8, 掺氢量  $\varphi$  为 30%-70%, 记录管内压力随时间的变化过程, 获得破膜压力  $P_b$ 、泄爆压力  $P_{out}$  和外部二次爆炸压力  $P_{ext}$  等特征参数, 分析  $\varphi$  与泄爆口径  $D$  对压力演化的耦合作用, 并在此基础上采用 NFPA 68 标准计算理论最大泄爆压力  $P_{red,NFPA 68}$  与实验结果进行对比并提出修正模型。结果表明, 在完全泄放条件下, 随着  $\varphi$  增加,  $P_b$  仅略有下降, 而  $P_{out}$  和  $P_{ext}$  显著降低, 维稳平台和类维稳平台  $t_b$  持续时间单调增长, 高  $\varphi$  工况下外部二次爆炸被明显抑制。 $\theta$  减小时, 管内压力时程曲线振荡增强,  $t_b$  延长,  $P_b$  与  $P_{out}$  升高, 低  $\varphi$  时  $P_{ext}$  随  $\theta$  减少而减少, 高  $\varphi$  时  $P_{ext}$  随  $\theta$  减少而增加。对于本研究所采用的大长径比端部泄爆管道, NFPA 68 标准在大口径泄爆条件下理论值与实验值  $P_{red}$  相近, 而对中、小口径存在明显高估, 偏差主要取决于  $\theta$  而非  $\varphi$ 。通过建立的考虑几何泄放比  $K_p$  和静态动作压力  $P_{stat}$  的修正模型修正后, 修正后的最大泄爆压力  $P_{red,corr}$  与  $P_{red}$  之比大多控制在 1-4 范围内, 有效减小不同泄爆口径下理论最大泄爆压力与实验值之间的偏差。本研究为氨氢预混气体长管泄爆提供了理论依据和可供参考的经验公式, 并为氨氢预混气体大长径比端部泄爆装置的工程设计与安全评估提供参考。

**关键词:** 氨氢预混气体; 泄爆口径; 爆炸压力; NFPA 68

中图分类号: X932

国标学科代码: 6203020

文献标识码: A

## Explosion pressure evolution of ammonia-hydrogen premixed gas in a large length-to-diameter end-vented long tube with different vent diameters and a modified NFPA 68 model

ZHANG Xiaoneng<sup>1</sup>, WANG Quan<sup>1,2</sup>, GE Yu<sup>1</sup>

(1. School of Chemical and Blasting Engineering, Anhui University of Science and Technology, Huainan 232001, China;

2. Anhui Province Engineering Research Center for New Explosive Materials and Blasting Technology, Huainan 232001, China)

**Abstract:** Vented deflagrations in ducts with a high length-to-diameter ratio are frequently encountered in hydrogen-ammonia energy systems, yet the pressure evolution and the applicability of engineering venting standards remain insufficiently validated for "large length-to-diameter ratio plus small end vent" configurations. An experimental study was therefore conducted to quantify how end-vent diameter affected the internal and external pressure characteristics of ammonia-hydrogen premixed gas

\*收稿日期: 2026-01-10; 修回日期: 2026-4-30;

基金项目: 安徽省教育厅 2024 年度高校科研计划重大项目 (2024AH040070);

第一作者: 张小能 (2002-), 女, 硕士. E-mail: 2716830994@qq.com;

通信作者: 汪泉 (1980-), 男, 博士, 教授. E-mail: wqaust@163.com。

in a long tube, and to improve the prediction accuracy of the National Fire Protection Association Standard 68 (Standard on Explosion Protection by Deflagration Venting). Experiments were carried out in a stainless-steel duct system with a total length of 2 m, one end closed and the other end equipped with an end vent sealed by a thin vent membrane. Three circular vent diameters (120 mm, 80 mm, and 40 mm) were tested, corresponding to venting ratios of 100%, 44.4%, and 11.1%, respectively. Tests were performed under near-ambient initial conditions at a fixed equivalence ratio of 0.8, while the ammonia fraction in the fuel (ammonia plus hydrogen) was varied from 30% to 70%. Gas mixtures were prepared by partial-pressure charging after evacuating the mixing vessel, followed by sufficient standing time to promote homogeneity. A pressure transducer installed near the downstream region recorded the pressure-time history. For each condition, 3–4 repeated runs were conducted; representative traces were selected based on proximity to the mean of characteristic parameters. From each pressure trace, the membrane burst pressure, the internal venting peak pressure, the peak pressure associated with an external secondary explosion, and the duration of the pressure plateau or quasi-plateau were extracted. The maximum reduced explosion pressure was also calculated using NFPA 68 and compared against measurements; a correction correlation was then developed by incorporating the geometric venting ratio and the static activation pressure of the venting device. Under full venting, pressure histories exhibited a typical three-peak structure corresponding to membrane rupture, internal venting peak, and external secondary explosion peak. Increasing the ammonia fraction caused only minor changes in burst pressure but markedly reduced both the internal venting peak and the external secondary-explosion peak, while extending the plateau or quasi-plateau duration; at high ammonia fractions, the external secondary explosion was strongly suppressed. Decreasing the vent diameter intensified pressure oscillations, prolonged the time to membrane rupture, and generally increased both burst pressure and internal venting peak pressure; the external peak showed a vent-size-dependent trend that differed between low- and high-ammonia regimes. NFPA 68 predictions were close to measurements for the largest vent but showed systematic overestimation for medium and small vents; the deviation was governed mainly by vent geometry rather than mixture composition. For the investigated duct (length-to-diameter ratio about 16.7) with end venting, the overestimation reached approximately 4–8 times for the medium vent and about 30–80 times for the small vent. A correction model incorporating geometric venting ratio and static activation pressure reduced the discrepancy substantially, with the corrected-to-measured maximum reduced explosion pressure ratio mostly constrained within about 1–4.3. These findings provide experimentally grounded guidance and a practical correlation for vent design and safety evaluation of end-vented long-duct systems using ammonia-hydrogen premixed fuels.

**Keywords:** ammonia-hydrogen premixed gas; vent diameters; explosion overpressure; NFPA 68

## 1 引言

近年来,为实现“碳达峰、碳中和”目标,发展以氢、氨等为代表的零碳或低碳燃料已成为能源与工业领域的重要方向<sup>[1-4]</sup>。氨作为一种含氢零碳载体,兼具高体积能量密度、成熟的大规模生产与运输体系以及可通过可再生能源制备“绿氨”等优势,被广泛认为是未来氢能利用的重要媒介之一<sup>[1,3,5]</sup>。将氨与氢混合既能够显著提高氨燃料的可燃性与燃烧特性,又有望在燃烧过程中实现整体的零碳排放,因此氨氢预混气体的燃爆特性及其安全问题逐渐成为研究热点<sup>[2,5-7,10-11]</sup>。然而,氨具有毒性强、燃烧反应性低、产生 $NO_x$ 倾向大等特点,氢则具有可燃范围宽、最小点火能低、火焰传播速度快等特性,二者混合燃料在实际应用中面临更复杂的爆炸风险<sup>[5-7,10-11]</sup>。

针对上述复杂爆炸风险,现有研究普遍从混合气组成角度对氨氢预混气体的燃爆特性进行研究。结果表明,氨气和氢气的比例和当量比是决定体系可燃范围、点火难易程度以及爆炸强度的关键参数之一,其变化会显著影响最大爆炸压力、最大压力上升速率等表征指标<sup>[12-16]</sup>。随着氨体积分数的增加,氨氢预混气体的整体反应活性减弱,火焰传播速度、峰值压力与压力上升速率降低,相反,当氨含量较低、氢比例较高时,混合气反应活性更强,火焰传播迅速,压力积累过程加快,峰值压

力升高,表现出更高的爆炸强度<sup>[16-20]</sup>。其中,Cheng等<sup>[19]</sup>在20 L球形爆炸容器中对氨氢预混气体开展的实验以及Deng等<sup>[16]</sup>在1.67 L定容燃烧室中系统研究掺氢比、当量比和压力对氨氢预混气体爆炸特性的工作均表明,随着掺氢比的提高,最大爆炸压力 $P_{max}$ 、最大压力上升速率 $(dP/dt)_{max}$ 和爆燃指数 $K_G$ 等参数显著增大,而爆炸持续时间明显缩短,从实验上验证了上述规律。整体来看,掺氢量是决定氨氢预混气体燃爆反应性的关键因素,其变化直接影响火焰传播能力和压力演化特征,是影响混合气燃爆危险性的重要主导参数。然而,上述研究多集中于封闭空间内的燃爆过程,而在工程应用中氨氢混合气常处于可泄压或受限通风环境,其压力演化规律会受到泄爆口径等结构参数的显著影响,与封闭条件下表现存在差异。大量研究表明,泄爆口面积、泄爆膜的静态动作压力会显著影响爆燃过程中的压力演化规律和超压水平<sup>[21-25]</sup>,虽然多数研究为氢或烃类燃料,但其对泄爆口参数影响超压的结论,对氨氢混合气仍具有参考价值。现有研究结果普遍认为,增大泄爆口径或有效泄爆面积、降低静态动作压力,有利于在燃爆早期及时释放反应气体和压力,从而降低容器内部的峰值超压并减缓压力上升速率,但会增加外部可燃气体的浓度从而增强外部二次爆炸的强度,使内部减压效果与外部冲击之间存在一定的折中关系<sup>[21,26-28]</sup>。Rocourt等<sup>[28]</sup>在体积为3375 cm<sup>3</sup>的透明立方体容器中和Guo等<sup>[29]</sup>在带有两个对称通风口的圆柱形容器中研究时,发现减小通风口尺寸会促进容器内最大爆炸压力的增加。Lu等<sup>[21]</sup>在20 L方形容器中研究了通风口尺寸对通风特性的影响机制,发现通风口尺寸的增加促进了排气效率的提升,因此最大压力逐渐下降,但是也促进了外部未燃氢气体量及通风后火焰最大传播距离的增加。在工程设计中,NFPA 68《爆燃泄压防爆标准》<sup>[30]</sup>是目前最广泛采用的泄爆设计依据之一,该标准在长径比较小、几何结构相对简单的封闭或单一通风容器中得到广泛应用,被普遍采用作为泄爆口尺寸选取和反推最大泄爆压力 $P_{red}$ 的工程依据。但是,有学者对NFPA 68模型的适用性开展了系统评估,发现当其直接应用于长径比较大的容器和燃料-空气体系时,对最大泄爆压力的预测存在一定局限,往往表现出明显偏保守的趋势<sup>[31-35]</sup>。Zhang等<sup>[32]</sup>在不同长径比的管道内开展丙烷-空气泄爆实验指出,NFPA 68仅给出了长径比小于等于5条件下的泄爆面积计算,且在长径比大于5等工况下标准公式并不适用,同时对比结果表明NFPA 68在长径比等于7时对 $P_{red}$ 存在显著高估,并建立了考虑长径比和排气面积影响的 $P_{red}$ 经验修正模型。Mokhtar等<sup>[33]</sup>和Sinha等<sup>[34]</sup>对多种泄爆经验相关式进行了系统对比评估,结果表明NFPA 68用于预测 $P_{red}$ 的相关式整体偏保守,并且对氢气-空气泄爆爆炸没有可靠的理论预测。Ji等<sup>[35]</sup>在20 L球形容器中用三种泄爆口直径进行了混合爆炸实验,指出NFPA 68对于混合爆炸泄爆预测结果均具有保守性,并且随着排气口直径减小和静态动作压力 $P_{stat}$ 升高,预测结果趋向保守。近年来有外学者围绕NFPA 68工程模型开展了改进与修正研究,以提升其在复杂结构与不同燃料体系下对 $P_{red}$ 的预测能力<sup>[32,36-39]</sup>。Amy等<sup>[36]</sup>构建了一个基于NFPA 68的新工程模型Ventdef,采用实际气体浓度计算以降低过度保守并提高 $P_{red}$ 预测准确性,同时扩展了对泄爆口外部超压的预测能力。Kraft等<sup>[38]</sup>基于敏感性分析与大型试验对比提出,使用计算出的混合物专属性质代替NFPA 68默认值计算 $P_{red}$ ,可以使 $P_{red}$ 的预测值平均降低15%,同时在大多数情景下保持保守预测,这些改进在氢气应用中最为显著, $P_{red}$ 压力降低高达65%。Changshuai等<sup>[39]</sup>通过引入几何泄放比 $K_p$ 、NFPA 68模型中的系数C以及排气位置到点火源的距离d,基于狭窄空间丙烷-空气排气爆炸实验数据,建立了 $P_{red}$ 的经验修正模型。然而,现有修正方法多基于烃类或纯氢体系建立,其对氨氢预混气体以及大长径比端部泄爆结构的适用性仍缺乏系统验证与专门化修正。

氨氢预混气体的燃爆反应性虽已在封闭条件下得到较为系统的认识,但在工程实际的受限通风环境中,泄爆口径及其对应的静态动作压力等结构参数会显著改变压力演化规律,现行NFPA 68模型在氨氢体系与大长径比端部泄爆结构中的适用性缺乏充分验证,进而可能导致泄爆后 $P_{red}$ 的工程预测偏差与泄爆设计不确定性。对于工程中常见的单段长管+单一端部泄爆结构(如管廊输送管段、容器连接段、末端封闭支路等),火焰传播与压力波叠加会使泄放过程更复杂,标准模型的适用边界与

预测偏差仍需实验验证。特别是在氨氢预混气体输送条件下，燃烧特性差异可能进一步影响压力演化与泄放效果，因此有必要针对该典型工况开展系统研究并提出相应修正。基于此，本研究以总长 2 m、特征尺寸 120 mm ( $L/D \approx 16.7$ ) 的直管端部单侧泄爆系统为研究对象，采用圆形端部泄爆口径 40/80/120 mm (泄放比 11.1%/44.4%/100%) 并在当量比 0.8、掺氨量 30%–70% 的工况范围内，系统考察不同泄爆口径与掺氨量  $\phi$  对氨氢预混气体压力时程曲线的影响规律，并在 NFPA 68 工程模型基础上建立适用于氨氢预混气体和大长径比端部泄爆结构的  $P_{red}$  预测修正关系，为氨氢混合燃料装置的泄爆设计与风险评估提供理论依据。

## 2 实验

### 2.1 实验装置

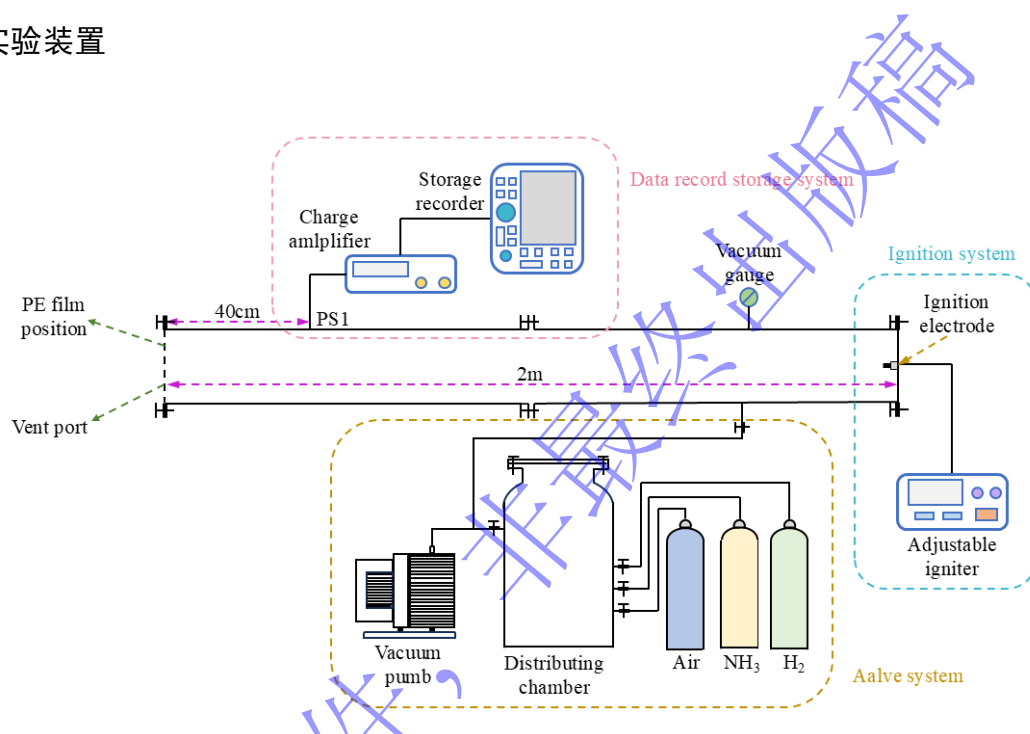


图 1 实验装置示意图

Fig.1 Schematic diagram of the experimental apparatus

通过实验研究了泄爆口径对管内压力的影响，实验装置组成如图 1 所示，2 m 长不锈钢火焰加速管道由边长为 120 mm 的方管和内径为 120 mm 的圆管组成，管道最右侧为点火端，最左侧为泄爆装置，泄爆装置采用钢制空心法兰与聚乙烯 (PE) 泄爆膜组合，泄爆膜厚度约为 0.02 mm，抗拉强度约 20 MPa。法兰中心开口直径  $D$  分别为 120 mm、80 mm 和 40 mm，对应 L、M、S 三种泄爆口类型，用于研究泄爆能力差异对燃爆压力特性的影响，三种泄爆口类型形成“强—中—弱”泄爆能力的阶梯式变化，使不同泄爆强度下的压力峰值、压力上升过程及压力波动特征具有可分辨差异，便于在相同初始条件下进行对比分析。在距离点火端 1.65 m 处设置 PCB 113B24 压电式压力传感器(量程 0–13790 kPa，非线性度  $\leq 1\%$ ，分辨率 5mpsi)，采集管内压力，避免端部早期泄放及点火瞬态对压力信号的直接干扰，提高试验可比性与重复性。

为表征泄爆口的泄放程度，引入泄放比  $\theta$ ，定义为泄爆口有效开口面积与泄爆口总面积之比，其计算式为：

$$\theta = \frac{S_B}{S_A} \quad (1)$$

式中： $\theta$ 为泄爆口泄放比， $S_A$ 为泄爆口总面积， $S_B$ 为泄爆口开口面积，三种泄爆口类型与泄放比的关系如表 1 所示。

表 1 泄爆口类型与泄放比的关系

Table 1 Relationship between vent type and venting ratio

泄爆口类型	$D/mm$	$S_B/cm^2$	$\theta/\%$
L	120	450.00	100
M	80	200.68	44.4
S	40	49.88	11.1

## 2.2 实验工况及方法

在氨氢预混气体的研究中，需要明确当量比 $\Phi$ 与掺氨量 $\phi$ 的概念。

当量比 $\Phi$ 定义为实际混合气燃料/氧气摩尔比与化学计量燃料/氧气摩尔比之比：

$$\Phi = \frac{\left(n_F/n_{O_2}\right)_{act}}{\left(n_F/n_{O_2}\right)_{st}} \quad \#(2)$$

式中： $n_F$ 为燃料总摩尔数， $n_{O_2}$ 为氧气摩尔数。

为表征燃料组成，本文采用体积分数定义掺氨量 $\phi$ ，即燃料部分中 $NH_3$ 占燃料总体( $NH_3 + H_2$ )的体积分数：

$$\phi = \frac{V_{NH_3}}{V_{NH_3} + V_{H_2}} \quad \#(3)$$

式中： $V_{NH_3}$ 与 $V_{H_2}$ 分别表示氨气与氢气的体积分数。

本实验所用点火系统由点火电极和点火器组成，输出电压可调。其名义点火能量按下式计算：

$$E = \frac{1}{2}CU^2 \quad \#(4)$$

式中： $E$ 为名义点火能，单位为J， $C$ 为点火电容，单位为F， $U$ 为电容放电电压，单位为V。在本实验中，点火电压设定为 90 V，对应的名义点火能量约为 3 J。

全部实验均在近似标准状态下进行（压力 101.325 kPa，温度 298.15 K）。气体燃料当量比固定为 $\Phi=0.8$ ，代表轻度贫燃工况，该条件既能保证点火过程稳定，又避免过高反应性导致极端超压，从而更有利于凸显泄爆口径对压力演化规律的影响。在此基础上，掺氨量 $\phi$ 设置为 30% - 70%，并在不同泄爆口径条件下进行对比，以分析燃料组成及泄爆能力对氨氢预混气燃爆压力特性的影响。具体配气方案见表 2。

表 2 配气方案

Table 2 Composition of gas mixtures

NO	$\phi/\%$	$NH_3/\%$	$H_2/\%$	Air/%	$\Phi$
1	30	6.78	15.83	77.39	0.8
2	35	7.78	14.45	77.76	
3	40	8.75	13.12	78.12	
4	50	10.59	10.59	78.81	
5	55	11.47	9.39	79.14	

6	60	12.32	8.22	79.46
7	70	13.95	5.98	80.07

实验前,对气路系统进行密封性检查,并使用真空泵将混合气容器抽空至约-101 kPa,以排除残余气体。随后按道尔顿分压原理和配气方案依次充入氢气、氨气和空气,完成配气后静置4小时,确保气体混合均匀。试验过程中,将预混气充入试验管道,启动数据采集与压力测试系统。静置1 min使系统稳定后,通过点火系统触发燃烧,记录整个燃爆过程的压力变化。为保证数据的可靠性,每种工况均进行了3-4次重复实验。对比各次曲线后发现重复性较好,见图2,特征压力参数波动范围不超过5%,因此在数据处理中,从重复结果中挑选与各特征参数平均值最为接近的一条曲线,作为该工况的代表性曲线用于展示和分析。

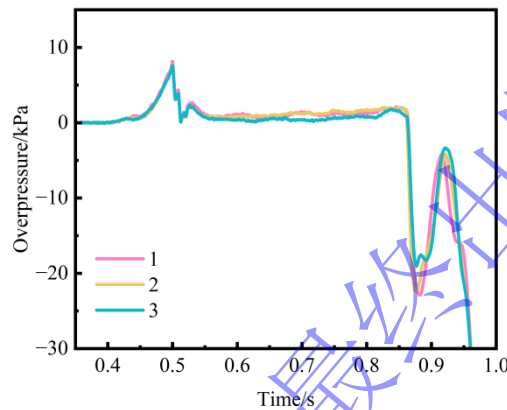


图2 典型工况下重复试验压力历程对比

Fig.2 Comparison of pressure-time histories from repeated tests under a representative condition

### 3 结果与分析

#### 3.1 不同 $\varphi$ 对管内燃爆压力的影响

在泄压过程中,管内压力变化是反映体系响应特征和泄压效果的关键参数。通过压力时程曲线可以获得峰值压力、压力上升速率及压力衰减等特征指标,从而定量评价泄爆结构的泄压能力与稳定性。为进一步分析掺氨量对泄压特性的影响,本节选取L型泄爆口径为代表工况,对不同 $\varphi$ 下的管内压力变化进行比较。该口径的泄放比 $\theta=100\%$ ,代表完全泄放条件,泄压阻力最小、气体排出最充分,可以最大限度地减少泄爆口几何因素对压力响应的干扰,使实验结果主要反映 $\varphi$ 对泄压过程的影响,为后续不同泄爆口径下的对比研究提供清晰的基准。

图3~5为不同 $\varphi$ 在泄放比 $\theta=100\%$ 条件下的压力时程曲线,实验中不同 $\varphi$ 工况下的压力时程曲线整体趋势相似,均呈现出由三个连续压力峰组成的典型特征,对应于破膜、泄爆与外部二次爆炸三个阶段。本文将三者分别定义为 $P_b$ 、 $P_{out}$ 和 $P_{ext}$ , $P_{red}$ 取三者中的最大值,为泄爆过程中管内产生的最大压力, $t_b$ 为 $P_b$ 和 $P_{out}$ 之间压力时程曲线上形成的维稳或类维稳平台持续的时间。点火后管内可燃混合气体被迅速引燃,火焰前锋向泄爆口方向传播,随着燃烧反应的推进,气体膨胀使管内压力不断上升,直到部分未燃混合气体冲击泄爆膜,导致泄爆膜被前驱压力波冲破,此时测得的压力峰值即为破膜压力 $P_b$ 。 $P_b$ 的大小主要取决于泄爆膜的力学性能(如抗拉强度、厚度及固定方式)以及泄爆口尺寸等因素<sup>[40-41]</sup>。一般而言,泄爆膜强度越高或泄爆口径越小,膜破所需压力越大。泄爆膜破裂后,管内火焰湍流程度增加,燃爆反应加剧,管内燃烧混合物向泄爆口传播,同时管内燃烧反应仍在继续,使管内压力进一步升高,当火焰泄放到管外时,压力测点PS1处压力降低,这一过程形成

第二个压力峰 $P_{out}$ 。该峰值反映了燃烧混合物的生成速率与泄放速率之间的竞争关系，其大小与泄爆口几何特征、混合气反应速率及排放流速密切相关。当泄放到管外的火焰点燃了泄放到管外泄爆口处的高温产物及部分未燃混合气体后，在泄爆口外部发生二次爆炸和冲击波反射，使部分燃烧混合物回传至管内，促进了管内可燃气体的反应，从而在压力曲线上出现第三个峰值 $P_{ext}$ 。

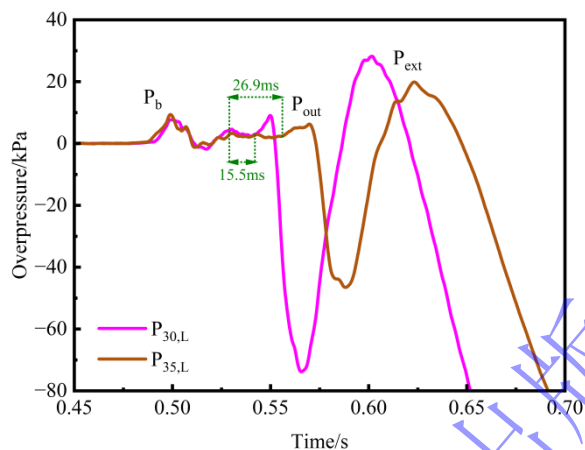


图 3  $\varphi_{30}$ 、 $\varphi_{35}$ 在 $\theta=100\%$ 条件下管内压力对比图

Fig.3 Comparison chart of in-duct pressure under the condition of  $\varphi=30\%$ ,  $35\%$  at  $\theta=100\%$

如图 3 所示，由于当量比 $\Phi=0.8$ 为轻度贫燃工况，活化氢气反应产生的燃烧混合物能量较低只能将部分难燃氨活化， $P_{out}$ 的升压速率较低。 $\varphi=30\%$ 时，泄爆膜破裂后，管内可燃混合气体持续反应使压力升高，当燃烧混合物的生成速率与泄放速率达到动态平衡时，压力时程曲线出现一个 $t_b=15.5$  ms 的维稳平台，之后迅速升高产生 $P_{out}$ ，这是因为 $\varphi=30\%$ 时难燃氨的含量远小于氢气，混合气体受氢气的影响较大，活泼氢先反应产生燃烧混合物，之后氢气产生的能量活化了部分难燃氨，提高了燃烧混合物的能量，所以维稳平台之后压力时程曲线升高。此工况下 PS1 处的 $P_{ext}$ 的值远大于  $P_b$ 和 $P_{out}$ ，这是因为管外二次爆炸的反应剧烈程度远高于前驱压力波破膜和燃烧混合物泄放。当 $\varphi$ 由 30%增至 35%时， $P_b$ 变化较小，表明 $\varphi$ 对膜破裂瞬间的压力影响较弱。 $P_{out}$ 与 $P_{ext}$ 均表现出显著下降趋势， $P_{out}$ 降幅为 26.1%， $P_{out}$ 的峰值变的平缓， $P_{ext}$ 降幅为 30.5%，维稳平台 $t_b$ 由 15.5 ms 增至 26.9 ms，增幅为 42.4%。造成这种变化的主要原因在于氨气的可燃性和燃烧速率均低于氢气，随着 $\varphi$ 升高，混合气的反应活性降低，燃烧传播速率减慢，使得泄放口处火焰喷射和高温气体膨胀过程减弱，进而导致 $P_{out}$ 和 $P_{ext}$ 显著下降。同时，较低的燃烧速率也使管内火焰传播与管内可燃气体泄放的耦合作用延长，从而导致维稳平台 $t_b$ 的时间延长。

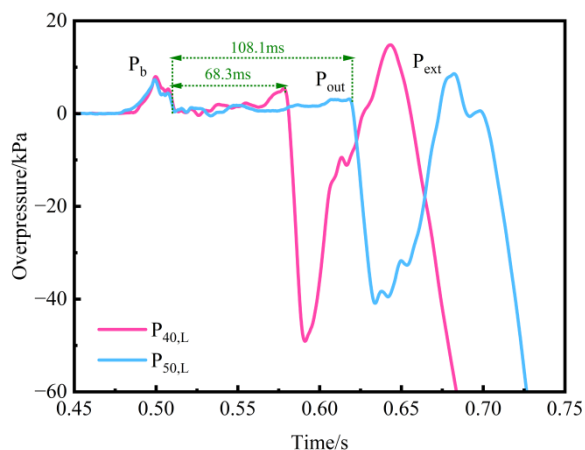


图4  $\varphi_{40}$ 、 $\varphi_{50}$ 在 $\theta=100\%$ 条件下管内压力对比图

Fig.4 Comparison chart of in-duct pressure under the condition of  $\varphi=40\%$ ,  $50\%$  at  $\theta=100\%$

如图4所示,当 $\varphi=40\%$ 时 $P_{out}$ 的升压速率比 $\varphi=35\%$ 更低,此时维稳平台消失,形成一段 $t_b=68.3$  ms 的类维稳平台,这是因为随着 $\varphi$ 的增加,氢气的含量减少,燃烧混合物的生成速率降低, $P_{out}$ 形成过程中前期的升压速率变得平缓,同时被氢气活化的难燃氨的含量减少, $P_{out}$ 形成过程中后期的升压速率也变得平缓,两者的耦合作用使燃烧混合物的生成速率略高于与泄放速率,在压力时程曲线上形成了一段类维稳平台。此工况下PS1处的各峰值压力与 $\varphi=35\%$ 相比 $P_{out}$ 降幅为15.5%, $P_{ext}$ 降幅为25.6%。当 $\varphi=50\%$ 时,压力时程曲线上形成了一段 $t_b=108.1$  ms 的维稳平台,平台阶段内压力变化趋于平缓,无明显峰值,与 $\varphi=40\%$ 时的类维稳平台持续时间相比增幅为58.3%, $P_{out}$ 与 $P_{ext}$ 分别降低30.5%和40.0%,这说明随着掺氨量的增加,体系燃烧反应的释放速率进一步减缓,燃烧混合物生成速率与气体泄放速率更接近平衡,平台阶段的持续时间因此显著延长。

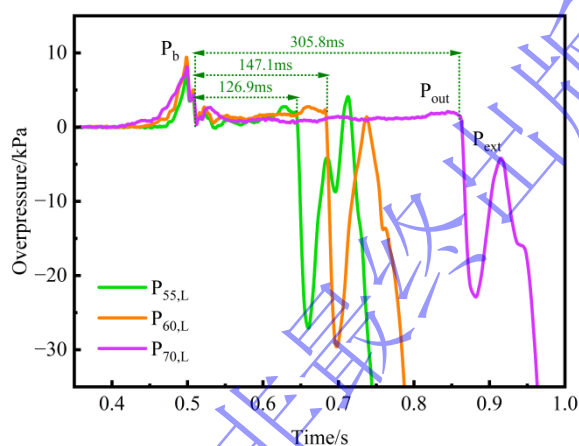


图5  $\varphi_{55}$ 、 $\varphi_{60}$ 、 $\varphi_{70}$ 在 $\theta=100\%$ 条件下管内压力对比图

Fig.5 Comparison chart of in-duct pressure under the condition of  $\varphi=55\%$ ,  $60\%$ ,  $70\%$  at  $\theta=100\%$

当氨气含量比氢气高时,本文在 $\varphi=55\%$ 、 $60\%$ 与 $70\%$ 三组高掺氨工况中,选择 $\varphi=60\%$ 工况作为代表进行详细分析。该工况在高氨掺混区间中具有典型性,一方面,其压力时程曲线有明显的维稳平台结构,反映出体系由强爆燃向缓燃阶段的过渡特征;另一方面, $\varphi=60\%$ 工况下火焰传播尚未完全受抑制,仍能观察到明显的外部火焰泄放与二次爆炸特征,因此兼具过渡性与代表性,适合作为典型工况展开深入讨论。如图5所示,当 $\varphi=60\%$ 时,压力时程曲线与 $\varphi=50\%$ 时的压力时程曲线都呈现出完整的“ $P_b$ 峰—维稳平台+ $P_{out}$ 峰— $P_{ext}$ 峰”结构。此时维稳平台持续时间为 $t_b=147.1$  ms,与 $\varphi=50\%$ 工况相比,维稳平台时间延长约36%, $P_{out}$ 与 $P_{ext}$ 分别下降26.4%和81.1%,表明随着 $\varphi > 50\%$ 燃烧反应速率明显减缓,外部二次爆炸强度显著下降。这一变化表明,当 $\varphi$ 达到60%时,燃烧反应机理已由氢气主导的高活性链式反应逐步转变为以氨气为主的缓释反应阶段。由于氨分子的活化能较高、链反应速率常数较低,其燃烧速率明显慢于氢气,使体系整体反应活性下降,火焰传播速度减小。同时,氨的高比热容会吸收部分反应热量,降低局部火焰温度与热扩散速率,从而导致压力上升过程趋于平缓,形成持续时间较长的维稳平台。维稳平台的出现本质上反映了氨气稀释作用与燃烧动力学减缓共同导致的能量释放受限特征。随着氨气掺混比例的进一步提高,体系由快反应—强爆燃阶段逐渐过渡至慢反应—低超压阶段,展现出氨气在氨氢混合体系中显著的抑爆与缓燃作用。此外, $\varphi=60\%$ 工况下, $P_{ext}$ 显著下降,说明泄爆口外的二次爆炸被抑制,氨气的掺入不仅削弱了氢气的火焰传播能力,还降低了外部气团的活化水平,使泄爆口外形成的高温气云难以维持自持燃烧。

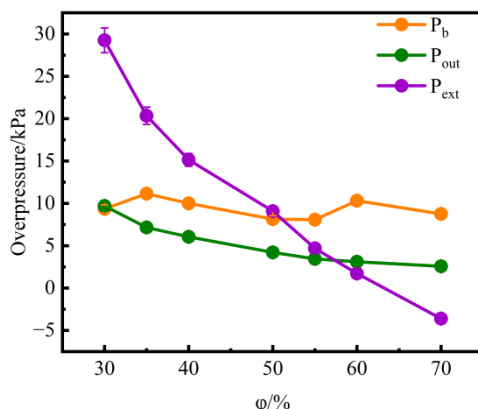


图6 不同 $\phi$ 条件下管内  $P_b$ 、 $P_{out}$ 、 $P_{ext}$ 在 $\theta=100\%$ 时变化趋势图

Fig.6 Variation trends of in-duct peak pressures  $P_b$ ,  $P_{out}$  and  $P_{ext}$  with different  $\phi$  under the  $\theta=100\%$ .

如图6所示,随着 $\phi$ 的增加,  $P_b$ 、 $P_{out}$ 、 $P_{ext}$ 总体呈下降趋势,但各峰值压力的变化规律存在差异。其中  $P_b$ 随 $\phi$ 变化呈现一定波动,未表现出显著的单调规律。 $P_b$ 的震荡主要源于泄爆膜开启压力、装配状态差异及火焰前锋湍流扰动等随机因素所致,这一点与经典的泄爆多峰压力形成机理及后续关于膜开启压力影响的研究相一致<sup>[42]</sup>,其变化与掺氨量无直接相关性,同时随着 $\phi$ 增加,体系反应速率略有下降、气体膨胀强度减弱,整体水平略有降低,但  $P_b$ 变化幅度较小。相比之下,  $P_{out}$ 与 $P_{ext}$ 更能反映 $\phi$ 对体系燃烧反应速率与能量释放的影响,这表明掺氨对体系燃烧反应速率及能量释放过程的影响主要集中在泄爆及管外二次爆炸阶段,而对膜破裂瞬间的初始爆燃影响有限。随着 $\phi$ 的提高,氢气比例下降,体系促进生成NO自由基的活性OH自由基浓度减少<sup>[43]</sup>,燃烧反应速率与放热强度降低,使泄爆阶段气体膨胀驱动力减弱,  $P_{out}$ 降低,同时外部二次爆炸受到更强的抑制,  $\phi > 60\%$ 时 $P_{ext}$ 降为负值,表明外部火焰无法维持自持传播,体系由正压膨胀转为负压回吸<sup>[44]</sup>。 $P_{out}$ 的下降幅度明显小于 $P_{ext}$ ,这是因为 $P_{out}$ 主要反映管内燃烧—泄放耦合阶段的压力生成,除受燃烧速率影响外,还受到泄放喷射的动压与流动惯性及结构边界的约束,当 $\phi$ 增大导致反应性下降时,这些动压与惯性效应仍能维持一定压力水平,故 $P_{out}$ 下降相对有限,相反,  $P_{ext}$ 几乎完全依赖外部可燃云的反应性与泄放到管外的火焰点燃过程,当 $\phi$ 增大外部可燃云的反应性降低,外部火焰难以自持,从而使 $P_{ext}$ 急剧下降,并常伴随外部火焰回流。总体来看,随着 $\phi$ 的增大,维稳平台持续时间 $t_b$ 呈单调增长趋势,而  $P_{out}$ 与 $P_{ext}$ 均显著下降,这表明氨气在氨氢混合体系中具有明显的稀释与减敏作用<sup>[45]</sup>。氨气的稀释效应不仅延缓了火焰传播速度,还降低了体系的能量释放速率,使燃烧持续时间显著延长、压力峰值整体下移。该现象与Cheng等<sup>[19]</sup>在氨-氢-空气混合物爆炸特性的实验研究结论一致,也与Zhu等<sup>[44]</sup>在不同当量比条件下氨氢预混气泄爆实验所得规律相符。这些结果共同验证了氨在氨氢预混体系中的减敏本质,其根源在于氨的高比热容与低反应活性对火焰结构和反应链传播过程的双重抑制作用。

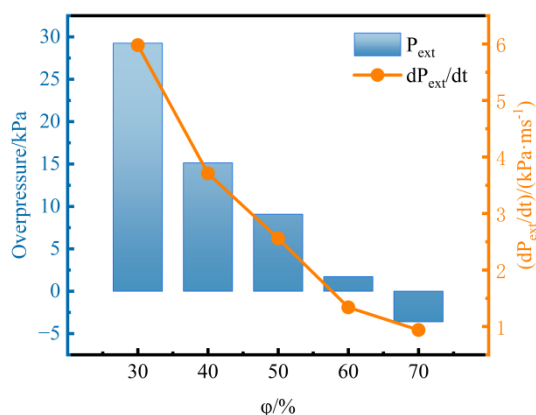


图7 不同 $\phi$ 条件下管内 $P_{ext}$ 和 $dP_{ext}/dt$ 在 $\theta=100\%$ 时变化趋势图

Fig.7 Variation trends of in-duct peak pressures  $P_{ext}$  and  $dP_{ext}/dt$  with different  $\phi$  under the  $\theta=100\%$ .

$dP_{ext}/dt$ 为形成 $P_{ext}$ 的最大升压速率,如图7所示,在 $\theta=100\%$ 的条件下 $P_{ext}$ 和 $dP_{ext}/dt$ 均随 $\phi$ 的增加而显著下降,并且 $P_{ext}$ 和 $dP_{ext}/dt$ 的总体下降速率均随 $\phi$ 的增加而减少,这是因为随着 $\phi$ 的增加管内可燃气体和泄放到管外的可燃气云反应性降低<sup>[46]</sup>,使管外二次爆炸回传到管内的燃烧混合物能量降低,导致 $P_{ext}$ 和 $dP_{ext}/dt$ 降低,该结论与葛雨等<sup>[47]</sup>在掺氦量对管道氢气-氢气-空气预混气体爆燃特性的影响中的研究结论一致。

### 3.2 不同泄爆口径对管内燃爆压力的影响

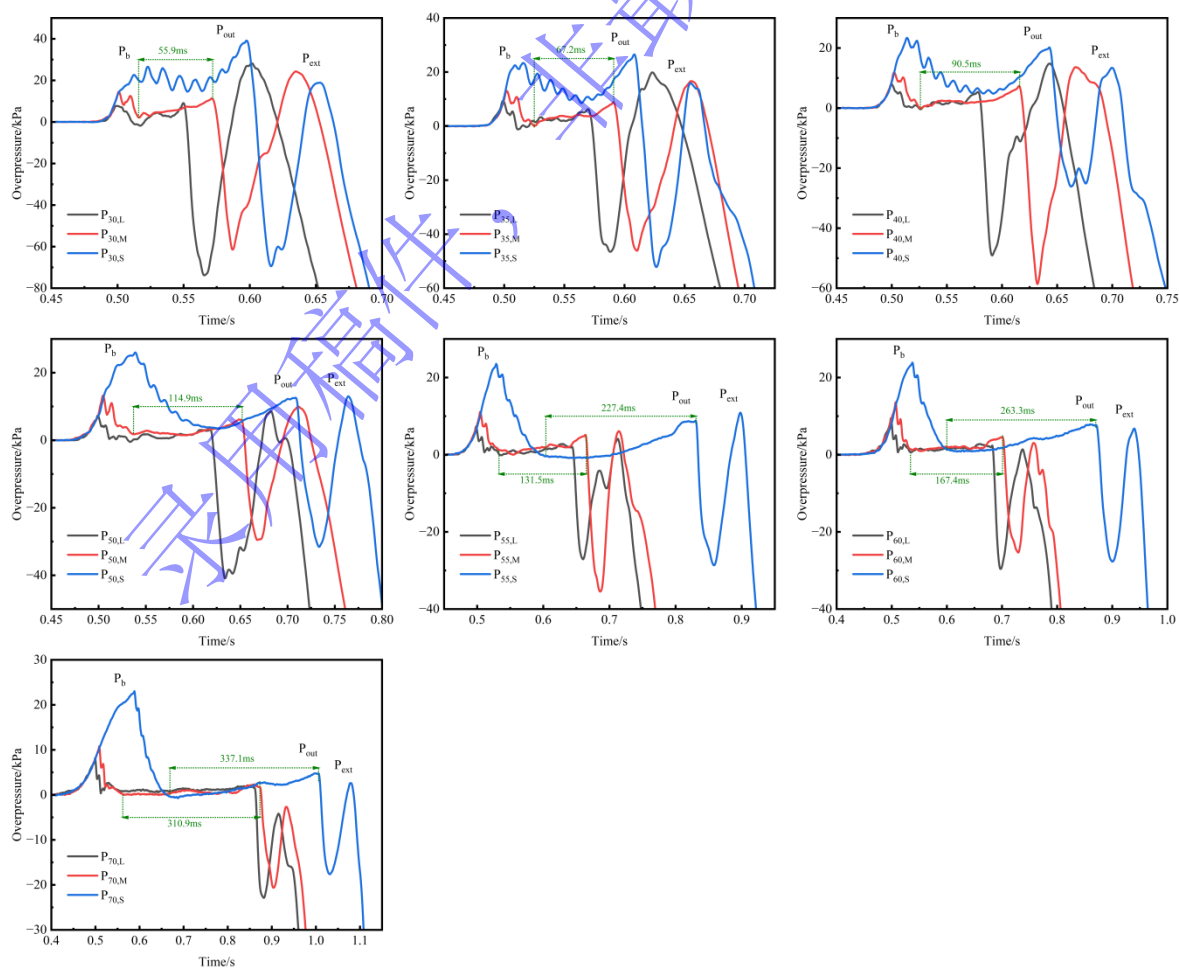


图 8  $\varphi_{30}$ 、 $\varphi_{35}$ 、 $\varphi_{40}$ 、 $\varphi_{50}$ 、 $\varphi_{55}$ 、 $\varphi_{60}$ 、 $\varphi_{70}$ 分别在 $\theta=100\%$ 、 $44.4\%$ 、 $11.1\%$ 条件下管内压力对比图

Fig.8 Comparison of in-duct pressure histories at  $\varphi=30\%$ ,  $35\%$ ,  $40\%$ ,  $50\%$ ,  $55\%$ ,  $60\%$ , and  $70\%$  under different venting ratios ( $\theta=100\%$ ,  $44.4\%$ , and  $11.1\%$ ).

如图 8 所示, 当 $\varphi$ 相同时, 随着泄放比 $\theta$ 的减少, 管内压力时程曲线震荡明显增强, 尤其在低掺氨量条件下,  $P_b$ 至 $P_{out}$ 区间出现大量锯齿状起伏。产生这种振荡的主要原因是腔体气体与泄放口之间的非定常耦合作用。膜破裂后, 腔内高压燃气高速喷出, 气体惯性导致短时间内的过度排放, 使腔内压力迅速下降; 随后外界气体又被回吸形成压力回升, 从而出现周期性的压力波动。这一往复过程类似于亥姆霍兹型气柱振荡, 是腔体体积弹性与泄放口气体质量振动共同作用的结果<sup>[42,48]</sup>。由于爆燃过程中火焰传播、放热速率及流动状态不断变化, 系统的声学特性随时间波动, 因此该振荡并非严格的亥姆霍兹共振, 而是一种受火焰、压力波与喷流惯性共同影响的准声学振荡<sup>[27,49]</sup>。当泄放口增大时, 喷流阻尼增大、反射波减弱, 腔体内的能量耦合减少, 振荡幅度随之减小, 而当 $\varphi$ 提高时, 燃烧反应速率降低、放热量减少, 同样会削弱这种耦合, 使 $P_b$ 至 $P_{out}$ 段曲线逐渐平滑<sup>[50-51]</sup>。三种不同泄放比 $\theta$ 的压力时程曲线维稳平台和类维稳平台 $t_b$ 都随着 $\varphi$ 的增加而增加, 具体分析见 2.1。 $\varphi$ 相同时泄放比 $\theta$ 越小,  $t_b$ 持续时间越长。这是因为泄放比 $\theta$ 减小意味着泄爆口面积缩小, 排气能力受限, 腔内高温高压气体的释放速度明显下降, 使得管内压力难以及时降低。同时, 较小的泄放口会增强喷流惯性与反射波作用, 管内外的气体交换过程更加复杂, 导致燃烧混合物的生成与泄放之间的动态平衡维持时间延长。此外, 小口径泄放还会使管内气体的流动阻尼增大、能量耗散减弱, 从而进一步拉长了压力回落的过程。因此, 在不同泄放条件下, 泄爆口径越小, 体系燃烧混合物的生成速率与泄放速率动态平衡的时间越长, 表现为 $t_b$ 随 $\theta$ 的减小而显著增加。

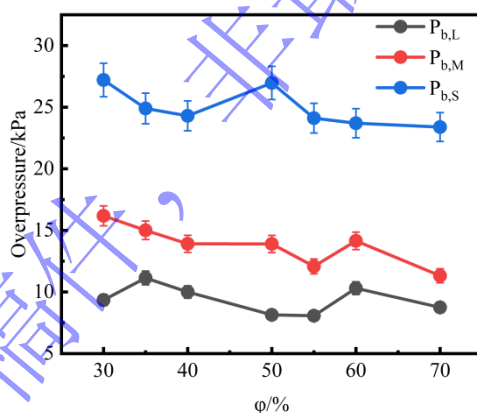


图 9 不同 $\varphi$ 条件下管内  $P_b$ 在 $\theta=100\%$ 、 $44.4\%$ 、 $11.1\%$ 时变化趋势图

Fig.9 Variation trends of the in-duct burst pressure  $P_b$  under different ammonia fractions  $\varphi$  at venting ratios  $\theta=100\%$ ,  $44.4\%$ , and  $11.1\%$ .

如图 9 所示, 三种泄放比条件下的  $P_b$ 均随 $\varphi$ 增加呈现出一定波动, 整体上略有下降趋势, 与前文 2.1 节所得规律一致, 说明 $\varphi$ 对破膜瞬间的初始压力影响较弱。随着泄放比 $\theta$ 的减小,  $P_b$ 的数值明显增大,  $\theta=11.1\%$ 条件下的  $P_b$ 最大,  $\theta=100\%$ 时最小。这是因为  $P_b$ 主要由泄爆装置的静态动作压力  $P_{stat}$ 与开口几何决定, 开口越小、等效刚度越高, 泄爆膜被冲破所需的管内超压越大, 相反, 开口越大, 达到破裂所需的超压越低, 该规律是通风爆燃理论与标准中的共识<sup>[30,52-53]</sup>。

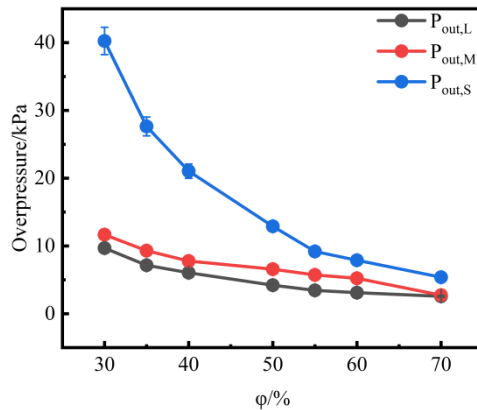


图 10 不同 $\varphi$ 条件下管内  $P_{out}$ 在 $\theta=100\%$ ,  $44.4\%$ ,  $11.1\%$ 时变化趋势图

Fig.10 Variation trends of the in-duct burst pressure  $P_b$  under different ammonia fractions  $\varphi$  at venting ratios  $\theta=100\%$ ,  $44.4\%$ , and  $11.1\%$ .

如图 10 所示, 三种泄放比条件下的  $P_{out}$ 均随 $\varphi$ 增加而减少, 与前文 2.1 节所得规律一致,  $\theta=100\%$ 和  $44.4\%$ 的  $P_{out}$ 变化趋势较为接近, 说明在较大泄放及通风能力较强时,  $\varphi$ 变化对  $P_{out}$ 的影响较小。当 $\theta=11.1\%$ 时,  $P_{out}$ 的值和下降速率在  $30\% \leq \varphi \leq 50\%$ 区间显著高于另外两种泄放比, 在  $\varphi > 50\%$ 区间,  $P_{out}$ 的值和下降速率变缓与另外两种泄放比的结果逐渐接近。造成这一现象的原因主要包括以下两方面。首先, 几何约束效应导致小泄放比时排气受限, 燃烧产物在泄放初期无法及时释放, 管内压力积聚增强, 因此在低掺氨阶段,  $P_{out}$ 达到较高峰值, 随着 $\varphi$ 增加, 体系反应性降低、火焰传播速度减慢, 燃烧产物的生成速率降低, 泄放与产物生成趋于平衡, 使得压力释放更平稳, 故  $P_{out}$ 随 $\varphi$ 增大而快速下降。其次, 当 $\varphi > 50\%$ 时, 混合气中氨的比例超过氢气, 燃烧特性由氢主导向氨主导转变。此时体系反应性显著降低, 火焰传播速度和放热速率均处于较低水平, 燃烧过程受泄放比的影响减弱, 不同 $\theta$ 条件下的  $P_{out}$ 差异明显缩小。这表明在高掺氨条件下, 体系进入以氨燃烧为主的低反应性阶段, 几何约束对  $P_{out}$ 的强化作用被弱化。随着泄放比 $\theta$ 的减小,  $P_{out}$ 呈现增大的趋势, 这是因为泄放比越小, 泄爆口面积越小, 体系的排气能力受限, 泄爆过程中燃烧产物难以及时排出, 导致管内高温高压气体在泄放口附近形成更强的喷射与反射效应, 使内部压力持续积聚, 从而在压力测点处产生更高的压力。同时, 小泄放比条件下气流通过泄爆口时速度更大, 管外气体湍流增强、阻力加大, 部分能量在出口处转化为压力波动并反向作用于管内, 进一步提高了  $P_{out}$ 的值, 当泄放比增大时, 气体排出更顺畅,  $P_{out}$ 的值较小。

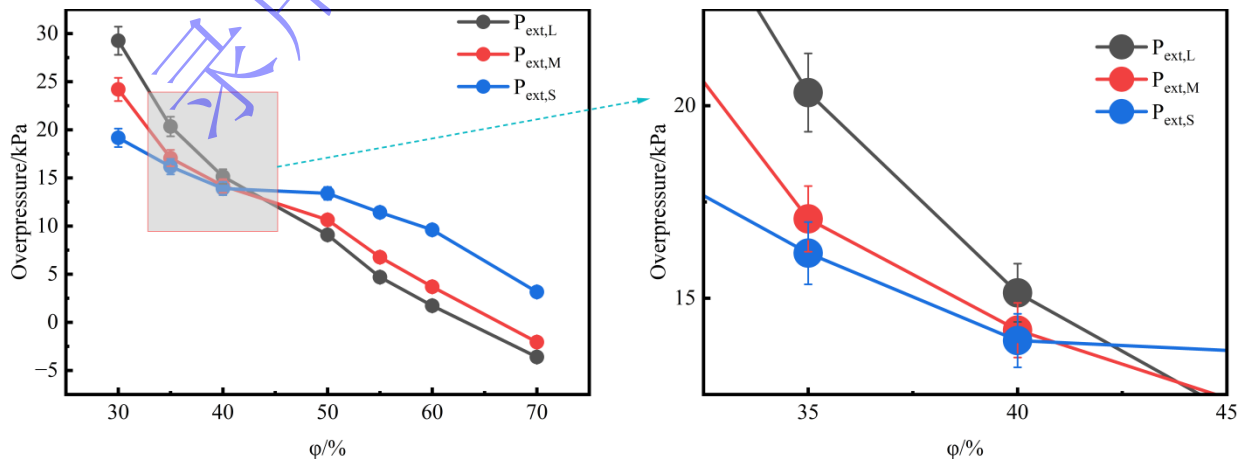


图 11 不同 $\varphi$ 条件下管内  $P_b$ 在 $\theta=100\%$ ,  $44.4\%$ ,  $11.1\%$ 时变化趋势图

Fig.11 Variation trends of the in-duct burst pressure  $P_b$  under different ammonia fractions  $\varphi$  at venting ratios  $\theta=100\%$ , 44.4%, and 11.1%.

如图 11 所示, 三种泄放比条件下的  $P_{ext}$  均随  $\varphi$  增加而减少, 具体原因前文 2.1 节已分析。当  $\varphi \leq 40\%$  时,  $P_{ext}$  随泄放比  $\theta$  的增加而增加,  $\theta > 40\%$  时,  $P_{ext}$  随泄放比  $\theta$  的增加而减少, 这是因为, 当  $\varphi \leq 40\%$  时, 混合气体中氢气含量较高, 体系反应性强、火焰传播速度快, 破膜瞬间, 管内高压气体迅速喷出, 同时带出大量未燃混合气体, 在泄爆口外形成浓度较高、体积分布集中的可燃气云。随后喷出的高温火焰到达泄爆口, 点燃管外可燃气云, 产生剧烈的二次爆燃, 迅速膨胀并压缩部分燃烧混合物使其回传至管内, 促进了管内可燃气体的反应。在这一阶段, 泄放比  $\theta$  越大, 开口面积越大, 排气速度和喷射动能越强, 外部可燃云的湍流增强<sup>[51]</sup>, 排出的未燃气体量也越多, 外部可燃气云的体积和反应性随之增大, 气云内部的燃烧更为剧烈, 回传气流的冲击作用更强。因此, 在  $\varphi \leq 40\%$  时,  $P_{ext}$  随泄放比  $\theta$  的增大而增大, 其本质是由强喷射条件下管外二次爆燃产生的反向冲击波和回流气体共同作用于管内气体所致。当掺氨量  $\varphi > 40\%$  时, 混合气中氨气占主导地位, 体系反应性显著降低, 火焰传播速度减慢。由图 7 可知, 在相同  $\varphi$  下, 泄放比  $\theta$  减小时, 维稳平台和类维稳平台持续时间  $t_b$  增长, 且  $P_b$  与  $P_{out}$  之间的时间间隔增大, 说明火焰在泄爆口附近的滞留时间更长、内外燃烧泄放耦合更明显。由于排气受限, 未燃混合气在泄放口附近被高温产物压缩, 形成体积较小但浓度较高的可燃气团, 同时较小的比例放气口尺寸会导致喷射火焰速度和火焰燃烧强度加快, 从而增强外部爆炸的点火能量<sup>[26]</sup>, 火焰穿出时, 该局部气团被迅速点燃并产生较强的回压效应, 使  $P_{ext}$  维持在较高水平。相反, 当泄放比  $\theta$  增大时, 开口面积增大、排气过程加快, 管外可燃气云迅速扩散稀释, 形成的可燃气云体积虽大但浓度较低, 燃烧反应不充分, 难以在管外引发显著的二次爆燃和反压作用, 导致  $P_{ext}$  随泄放比  $\theta$  的增加而减小。

### 3.3 用 NFPA 68 计算理论最大泄爆压力 $P_{red,NFPA 68}$

#### 3.3.1 计算未燃气体密度 $\rho_u$

根据理想气体状态方程

$$\rho_u = \frac{P_0 M_{mix}}{RT_0} \quad \#(5)$$

$$M_{mix} = \sum_i y_i M_i \quad \#(6)$$

式中:  $\rho_u$  为未燃混合气密度, 单位为  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ,  $P_0$  为混合气的初始压力,  $P_0 = 101.325 \text{ kPa}$ ,  $T_0$  为混合气的初始温度,  $T_0 = 298.15 \text{ K}$ ,  $M_{mix}$  为未燃混合气平均摩尔质量, 单位为  $\text{g} \cdot \text{mol}^{-1}$ ,  $R$  为气体常数,  $R = 8.314 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ,  $M_i$  为组分  $i$  的摩尔质量, 单位为  $\text{g} \cdot \text{mol}^{-1}$ ,  $y_i$  为未燃混合气中  $i$  的摩尔分率,  $X_p$  为密度修正系数,  $\rho_{air}$  为  $T_0$  和  $P_0$  条件下空气密度, 单位为  $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。

$$M_{air} = 0.21M_{O_2} + 0.79M_{N_2} \quad \#(7)$$

$$M_{H_2} = 2.01588 \times 10^{-3} \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}[54], M_{NH_3} = 17.03052 \times 10^{-3} \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}, M_{O_2} = 31.998 \times 10^{-3} \text{ g} \cdot$$

$$\text{mol}^{-1}, M_{N_2} = 28.0134 \times 10^{-3} \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}[54-57]$$

#### 3.3.2 计算基本燃烧速度 $S_u$

根据 Britton 提出的用于估算  $S_u$  的公式

$$S_u = 1666.1 - 34.228 \left( -\frac{\Delta H_c}{x_{OF}} \right) + 0.18039 \left( -\frac{\Delta H_c}{x_{OF}} \right)^2 \quad \#(8)$$

式中： $S_u$ 为基本燃烧速度，单位为 $\text{cm} \cdot \text{s}^{-1}$ ， $\Delta H_c$ 为燃料的燃烧热，单位为 $\text{kcal} \cdot \text{mole}^{-1}$ ， $x_{OF}$ 为氧与燃料的化学计量比。

对于由碳、氢、氧、氮或卤素，化学式为 $\text{C}_c\text{H}_h\text{O}_m\text{N}_n\text{X}_x$ 组成的燃料，其化学计量系数分别为 $c$ 、 $h$ 、 $m$ 、 $n$ 、 $x$ ，氧与燃料的化学计量比按以下公式计算

$$x_{OF} = c + \frac{h-x-2m}{4} \quad \#(9)$$

对于本文的氨氢预混气体， $\Delta H_{c,\text{H}_2} = -57.8 \text{ kcal} \cdot \text{mole}^{-1}$ [58]， $\Delta H_{c,\text{NH}_3} = -76.0 \text{ kcal} \cdot \text{mole}^{-1}$ [13,59]， $\Delta H_c = (1-\varphi)\Delta H_{c,\text{H}_2} + \varphi\Delta H_{c,\text{NH}_3}$ ， $x_{OF,\text{H}_2} = 0.5$ ， $x_{OF,\text{NH}_3} = 0.75$ ， $x_{OF} = (1-\varphi)x_{OF,\text{H}_2} + \varphi x_{OF,\text{NH}_3}$ 。

### 3.3.3 计算泄爆装置内表面积 $A_s$

根据 NFPA68 中的规定对于非圆形截面的直径应换算成对应水利直径 $D_{he}$

$$D_{he} = \frac{4A}{P} \quad \#(10)$$

式中： $D_{he}$ 为水利直径，单位为 $\text{m}$ ， $A$ 为垂直于空间纵轴的截面积，单位为 $\text{m}^2$ ， $P$ 为截面周长，单位为 $\text{m}$ 。

根据上式本文实验装置中的不锈钢方管水利直径为  $0.12 \text{ m}$ ，所以本实验的装置可以等效为直径  $D_{eq} = 0.12 \text{ m}$  长  $L = 2 \text{ m}$  的圆柱腔体。

内部表面积 $A_s$ 指封闭空间内所有与可燃气体接触的围护结构内表面积的总面积，考虑到法兰处的轻微面积增量可以忽略

$$A_s = \pi D_{eq} L + 2 \cdot \pi \left( \frac{D_{eq}}{2} \right)^2 = 0.7766 \text{ m}^2 \quad \#(11)$$

式中： $A_s$ 为泄爆装置内表面，单位为 $\text{m}^2$ 。

### 3.3.4 $G_u$ 和 $C_d$ 的取值

根据 NFPA 68 第 7.2.3.4 条和 7.2.4.1 条未燃气体混合物声速流动质量通量 $G_u = 230.1 \text{ kg} \cdot (\text{m}^2 \text{ s})^{-1}$ ，通风流量系数 $C_d = 0.7$ 。

### 3.3.5 计算湍流火焰增强因子 $\lambda$

计算未燃混合气体的动态速度 $\mu_u$ ，也就是计算未燃混合气体分子的粘性系数，根据 Wilke 的半经验公式[60]

$$\mu_u = \sum_{i=1}^{nx} \frac{y_i \mu_i}{\sum_{j=1}^{ns} y_j \phi_{ij}} \quad \#(12)$$

$$\phi_{ij} = \frac{\left[ 1 + \sqrt{\frac{\mu_i (M_j)^{1/4}}{\mu_j (M_i)^{1/4}}} \right]}{\sqrt{8 \left( 1 + \frac{M_i}{M_j} \right)}} \quad \#(13)$$

式中： $\mu_i$ 为组分为 $i$ 的分子粘性系数，单位为 $\text{Pa} \cdot \text{s} = \text{kg} \cdot (\text{m} \cdot \text{s})^{-1}$ 。

$$\mu_{\text{H}_2} = 8.9 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}, \mu_{\text{NH}_3} = 9.8 \times 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}, \mu_{\text{Air}} = 1.85 \times 10^{-5} \text{ Pa} \cdot \text{s} \quad \#(61-63)$$

计算未燃混合气体的声速 $a_u$

$$a_u = \sqrt{\gamma_{mix} R_{mix} T_0} \quad \#(14)$$

$$R_{mix} = \frac{R}{M_{mix}} \quad \#(15)$$

$$\gamma_{mix} = \frac{c_{p,mix}}{c_{v,mix}} = \frac{c_{p,mix}}{c_{p,mix} - R} \quad \#(16)$$

$$c_{p,mix} = \sum_i y_i c_{p,i} \quad \#(17)$$

式中： $a_u$ 为未燃混合气体的声速，单位为 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ， $\gamma_{mix}$ 为未燃混合气体的比热比， $R_{mix}$ 为未燃混合气体常数，单位为 $\text{J} \cdot (\text{g} \cdot \text{K})^{-1}$ ， $c_{p,mix}$ 为未燃混合气体的定压热焓，单位为 $\text{J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$ ， $c_{v,mix}$ 为未燃混合气体的定容热焓，单位为 $\text{J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$ ， $c_{p,i}$ 为组分 $i$ 的定压热焓，单位为 $\text{J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$ 。

$$c_{p,\text{H}_2} = 28.84 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}, c_{p,\text{NH}_3} = 35.65 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}, c_{p,\text{O}_2} = 29.38 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}, c_{p,\text{N}_2} = 29.12$$

$$\text{J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1} [64], c_{p,\text{Air}} = 0.21c_{p,\text{O}_2} + 0.79c_{p,\text{N}_2} = 29.17 \text{ J} \cdot (\text{mol} \cdot \text{K})^{-1}$$

计算湍流火焰增强因子 $\lambda$

$$\varphi_1 = \begin{cases} 1, & \text{if } Re_f < 4000 \\ \left(\frac{Re_f}{4000}\right)^\delta, & \text{if } Re_f \geq 4000 \end{cases} \quad \#(18)$$

$$Re_f = \frac{\rho_u S_u \left(\frac{D_{he}}{2}\right)}{\mu_u} \quad \#(19)$$

$$\varphi_2 = \max \left\{ 1, \beta_1 \left(\frac{Re_v}{10^6}\right)^{\left(\frac{\beta_2}{S_u}\right)^{0.5}} \right\} \quad \#(20)$$

$$Re_v = \frac{\rho_u u_v \left(\frac{D_v}{2}\right)}{\mu_u} \quad \#(21)$$

$$u_v = \min \left\{ \sqrt{\frac{2 \times 10^5 P_{red}}{\rho_u}}, a_u \right\} \quad \#(22)$$

$$\lambda = \varphi_1 \varphi_2 \quad \#(23)$$

式中： $\beta_1 = 1.23$ ， $\beta_2 = 2.37 \times 10^{-3} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ， $D_v$ 为泄爆口直径，单位为 $\text{m}$ ， $P_{red}$ 为泄爆过程中管内产生的最大压力，单位为 $\text{bar-g}$ ， $\delta = 0.39$ ， $u_v$ 为通过泄爆口的最大速度，单位为 $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ， $\lambda$ 为湍流火焰增强因子。

L、M和S型泄爆口的湍流火焰增强因子 $\lambda$ 都等于1，根据NFPA 68第7章的湍流火焰增强因子计算方法，其中 $\varphi_1$ 用于表征未燃气体在容器内形成的湍流程度， $\varphi_2$ 表征泄爆口处的湍流增强作用。二者分别由未燃气流雷诺数 $Re_f$ 与泄爆口雷诺数 $Re_v$ 决定。在本文实验条件下，计算的平均未燃气体流速较低，导致 $Re_f < 4000$ ，则直接取 $\varphi_1 = 1$ ，此时认为未燃气体处于层流或弱湍流状态，火焰前驱流

对火焰增强贡献有限，同时泄爆口雷诺数 $Re_v$ 由泄爆口等效直径与泄放速度联合决定，由于实验装置泄爆口径较小、压力较低，计算得到的 $Re_v$ 不足以使 $\varphi_2 > 1$ ，因此 $\lambda$ 均等于1。 $\lambda = 1$ 是遵循 NFPA 68 计算流程得到的数学结果，而非计算错误。但是该结果并不说明试验装置中不存在湍流增强，实际实验中，火焰在高长径比管道内强烈加速，湍流火焰传播速度显著高于层流速度。 $\lambda = 1$ 的结果仅反映了 NFPA 68 湍流判据在本研究的计算结果下退化为其最低取值，并不能反映长管道内真实的火焰加速行为，由于该模型基于低长径比容器的经验判据，而该判据本身并不适用于本文的长管道泄爆结构。

### 3.3.6 计算理论最大泄爆压力 $P_{red,NFPA 68}$

$$P_{red,NFPA 68} = \left(\frac{A_s C}{A_v}\right)^2 \#(24)$$

$$C = \frac{S_u \rho_u \lambda}{2G_u C_d} \left[ \left( \frac{P_{max} + 1}{P_0 + 1} \right)^{\frac{1}{\gamma_{mix}}} - 1 \right] (P_0 + 1)^{\frac{1}{2}} \#(25)$$

$$R_1 = \frac{P_{red,NFPA 68}}{P_{red}} \#(26)$$

式中： $P_{red,NFPA68}$ 为根据 NFPA68 反推的理论最大泄爆压力，单位为bar-g， $A_v$ 为泄爆口开口面积，单位为 $m^2$ ， $P_{max}$ 为由相同混合气体点火引发的密闭爆燃中产生的最大压力，单位为bar-g， $R_1$ 为 NFPA68 理论值相对于实验值的偏差。

表 3 不同泄爆口径下 NFPA 68 预测压力及偏差比值 $R_1$

Table 3 NFPA 68 Predicted Reduced Pressures and Deviation Ratios  $R_1$  for Different Vent Sizes

$\varphi$ /%	$C$	$P_{max}$ [65]/ bar-g	$P_{red,L,NFPA 68}$ / bar-g	$P_{red,M,NFPA 68}$ / bar-g	$P_{red,S,NFPA 68}$ / bar-g	$P_{red,L}$ bar-g	$P_{red,M}$ / bar-g	$P_{red,S}$ / bar-g	$R_{1,L}$	$R_{1,M}$	$R_{1,S}$
30	$7.64 \times 1$	5.90	0.275	1.393	22.293	0.292	0.241	0.402	0.9	5.7	55.3
						5	9	5	4	6	9
35	$7.31 \times 1$	5.85	0.252	1.276	20.408	0.203	0.170	0.276	1.2	7.4	73.8
						4	6	4	4	8	4
40	$6.91 \times 1$	5.75	0.225	1.140	18.236	0.151	0.141	0.243	1.4	8.0	74.8
						4	7	8	9	5	0
50	$6.26 \times 1$	5.60	0.185	0.935	14.967	0.090	0.139	0.269	2.0	6.7	55.4
						8	0	7	4	3	9
55	$5.86 \times 1$	5.40	0.162	0.820	13.115	0.080	0.120	0.241	2.0	6.7	54.4
						7	8	1	1	9	0
60	$5.56 \times 1$	5.20	0.146	0.738	11.807	0.103	0.141	0.241	1.4	5.2	48.9
						1	5	4	2	2	1
70	$4.41 \times 1$	4.20	0.092	0.464	7.428	0.087	0.113	0.233	1.0	4.1	31.7
						5	2	9	5	0	6

注： $P_{max}$ 取自与本文相同工况的 14L 球形燃烧室的氨氢预混气的最大爆炸压力，对文献已给出数据点者直接读取，仅给出连续曲线者采用数字化读图并在相同工况点进行线性插值获得，同时换算单位为bar-g

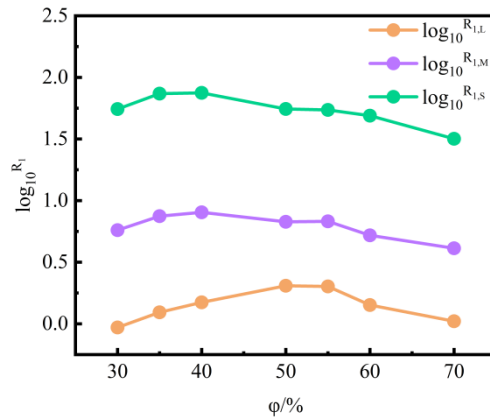


图 12 不同泄爆口径下 NFPA 68 偏差比  $\log_{10}^{R_1}$  随  $\phi$  的变化

Fig. 12 Variation of NFPA 68 Deviation Ratio  $\log_{10}^{R_1}$  with ammonia fraction  $\phi$  for different vent diameters

如图 12 所示，L 口径的偏差最小，对应偏差比  $R_1$  为 0.9-2.0 倍，这说明当泄放能力较大时，NFPA 68 虽有一定高估，但整体仍保持与实验值相同的量级。相比之下，M 口径表现出持续性的保守，对应偏差比  $R_1$  为 4-8 倍，该结果表明 NFPA 68 在中等泄放能力条件下已无法准确描述本实验装置中的火焰加速与泄放耦合过程，其预测值系统性偏高。偏差最显著的是 S 口径，对应  $R_1$  约为 30-80 倍，这种数量级偏差说明 NFPA 68 在小泄放口径下完全失效，无法捕捉长管端部泄爆过程中强烈的流动阻塞与火焰加速效应，其压力预测公式中隐含的“弱湍流、低阻塞、短几何”假设已不再成立。 $R_1$  随掺氨量  $\phi$  的变化趋势都较弱，说明 NFPA 68 的偏差主要受泄放几何控制，而不是预混气体的化学反应性控制。所以为保证工程可用性，有必要构建适用于高长径比长管几何的修正模型。

### 3.3.7 修正理论最大泄爆压力 $P_{red,NFPA 68}$ 计算公式

尽管 NFPA 68 在第 7 章中给出了最大泄爆压力  $P_{red,NFPA 68}$  的计算方法，并在当装置长径比大于 5 时建议采用第 9 章的管道泄爆设计方法，但本文所使用的实验装置并不满足这两个章节的基本假设条件。本研究的装置是一段单端封闭、仅在另一端设置泄爆口的长管结构，其等效长径比约为 16.7。NFPA 68 第 7 章的模型适用于长径比小于 5 的小长径比容器，并主要用于封闭容器的泄爆口面积预测，而第 9 章的内容偏向于工业长管道系统，强调沿管道布置多个泄爆口及结构完整性等工程要求，与本文“单段长管 + 单一端部泄爆”的物理结构存在明显差异。因此，无论用第 7 章还是第 9 章，其模型的适用前提均与本研究的工况不符。此外，EN 14994<sup>[66]</sup>中用于长管泄爆的 Figure 3 与 NFPA 68 Chapter 9.2.10.2.1.1 所采用的  $P_{red}$ -L/D 曲线本质上来源于同一套丙烷-空气光滑直管端部泄爆实验数据，两者曲线完全一致。该模型假设泄爆口为全截面开口、管径为 0.2-1.6 m、初始流速不超过  $2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ，且混合气燃烧速度  $S_u \leq 0.6 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。与本文装置相比，其在管径尺寸、泄爆口面积、内部几何和混合气反应性等方面均存在显著差异。因此，无论采用 NFPA 68 还是 EN 14994 的管道模型，均无法用于定量预测本文的  $P_{red}$ 。出于以上原因，本文将 NFPA 68 的相关计算仅作为理论基准模型，用于展示标准模型在超大长径比长管中的预测偏差，结合实验测得的数据，本研究进一步提出了一个适用于长管端部泄爆的经验修正模型，以弥补 NFPA 68 在此类几何条件下的不足。

$$P_{red,corr} = 0.171CK_v + 4.86P_{stat}\#(27)$$

$$K_v = \frac{V^2}{A_v}\#(28)$$

$$R_2 = \frac{P_{red,corr}}{P_{red}} \quad (29)$$

式中： $P_{red,corr}$ 为修正后的最大泄爆压力，单位为bar-g， $K_v$ 为几何泄放比， $V$ 为泄爆装置内部有效体，单位为 $m^3$ ， $P_{stat}$ 为静态动作压力，单位为bar-g， $R_2$ 为修正模型相对于实验值的偏差。

式(27)中的系数采用约束标定确定，以 $R_2$ 为评价指标，要求全部工况 $R_2$ 落在工程可接受区间[1-5]。在满足约束的前提下，选取代表性工况解线性方程组确定系数，并在全部工况下验证其有效性。本文修正模型为针对本文实验装置的工程校正模型，其系数仅在本文装置与测试条件下有效，超出上述结构与工况范围时，式(29)系数需重新标定。

表4 泄爆口径的几何泄放比 $K_v$ 及静开动作压力 $P_{stat}$

Table 4 Geometric Venting Ratio  $K_v$  and Static Activation Pressure  $P_{stat}$  for the Three Vent Sizes

泄爆口类型	$A_v/m^2$	$V/m^3$	$P_{stat}^{[40]}/bar-g$	$K_v$
L	0.01131		0.0594	7.07
M	0.00503	0.02262	0.0976	15.91
S	0.00126		0.1608	63.65

注： $P_{stat}$ 取自课题组前期研究成果，该文所用泄爆膜与本文泄爆膜在材质、厚度与安装方式上保持一致，其 $P_{stat}$ 通过拟合空气缓慢加压的破膜压力得出三种泄爆口径下的静态动作压力预测模型，本文采用其拟合后的值用于计算。

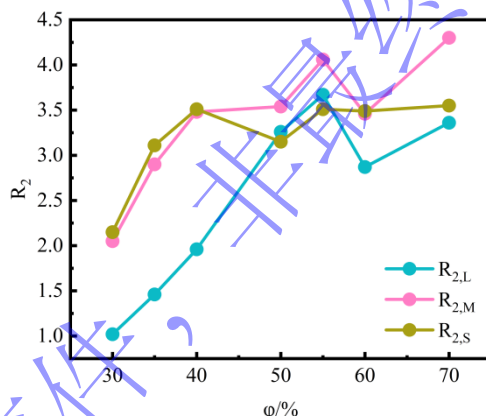


图13 不同泄爆口径下修正模型偏差比 $R_2$ 随 $\phi$ 的变化

Fig.13 Variation of Corrected Deviation Ratio  $R_2$  with ammonia fraction  $\phi$  for different vent diameters

如图13所示，对于L口径， $R_2$ 介于1.02-3.67之间，其中在 $\phi = 30\%$ 时几乎等于1，说明修正模型在大口径条件下能够较好预测 $P_{red}$ ，仅在高 $\phi$ 工况下保持适度保守，约3倍量级。M口径的 $R_2$ 分布在2.05-4.30，相较于NFPA 68原模型的4-8倍偏差已经明显降低，且不同 $\phi$ 之间的波动幅度较小。对于S口径， $R_2$ 稳定在2.15-3.55之间，与NFPA 68在同一口径下30-75倍的超预测相比，修正模型将偏差有效压缩到了4倍数量级以内。

$P_{red}$ 以及 $P_{red,NFPA 68}$ 均随 $\phi$ 显著变化，这反映了混合气反应性对最大泄爆压力的影响。近年氨氢预混气体端部泄爆长管研究普遍指出，端部泄放与火焰传播耦合会导致压力历程呈阶段性峰值特征，且燃料反应性降低通常使泄爆峰值压力整体下降<sup>[47,67-68]</sup>，该趋势与本文实验 $P_{red}$ 随 $\phi$ 的变化规律一致。本文修正模型在结构上保留了NFPA 68中的混合气参数 $C$ ，因此修正后的 $P_{red,corr}$ 仍然随 $\phi$ 变化，并与实验趋势保持一致。但是 $P_{red,corr}$ 对 $\phi$ 的依赖性明显减弱，说明 $C$ 对模型输出的影响被有效平滑。同时偏差比 $R_2$ 对 $\phi$ 的依赖性亦显著降低，表明修正模型已经从对混合气性质的高敏感性转变为以泄放能力为主导的一致性表达，使各 $\phi$ 工况的相对误差控制在同一量级范围内。修正主要作用于几何泄放比 $K_v$

和 $P_{stat}$ 对 $P_{red}$ 的影响， $\varphi$ 的影响通过 $C$ 被合理吸收，对 $\varphi$ 引起的燃烧特性变化仅做幅度上的修正而非完全重新拟合。总体来看，修正模型在保持 $P_{red,corr} > P_{red}$ 的保守性前提下，显著降低了 NFPA 68 在中、小泄爆口径下的系统性高估，使不同口径之间的偏差水平趋于同一数量级，为大长径比端部泄爆最大泄爆压力 $P_{red}$ 的工程估算提供了更为合理的预测模型。

## 4 结论

基于自主搭建的 2 m 长不锈钢管道泄爆平台，系统研究了不同泄爆口径与不同掺氢量 $\varphi$ 条件下氨氢预混气体的爆炸压力特性，并结合 NFPA 68 标准模型进行了理论分析和修正。主要结论如下：

(1)掺氢量对爆炸压力的影响规律与其它文献一致，压力时程曲线均呈现“破膜峰 $P_b$ —泄爆峰 $P_{out}$ —外部二次爆炸峰 $P_{ext}$ ”的典型三峰结构， $\varphi$ 由 30%增加至 70%，混合气反应性降低， $t_b$ 增加， $P_b$ 、 $P_{out}$ 和 $P_{ext}$ 都呈持续下降趋势。泄爆口径对爆炸压力影响显著，泄爆口径减小， $P_b$ 、 $P_{out}$ 和 $t_b$ 增加， $P_{ext}$ 先降低后增加，管内压力振荡幅度越强，低 $\varphi$ 条件下，压力时程曲线出现大量锯齿状起伏。

(2)NFPA 68 标准对 M 和 S 口径的理论最大泄爆压力 $P_{red,NFPA 68}$ 存在明显高估，且不同口径间的偏差分布不均，其中 S 口径的 $P_{red,NFPA 68}$ 与实验最大泄爆压力 $P_{red}$ 的偏差约为 30-80 倍，表明 NFPA 68 标准难以直接适用于大长径比小口径端部泄爆结构。

(3)基于实验数据构建的修正模型可以有效降低偏差，三种泄爆口径下修正后的理论最大泄爆压力 $P_{red,corr}$ 与 $P_{red}$ 的偏差控制在 1-4.3 范围内，显著改善了 NFPA 68 对本试验工况下的系统性高估问题，具有实际工程应用价值。

本研究所得规律和修正方法可为氨氢预混气体长管端部泄爆结构的安全设计提供可靠依据。

## 参考文献

- [1] 黎洁, 杨一方, 刘建喆, 等. 氨能应用现状、挑战与前景分析 [J]. 克拉玛依学刊, 2025, 15(1): 27-35. DOI: 10.13677/j.cnki.cn65-1285/c.2025.01.03.  
LI J, YANG Y F, LIU J J, et al. Ammonia energy application status, challenge and prospect analysis [J]. Journal of Karamay, 2025, 15(1): 27–35. DOI: 10.13677/j.cnki.cn65-1285/c.2025.01.03.
- [2] CHINWENDU O A, GODFREY S N, ABDULRAUF B, et al. Prospects of low and zero-carbon renewable fuels in 1.5-degree net zero emission actualisation by 2050: A critical review [J]. Carbon Capture Science & Technology, 2022, 5: 100072. DOI: 10.1016/j.ccst.2022.100072.
- [3] 罗志斌, 孙潇, 高啸天, 等. 双碳背景下绿色氨能的应用场景及展望 [J]. 南方能源建设, 2023, 10(3): 47-54. DOI: 10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2023.03.005.  
LUO Z B, SUN X, GAO X T, et al. Development prospects and application scenarios of green ammonia energy industry under the background of carbon peak and neutrality [J]. Southern Energy Construction, 2023, 10(3): 47-54. DOI: 10.16516/j.gedi.issn2095-8676.2023.03.005.
- [4] The Royal Society. The role of hydrogen and ammonia in meeting the net zero challenge: Climate Change: Science and Solutions, Briefing 4 [R]. London: The Royal Society, 2021.
- [5] VALERA-MEDINA A, XIAO H, OWEN-JONES M, et al. Ammonia for power [J]. Progress in Energy and Combustion Science, 2018, 69: 63-102. DOI: 10.1016/j.pecs.2018.07.001.
- [6] SUN J H, ZHAO N B, ZHENG H T. A comprehensive review of ammonia combustion: Fundamental characteristics, chemical kinetics, and applications in energy systems [J]. Fuel, 2025, 394: 135135. DOI: 10.1016/j.fuel.2025.135135.
- [7] SAIF H G A, MOKHEIMER M E. Comprehensive review on ammonia combustion technologies: Combustion characteristics, potential of hydrogen/methane additions, and emerging applications [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2025, 148:149672. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2025.05.302.
- [8] LEE H, LEE M J. Recent advances in ammonia combustion technology in thermal power generation system for carbon emission reduction [J]. Energies, 2021, 14(18): 5604. DOI: 10.3390/en14185604.
- [9] MUHAMMAD A, BAGJA F J, RIZQI A I, et al. Ammonia utilization technology for thermal power generation: A review [J]. Journal of the Energy Institute, 2023, 111: 101365. DOI: 10.1016/j.joei.2023.101365.

- [10] KUMAR L, SLEITI K A. Systematic review on ammonia as a sustainable fuel for combustion [J]. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2024, 202: 114699. DOI: 10.1016/j.rser.2024.114699.
- [11] ELBAZ M A, WANG S X, GUIBERTI F T, et al. Review on the recent advances on ammonia combustion from the fundamentals to the applications [J]. *Fuel Communications*, 2022, 10: 100053. DOI: 10.1016/j.jfueco.2022.100053.
- [12] HE L, XING Q Y, SHI E H, et al. Effect of hydrogen blending on ammonia/air explosion characteristics under wide equivalence ratio [J]. *Energy*, 2024, 297: 131334. DOI: 10.1016/j.energy.2024.131334.
- [13] KOBAYASHI H, HAYAKAWA A, SOMARATHNE K D K A, et al. Science and technology of ammonia combustion [J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2019, 37(1): 109-133. DOI: 10.1016/j.proci.2018.09.029.
- [14] MAZZOTTA L, LAMIONI R, D'ALESSIO F, et al. Modeling ammonia-hydrogen-air combustion and emission characteristics of a generic swirl burner [J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2024, 146(9): 091022. DOI: 10.1115/1.4064807.
- [15] 吴彬华, 郭进, 吴泽龙, 等. 当量比与掺氢比对氨/氢/空气火焰及爆炸特性的影响. [J/OL]. *化工学报*, [2025-12-08]. DOI: 10.11949/0438-1157.20250911.  
WU B H, GUO J, WU Z L, et al. Influence of equivalence ratio and hydrogen ratio on flame and explosion characteristics of ammonia/hydrogen/air mixture [J/OL]. *CIESC Journal*, [2025-12-08]. DOI: 10.11949/0438-1157.20250911.
- [16] DENG H J, XU C S, LIU Y X, et al. Study of the explosive behaviour of NH<sub>3</sub>/H<sub>2</sub>/air mixtures [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 80: 632-645. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.07.089.
- [17] LI Y C, BI M S, ZHOU Y H, et al. Characteristics of hydrogen-ammonia-air cloud explosion [J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2021, 148: 1207-1216. DOI: 10.1016/j.psep.2021.02.037.
- [18] 罗振敏, 孙亚平, 刘璐, 等. 氢气影响氨气爆炸动力学研究 [J]. *中国安全生产科学技术*, 2025, 21(11): 58-67. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2025.11.007.  
LUO Z M, SUN Y P, LIU L, et al. Study on the influence of hydrogen on the explosion kinetics of ammonia [J]. *Journal of Safety Science and Technology*, 2025, 21(11): 58-67. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2025.11.007.
- [19] CHENG J, ZHANG B. Experimental study on the explosion characteristics of ammonia-hydrogen-air mixtures [J]. *Fuel*, 2024, 363: 131046. DOI: 10.1016/j.fuel.2024.131046.
- [20] ZITOUNI S, BREQUIGNY P, MOUNAÏM-ROUSSELLE C. Influence of hydrogen and methane addition in laminar ammonia premixed flame on burning velocity, Lewis number and Markstein length [J]. *Combustion and Flame*, 2023, 253: 112786. DOI: 10.1016/j.combustflame.2023.112786.
- [21] LU Y W, FAN R J, LU H C, et al. Influence of vent size on characteristics of hydrogen explosion venting: Experimental investigation and numerical simulation [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2025, 142: 413-425. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.12.166.
- [22] CHEN Q, CHEN J P, WANG Y X, et al. Effect of burst pressure and vented area on vented hydrogen explosions [J]. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 2024, 150(15): 1-13. DOI: 10.1007/s10973-024-13745-w.
- [23] ZHANG S H, ZHANG Q. Effect of vent size on vented hydrogen-air explosion [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2018, 43(37): 17788-17799. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2018.07.194.
- [24] YANG Z X, WANG F, XU C J, et al. Effects of the vent burst pressure on the duct-vented explosion of hydrogen-methane-air mixtures [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 67: 776-785. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.04.175.
- [25] LU Y W, FAN R J, WANG Z R, et al. Experimental investigation for the effect of burst pressure on hydrogen explosion venting [J]. *Fuel*, 2024, 365: 131243. DOI: 10.1016/j.fuel.2024.131243.
- [26] PANG L, LI G Y, YANG K, et al. Characteristics of external explosions induced by vented hydrogen deflagration [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2023, 48(47): 18129-18140. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2023.01.260.

- [27] TANG Z S, LI J L, GUO J, et al. Effect of vent size on explosion overpressure and flame behavior during vented hydrogen-air mixture deflagrations [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 361: 110578. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2020.110578.
- [28] ROCOURT X, AWAMAT S, SOCHET I, et al. Vented hydrogen-air deflagration in a small enclosed volume [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2014, 39(35): 20462-20466. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2014.03.233.
- [29] GUO J, WANG C J, LIU X Y, et al. Explosion venting of rich hydrogen-air mixtures in a small cylindrical vessel with two symmetrical vents [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2016, 42(11): 7644-7650. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2016.05.097.
- [30] National Fire Protection Association. Standard on explosion protection by deflagration venting: NFPA 68 [S]. Quincy, MA: National Fire Protection Association, 2023.
- [31] RAZUS D, KRAUSE U. Comparison of empirical and semi-empirical calculation methods for venting of gas explosions [J]. *Fire Safety Journal*, 2001, 36(1): 1-23. DOI: 10.1016/s0379-7112(00)00049-7.
- [32] ZHANG C S, DONG H G, SHANG S, et al. Investigation of the length-to-diameter ratio of ducts effect on the oscillation propagation behavior and vented characteristics for propane-air vented explosions [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2023, 86:105186. DOI: 10.1016/j.jlp.2023.105186.
- [33] MOKHTAR M K, KASMANI M R, HASSAN C R C, et al. Reliability and applicability of empirical equations in predicting the reduced explosion pressure of vented gas explosions [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2020, 63: 104023-104023. DOI: 10.1016/j.jlp.2019.104023.
- [34] SINHA A, RAO M C V, WEN X J. Performance evaluation of empirical models for vented lean hydrogen explosions [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, 44(17): 8711-8726. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2018.09.101.
- [35] JI W T, YU J L, YU X Z, et al. Explosion venting of hybrid mixtures: A comparison of standards NFPA 68 and EN 14491 [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2018, 54: 325-332. DOI: 10.1016/j.jlp.2018.04.009.
- [36] SHEN A, MILLER D. Ventdef: A new engineering model for vented gas deflagration based on NFPA 68 (2018) [J]. *Process Safety Progress*, 2022, 41(4): 738-750. DOI: 10.1002/prs.12391.
- [37] CAO W G, LI W J, YU S, et al. Explosion venting hazards of temperature effects and pressure characteristics for premixed hydrogen-air mixtures in a spherical container [J]. *Fuel*, 2021, 290: 120034. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.120034.
- [38] KRAFT S, BLOCHING M, BOECK L. Deflagration Pressure Prediction Using the NFPA 68 Engineering Model: Sensitivity of Fuel-air Gas Properties [J]. *Chemical Engineering Transactions*, 2025, 116: 289-294. DOI: 10.3303/cet25116049.
- [39] ZHANG C S, DONG H G, SHANG S, et al. Experimental investigation of the vented propane-air explosion characteristics at elevated static activation pressures in a large L/D duct [J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2023, 176: 945-955. DOI: 10.1016/j.psep.2023.06.076.
- [40] 张军. 无机盐粉对管内瓦斯爆燃火焰传播及泄放特性影响的研究 [D]. 淮南: 安徽理工大学, 2022: 59-61. DOI: 10.26918/d.cnki.gnhgc.2022.000334.
- [41] 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): 188-198. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0024
- ZHU W Y, WANG Q, ZHANG J, et al. Influence of explosion venting conditions on the deflagration characteristics of gas-powder two-phase mixture system in pipe [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2024, 44(7): 188-198. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0024.
- [42] COOPER M G, FAIRWEATHER M, TITE J P. On the mechanisms of pressure generation in vented explosions [J]. *Combustion and Flame*, 1986, 65(1): 1-14. DOI: 10.1016/0010-2180(86)90067-2.

- [43] KIM J H, SONG J H, KU J W, et al. Combustion characteristics of premixed ammonia-hydrogen/air flames in a swirl model combustor [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 49: 1075-1086. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2023.10.059.
- [44] ZHU W Y, WANG Q, LI R, et al. Experimental study on the equivalence ratio effects in ammonia-hydrogen-air premixed gas duct-vented explosions [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 88:977-985. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.09.262.
- [45] GIRHE S, SNACKERS A, LEHMANN T, et al. Ammonia and ammonia/hydrogen combustion: Comprehensive quantitative assessment of kinetic models and examination of critical parameters [J]. *Combustion and Flame*, 2024, 267: 113560-113560. DOI: 10.1016/j.combustflame.2024.113560.
- [46] HUANG S K, GUO J, MEI L, et al. Study on the deflagrations of  $\text{NH}_3/\text{H}_2/\text{air}$  in an end-open duct: Effects of ignition position and hydrogen fraction [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 60: 55-65. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.02.115.
- [47] 葛雨, 汪泉, 朱文艳, 等. 掺氨量对管道氨气-氢气-空气预混气体爆燃特性的影响 [J]. *爆炸与冲击*, 2026, 46(2): 58-70. DOI: 10.11883/bzycj-2025-0123.
- GE Y, WANG Q, ZHU W Y, et al. Influence of ammonia content on ammonia-hydrogen-air premixed gas duct-vented explosions [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2026, 46(2): 58-70. DOI: 10.11883/bzycj-2025-0123.
- [48] BRADLEY D, MITCHESON A. The venting of gaseous explosions in spherical vessels. I—Theory [J]. *Combustion and Flame*, 1978, 32: 221-236. DOI: 10.1016/0010-2180(78)90098-6.
- [49] BAUWENS C R, CHAFFEE J, DOROFEEV S B. Vented explosion overpressures from combustion of hydrogen and hydrocarbon mixtures [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2011, 36(3): 2329-2336. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2010.04.005.
- [50] SUN H, YANG G G, MA X K, et al. Effects of Vent Size and Pressure on Hydrogen Explosion Dynamic Characteristics [J]. *ACS Omega*, 2024, 9(38): 39743-39756. DOI: 10.1021/acsomega.4c04972.
- [51] HUANG S K, GUO J, MEI L, et al. Effect of vent area on vented ammonia-hydrogen-air deflagrations in a 1-m-long duct [J]. *Fuel*, 2024, 362: 130896. DOI: 10.1016/j.fuel.2024.130896.
- [52] CHU Z H, CHEN R K, LI X F, et al. Characteristics of hydrogen/air premixed explosion venting in a cabinet vessel under different bursting pressures [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2025, 186: 151981-151981. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2025.151981.
- [53] CHEN Y, YUAN D C, GUO J, et al. Research on mechanism and influence factors of the overpressure development in vented hydrogen deflagrations based on numerical simulation [J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, 44(40): 22681-22690. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.03.200.
- [54] National Institute of Standards and Technology. Hydrogen ( $\text{H}_2$ ). NIST Chemistry WebBook, SRD 69 [DB/OL]. Gaithersburg, MD: NIST, (2025-03)[2025-11-16]. <https://webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?Name=H2&Units=SI>.
- [55] National Institute of Standards and Technology. Ammonia ( $\text{NH}_3$ ). NIST Chemistry WebBook, SRD 69 [DB/OL]. Gaithersburg, MD: NIST, (2025-03)[2025-11-16]. <https://webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?Name=NH3&Units=SI>.
- [56] National Institute of Standards and Technology. Oxygen ( $\text{O}_2$ ). NIST Chemistry WebBook, SRD 69 [DB/OL]. Gaithersburg, MD: NIST, (2025-03)[2025-11-16]. <https://webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?Name=O2&Units=SI>.
- [57] National Institute of Standards and Technology. Nitrogen ( $\text{N}_2$ ). NIST Chemistry WebBook, SRD 69 [DB/OL]. Gaithersburg, MD: NIST, (2025-03)[2025-11-16]. <https://webbook.nist.gov/cgi/cbook.cgi?Name=N2&Units=SI>.
- [58] KABZA A. Fuel cell formulary [EB/OL]. (2024-06-13)[2025-11-16]. [https://pemfc.de/FCF\\_A4.pdf](https://pemfc.de/FCF_A4.pdf)
- [59] KLÜSSMANN J N, EKKNUD L R, IVARSSON A, et al. Ammonia application in IC engines: IEA-AMF Annex 63 [R]. IEA Technology Collaboration Programme on Advanced Motor Fuels, 2020[2025-11-16]. <https://iea-amf.org/app/webroot/files/file/other%20publications/Ammonia%20Application%20in%20IC%20Engines.pdf>

- [60] 王晓栋, 卢德勇. 关于混合气体输运系数计算方案的影响研究 [J]. 空气动力学学报, 2019, 37(5) :819-826. DOI: 10.7638/kqdlxxb-2017.0137.  
WANG X D, LU D Y. A study on the influence of calculation scheme for transport coefficients in gas mixtures [J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2019, 37(5): 819-826. DOI: 10.7638/kqdlxxb-2017.0137.
- [61] MATMAKE. Viscosity of different gases (dynamic viscosity of gases at 25°C and 1 atm) [EB/OL]. (2025)[2025-11-16]. <https://matmake.com/properties/viscosity-of-gases.html>.
- [62] HAYNES W M, ed. CRC handbook of chemistry and physics [M]. 97th ed. Boca Raton: CRC Press, 2016-2017: 1037-1101.
- [63] CARDARELLI F. Materials handbook: A concise desktop reference [M]. 3rd ed. Cham: Springer, 2018: 6-241-6-242.
- [64] CHASE M W JR. NIST-JANAF thermochemical tables [EB/OL]. Gaithersburg, MD: National Institute of Standards and Technology, 1998[2025-11-16]. DOI: 10.18434/T42S31.
- [65] LI Y C, BI M S, LI B, et al. Explosion hazard evaluation of renewable hydrogen/ammonia/air fuels [J]. Energy, 2018, 159: 252-263. DOI: 10.1016/j.energy.2018.06.174.
- [66] British Standards Institution. BS EN 14994: 2007-Gas explosion venting protective systems [S]. London: BSI, 2007.
- [67] 朱文艳. 氨氢预混体系管道泄爆火焰行为和压力特性研究 [D]. 淮南: 安徽理工大学, 2025: 28-37. DOI: 10.26918/d.cnki.ghngc.2025.000605.
- [68] YU J L, ZHAO J Y, CHENG K G, et al. Flame-pressure wave interaction regulated by vent burst pressure in ammonia/hydrogen/air explosion: Overpressure dynamics and flame morphology evolution [J]. Combustion and Flame, 2025, 282: 114488. DOI: 10.1016/j.combustflame.2025.114488.