引用格式:朱文斌,张彬,江欣,等. 二氧化碳对氢-空气非预混爆燃的抑制特性及规律[J].大连海事大学学报,2026,52(3):35-47.

二氧化碳对氢-空气非预混爆燃的抑制特性及规律

朱文斌,张 彬*,江 欣,夏远辰,叶 刻,张斯琦,宋瑞林
(大连海事大学 轮机工程学院,辽宁 大连 116026)

摘要:为探究二氧化碳(CO_2)对氢燃料船舶储氢舱内氢-空气非预混爆燃的抑制机理,本文搭建封闭空间抑爆实验平台,结合实验与数值模拟方法,开展 CO_2 抑爆机制研究,通过改变 CO_2 的湍流扰动时间(t_i)、充注体积分数等关键参数,探究上述参数对火焰形态、火焰传播速度及爆燃压力等特性的影响规律。结果表明:①CO_2 释放引发显著湍流效应,造成定容燃烧弹内气体体积分数分布不均,火焰形态逐步转变为半球形、指形,以及倾角各异的平板火焰。②CO_2 充注体积分数为 10%、20% 时,随着 t_i 增大,火焰传播速度与爆燃压力均呈现先减小后增大的变化趋势。③CO_2 充注体积分数提升至 40% 时,随着 t_i 增大,火焰传播速度与爆燃压力逐渐减小。④继续提高 CO_2 充注体积分数,其抑爆作用持续增强,气体在燃烧弹内分布更均匀,组分分层现象减弱,整体抑爆效果更优。t_i=0 s 时,CO_2 体积分数 40% 相较于 10%,火焰传播速度峰值下降 41.48%,最大爆燃压力降低 44.1%。该研究揭示了非预混工况下 CO_2 的抑爆作用规律,可为氢燃料船舶非均匀预混爆燃的应急处置措施提供理论依据。

关键词:二氧化碳;氢-空气;非预混爆燃;抑爆特性;体积分数;火焰形态

中图分类号:U674.92 **文献标志码**:A

文章编号:1006-7736(2026)03-0035-13

doi:10.16411/j.cnki.issn1006-7736.2026.03.004

Inhibition characteristics and laws of carbon dioxide on non-premixed hydrogen-air deflagration

Zhu Wenbin, Zhang Bin*, Jiang Xin,
Xia Yuanchen, Ye Ke, Zhang Siqi, Song Ruilin
(*Marine Engineering College*, Dalian Maritime University, Dalian 116026, China)

Abstract: In order to investigate the inhibition mechanism of CO_2 on non-premixed hydrogen-air deflagration in hydrogen storage tanks of hydrogen-fueled ships, an explosion suppression experimental platform in an enclosed space was constructed. Experimental and numerical methods were employed to reveal the inhibition mechanism of CO_2 on non-premixed hydrogen-air deflagration. By changing key parameters such as the turbulent disturbance time (t_i) and filling volume fraction of CO_2, the influence laws of the above parameters on flame morphology, flame propagation velocity, deflagration overpressure and other characteristics were explored. The results show that: ①The release of CO_2 induces significant turbulent disturbances, which promote the formation of volume fraction differences within the constant-volume combustion bomb, and the flame morphology gradually evolves into a hemispherical shape, a finger shape, and flat flames with different inclination angles. ②When the injection volume fraction of CO_2 is 10% and 20%, flame propagation velocity and deflagration overpressure show a trend of decreasing initially and then increasing with the growth of t_i. ③When the injection volume fraction of CO_2 increases to 40%, both flame propagation velocity and deflagration overpressure decrease gradually with the rise of t_i. ④Further increasing the injection volume fraction of CO_2 continuously strengthens its explosion suppression effect. The gas distributes more uniformly inside the combustion bomb, the component stratification is weakened, and the overall suppression performance is improved. When t_i = 0 s, the peak flame propagation velocity and maximum deflagration pressure for 40% CO_2 volume fraction are 41.48% and 44.1% lower than those for 10%, respectively. This study reveals the

收稿日期:2025-11-16;**修回日期**:2026-03-07
基金项目:国家重点研发计划(2023YFB4301700)
作者简介:朱文斌(2000—),男,硕士生;张 彬*(1982—),男,博士,教授,博士生导师,E-mail:zb_2010@dlmu.edu.cn

explosion suppression laws of CO_2 under non-premixed conditions, and provides a theoretical basis for formulating emergency disposal measures against deflagration in hydrogen-fueled ships.

Key words: carbon dioxide; hydrogen-air; non-premixed deflagration; explosion suppression characteristics; volume fraction; flame morphology

0 引 言

氢能是 21 世纪极具发展潜力的清洁能源,具有零碳排放、高效循环的特点,是航运业应对减排压力、向绿色低碳转型的重要方向之一[1]。然而氢燃料具有点火能量低、可燃范围广、扩散系数大、燃烧速度快等特性,在生产、储存、运输及使用环节,一旦发生泄漏并接触点火源,极易引发爆燃事故,造成重大人员伤亡与财产损失,这也给氢燃料在船舶上的应用带来了极大的安全风险与挑战[2-3]。探究消防措施对氢-空气爆燃的抑制机理,对预防、减轻爆燃事故危害具有重要意义。

船舶常用消防抑爆手段主要包括细水雾、多孔材料及惰性气体等[4-5]。其中,细水雾具有冷却效果突出、环境友好等优点,但其抑爆效果过度依赖细水雾的粒径参数、环境条件和喷洒位置的选择,对设计和使用要求较高[6-8]。多孔材料多用于阻燃与限制火焰传播速度等场景,对大空间发生的爆燃事故抑制效果有限[9-10]。惰性气体抑爆效果优异,且具备储存便捷、释放迅速、适用范围广等优势,现已在船舶领域得到广泛应用。

国内外学者已针对惰性气体抑制氢气爆燃开展了大量研究,对比了不同类型惰性气体对氢-空气预混爆燃的抑爆效果,分析了抑爆机制。Zhang 等[11]、邹颖等[12]研究发现,N_2 和 CO_2 对氢气爆燃均有良好抑制效果,爆燃最大超压随两种气体体积分数增大近乎线性降低。同等体积分数下,CO_2 的抑爆性能更佳。Wang 等[13-14]通过实验研究了不同体积分数的 N_2 和 CO_2 对不同当量比氢气爆燃压力和时间的影响,结果表明,随着 N_2 和 CO_2 体积分数增加,爆燃压力逐渐降低,氢气爆燃持续时间延长。相较于贫燃工况,富燃工况下 N_2 和 CO_2 对爆燃压力与爆燃时间的影响更为显著。Luo 等[15]通过球形燃烧弹研究了不同体积分数的 N_2 与 CO_2 对不同当量比氢气爆燃特性的影响,结果表明,CO_2 对高当量比氢气爆燃的最大爆燃压力与最大爆燃压力上升速率的影响更大,随着 CO_2 含量升高,快速爆燃时间 T_b 与持续燃烧时间 T_c 均呈抛物线趋势增长。Li 等[16]通过实验与数值模拟证实,在多种惰性气体(N_2、CO_2、Ar、He)工况下,随着当量比升高,绝热火焰温度对层流燃烧速度的影响作用强于热扩散系数。在当量比一定工况下,惰性气体对层流燃烧速度的影响主要归因于热扩散率,其中,CO_2 的抑爆效果最好。Liang 等[17]研究发现,非预混工况下,CO_2 对爆燃火焰的抑制衰减效果优于氩气与空气。随着 CO_2 初始压力增加,火焰进入试验段后与高压气体碰撞加剧,动量损失增大;惰性气体的稀释、降温作用随之增强,火焰接触 CO_2 后的压力峰值显著低于接触前。张玉春等[18]与 Yang 等[19]探究了非预混喷射压力对掺氢天然气爆燃特性的影响。研究发现,在火焰发展过程中,喷射时间与喷射压力均会影响 CO_2 喷射体积与流动动能,引发湍流强化效应与 CO_2 稀释效应的博弈,从而改变其对爆燃过程的湍流扰动能力。两种效应相互竞争时,湍流扰动强度的提升和降低存在临界喷射时间,且喷射压力越大,临界喷射时间越短。

现有研究表明,CO_2 相较于 N_2、Ar 和 He 具有更好的抑制爆燃效果[20-21]。针对 CO_2 抑爆效果的研究,大多集中于氢-空气与 CO_2 预混条件下,通过改变 CO_2 的体积分数探究其抑制效果[22-23],少部分集中于氢-空气与 CO_2 非预混条件下。工程实际中,一旦监测到氢气泄漏,系统便会迅速释放 CO_2,CO_2 可在爆燃启动前与氢气混合。一方面,其喷射气流会扰乱局部流场,增大爆燃危害;另一方面,区域内形成的 CO_2 体积分数梯度可有效提升抑爆能力。这种促进与抑制并存的耦合作用,大幅增加了爆燃与抑爆过程的复杂性。

为此,本文围绕 CO_2 对非均匀预混氢-空气爆燃抑制特性的影响规律开展研究,重点探究了 CO_2 与氢气混合过程中体积分数的变化及湍流扰动时间对爆燃的抑制效果。采用实验与数值模拟相结合的方法,揭示 CO_2 释放引起的湍流扰动对抑爆效果的影响规律。相关研究结果可为氢动力船舶泄漏爆燃应急处置规范的制定提供理论依据与数据支撑。

1　实验系统装置与数值计算模型

1.1　实验装置及实验方法

自主搭建可视化爆燃实验平台,如图 1 所示,主要设备包括:定容燃烧弹、配气系统、点火装置、流场动态监测装置、数据采集系统、时序控制器、惰性气体释放系统、真空泵等。其中,定容燃烧弹的内部尺寸为 80 mm×80 mm×520 mm,中间可视区域尺寸为 80 mm×372 mm,最大承压 2 MPa。

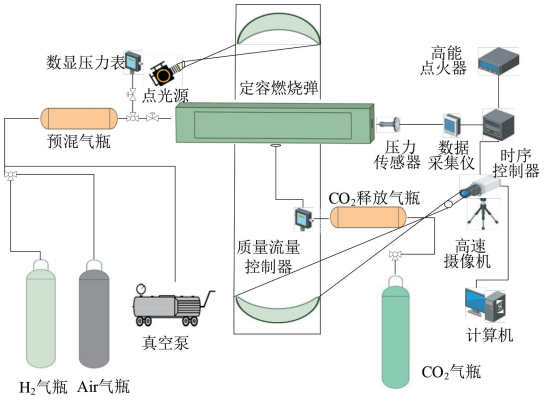


图 1　实验装置

Fig.1　Experimental apparatus

配气系统由氢气和空气高压气瓶、数显压力表、预混气瓶、减压阀和截止阀等组成。点火装置选用 BWKT-Ⅱ可调式高能点火器,其最大功率为 200 W,点火头耐温上限 1300 ℃,点火频率 4~20 次/s,点火能量 0.5 J。该设备安装于距离定容燃烧弹右端 80 mm 的中心位置。采用 Phantom v2012 高速摄像机记录火焰传播过程,拍摄帧率设置为 10 000 fps,图像分辨率为 1280 像素×312 像素。数据采集系统包括压力传感器和数据采集仪。压力传感器的测量范围为 0~2 MPa,测量误差小于 0.1%,响应时间为 0.5 ms;数据采集仪 NI9178 采集频率为 10 kHz。惰性气体释放系统主要由 CO_2气瓶、高压供气装置及质量流量控制器等组成。其中,质量流量控制器型号为 MFC-50,量程为 0—100 SCCM,最大承压为 1 MPa,可以精准控制 CO_2释放量。CO_2释放喷嘴结构图与实物图如图 2 所示,内孔径为 6 mm。为保障各设备协同工作,整套试验系统的仪器启停均通过时序控制器统一同步控制。

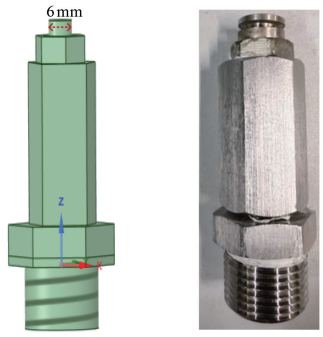


图 2　CO_2释放喷嘴结构图与实物图

Fig.2　CO_2 release nozzle structure diagram and actual diagram

不同 CO_2体积分数对应不同的喷射速度,进而形成不同雷诺数($Re=619\sim3459$),计算公式如下:

$$Re=\frac{\rho v d}{\mu} \tag{1}$$

式中:ρ 为 CO_2密度。$\varphi_{CO_2}=10\%$,$\rho=2.05$ kg/m^3;$\varphi_{CO_2}=20\%$,$\rho=2.32$ kg/m^3;$\varphi_{CO_2}=40\%$,$\rho=2.86$ kg/m^3。v 为 CO_2流动速度。$\varphi_{CO_2}=10\%$,$v=0.75$ m/s;$\varphi_{CO_2}=20\%$,$v=1.50$ m/s;$\varphi_{CO_2}=40\%$,$v=3.00$ m/s。d 为管道内径,$d=0.006$ m;μ 为动力黏度,$\mu=1.49\times10^{-5}$ Pa·s。

为保障实验结果的可靠性,系统设计实验程序并精准执行下述操作:①所有实验装置与仪器均须经过严格校准与验证,以确保实验系统功能正常;② 确定定容燃烧弹气密性良好;③采用空气压缩机吹扫定容燃烧弹 1 min,消除残留杂质;④使用真空泵对定容燃烧弹及 CO_2释放气瓶内部进行抽真空处理;⑤根据道尔顿分压原理,在预混气瓶中完成氢-空气混合气体配比,静置 5 min 后注入定容燃烧弹,并于弹体内静置 2 min;⑥通过 CO_2气瓶将所需 CO_2注入释放气瓶,静置 2 min 后释放到定容燃烧弹;⑦监测不同 t_i,使用高能点火器引燃定容燃烧弹内氢气;⑧每次试验结束后,使用空气压缩机吹扫定容燃烧弹 2 min,彻底清除燃烧后气体,为下一次试验做准备;⑨待系统稳定后,将数据采集仪与高速摄像机设置为待触发状态。

H_2当量比(φ_{H_2})定义为:

$$\varphi_{H_2}=\frac{(n_{H_2}/n_{Air})_{act}}{(n_{H_2}/n_{Air})_{st}} \tag{2}$$

式中：$(n_{H_2}/n_{Air})_{act}$为实际氢气与空气物质的量比；$(n_{H_2}/n_{Air})_{st}$为完全燃烧所需氢气与空气物质的量比。

CO_2的体积分数（φ_{CO_2}）定义为：

$$\varphi_{CO_2}=\left(V_{CO_2}/V_C\right)\times 100\% \tag{3}$$

式中：V_{CO_2}、V_C分别为 CO_2与定容燃烧弹的体积。

实验工况及测试结果见表 1。

表 1 实验工况及测试结果

Tab.1 Experimental test conditions and results

工况	t_i/s	φ_{CO_2}/%	超压峰值中位数/MPa	速度峰值中位数/(m·s^{-1})
1	0	10	0.375	28.13
2	15	10	0.323	25.00
3	30	10	0.309	22.19
4	90	10	0.340	26.19
5	0	20	0.315	20.83
6	15	20	0.287	18.31
7	30	20	0.260	14.63
8	90	20	0.286	19.05
9	0	40	0.199	9.53
10	15	40	0.189	7.81
11	30	40	0.174	5.63
12	90	40	0.162	1.50

设定氢气当量比为 1.0，预设 CO_2 体积分数分别为 10%、20%及 40%。为确保 CO_2 释放时间恒定，通过调节释放压力实现不同 CO_2体积分数的精确控制。实验环境参数设定为：温度 298 K、相对湿度 40%、压力 1.01 × 10^5 Pa（标准大气压）。为保证实验结果可重复性与可靠性，每个实验工况均进行 3 次重复实验。图 3 为三次重复实验的误差分析结果。主要误差来源可能包括：实验设备壁面热损失效应、吹扫残留气体不充分，以及传感器量程过大导致的测量偏差。各组工况重复实验数据的标准差最大值为 0.005，表明数据离散程度低，实验结果可信度高。

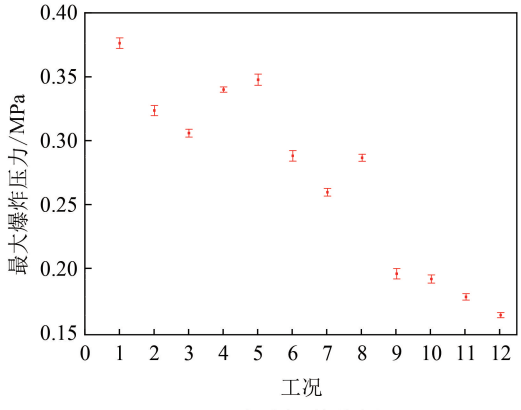


图 3 实验误差分析

Fig.3 Experimental error analysis

1.2 数值模拟与验证

采用 ANSYS Fluent 软件对实验工况开展模拟研究，湍流模型选用 RNG k-ε 模型，燃烧模型采用 EDC 涡耗散模型，通过有限体积法对控制方程进行离散，采用 SIMPLEC 算法求解压力、速度、梯度项及对流项。初始温度为 298 K，压力为 1.01×10^5Pa。在定容燃烧弹管道底部中间位置设置直径 6 mm 的入口通入 CO_2，完成 CO_2 通入后将该入口改为壁面，使定容燃烧弹处于全封闭状态。点火位置如图 4 红色区域所示，位于定容燃烧弹右端 80 mm 的中间位置，直径为 6 mm，使用 patch 功能将该区域温度设置为 2500 K 完成点火。模拟网格总数为 3 328 000，如图 4 所示，所有网格均为均匀六面体，采用 ANSYS 软件的建模与网格划分工具生成[24]。为探究网格尺寸对模拟结果的影响，开展了网格无关性验证。

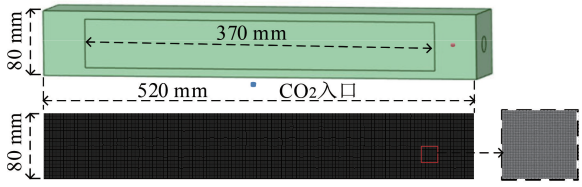
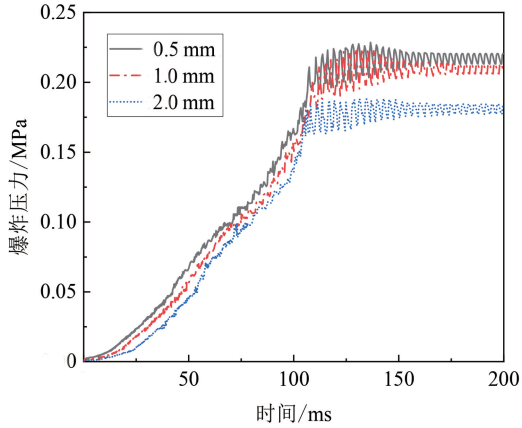


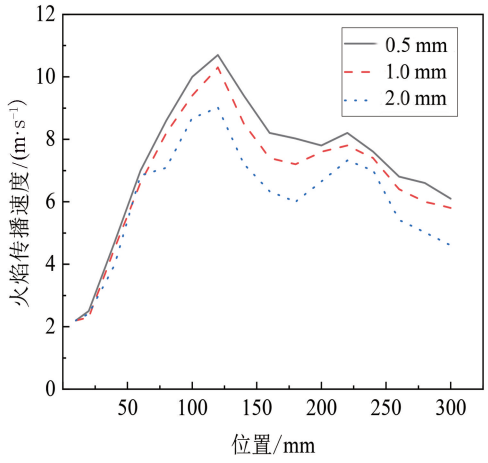
图 4 计算模型及网格截面示意图

Fig.4 Schematic diagram of the computational model diagram

图 5 为网格无关性验证，对比了 0.5 mm、1.0 mm 和 2.0 mm 三种不同网格尺寸的求解结果。由图 5 可知，2.0 mm 网格与 1.0 mm 网格的求解结果



(a) 压力无关性验证



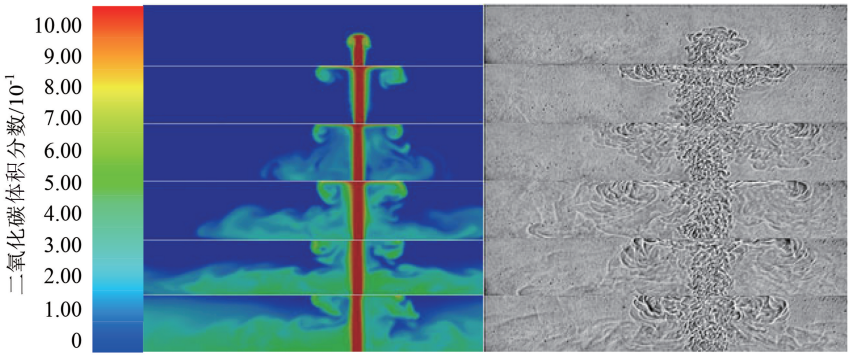
(b) 速度无关性验证

图 5　网格无关性验证

Fig.5　Grid independence verification

偏差较大,而 1.0 mm 网格与 0.5 mm 网格的求解结果偏差较小。鉴于 0.5 mm 网格需要更多的计算资源并显著增加计算时间,本文选择使用 1.0 mm 网格进行数值模拟。

以工况 9 为例对数值结果进行验证,如图 6 所示,释放的 CO_2具有较大的轴向速度,当 CO_2接触到定容燃烧弹上壁面时,较大的轴向速度被分解为反向的轴向速度和横向速度,并沿着上壁面向两侧移动一段距离,造成流场扰动。其中,大量 CO_2向底部运动,少量 CO_2向四周随机运动。由于 CO_2的密度高于氢气和空气,这种密度差使得大量 CO_2积聚在定容燃烧弹底端。从 CO_2的释放过程来看,仿真模型对气体扩散运动的预测表现出较高的准确性。



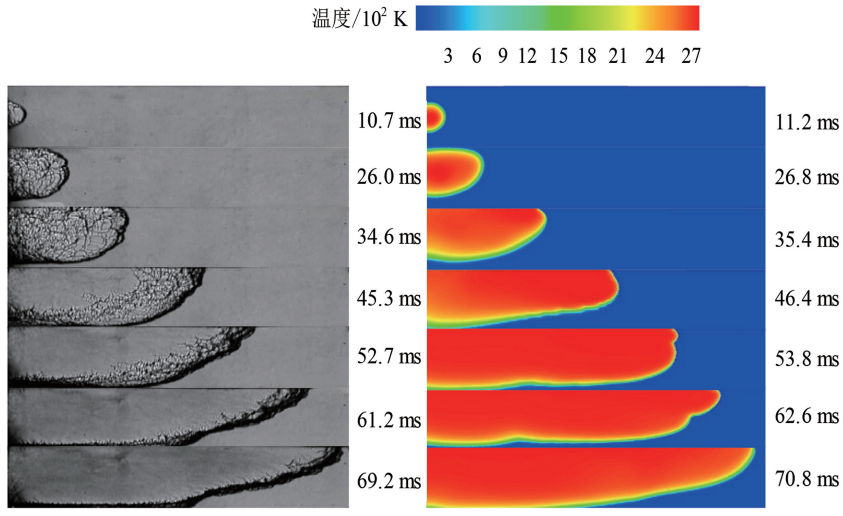
(a) 仿真　　(b) 实验

图 6　CO_2释放过程仿真与实验结果

Fig.6　Experimental and simulation results of CO_2 injection process

图 7 为火焰传播图像实验与仿真结果对比。由图 7 可知,在火焰传播初始阶段(t = 0 ~ 11.2 ms),火焰呈半球形向前传播;t = 26.8 ms 时,火焰出现向上倾斜的指形火焰,火焰前锋拉伸程度逐渐增大;t = 53.8 ms 时,受压力波等因素影响,数值仿真中的火焰前锋呈现向内凹陷的特征:凹陷区上缘火焰传播速度较快,下缘传播速度较慢,形成明显的传播速度梯度;t = 70.8 ms 时,火焰呈现倾斜程度较大的平板火焰,此刻火焰前锋光滑且拉伸程度达到峰值。整体上看,实验与仿真的火焰传播图像表现出高度吻合的特征。

图 8、图 9 分别为工况 9 火焰传播速度与爆燃压力的实验与仿真结果对比。火焰速度变化趋势显示实验与仿真结果高度一致;峰值速度实验值为 9.53 m/s,仿真值为 10.30 m/s,两者误差为 8.1%,处于可接受误差范围内。但是在爆燃压力达到峰值后,实验组的压力迅速下降,而仿真组的压力在特定范围内维持振荡。究其原因:在实验过程中,参与链式反应的部分自由基接触到壁面后被吸附,导致实际释放的能量小于理论值;同时,爆燃产生的高温气体及水蒸气接触到定容燃烧弹壁面后,能量以热传导的形式耗散,使得定容燃烧弹内爆燃压力迅速下降。在仿真过程中采用绝热壁面,未考虑自由基吸附和热量耗散的影响,导致爆燃压力持续维持在高位[25]。此外,对所有实验工况的数值模拟表明,最大爆燃压力与火焰峰值速度的计算值与实验值的误差均不超过 10%。综上,数值模型在预测 CO_2对氢气-空气非预混燃烧的抑制效果方面具有较高的准确性和可靠性。



(a) 实验 (b) 仿真

图 7 火焰传播图像实验与仿真结果对比

Fig.7 Comparison of experimental and simulated flame propagation images

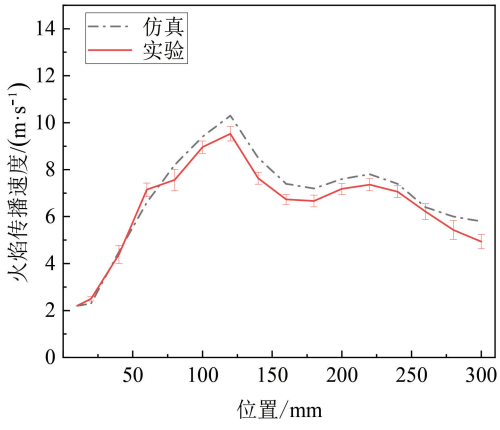


图 8 火焰传播速度实验与仿真结果对比

Fig.8 Comparison of experimental and simulated flame propagation velocity

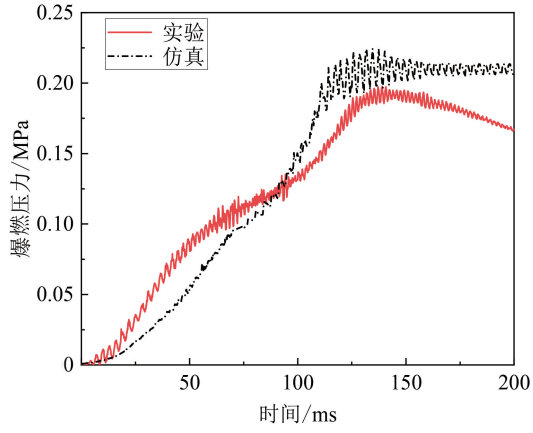


图 9 爆燃压力实验与仿真结果对比

Fig.9 Comparison of experimental and simulated results of deflagration pressure

2 结果与讨论

2.1 火焰形态演化特性

图 10 为不同工况下的火焰传播图像。由图 10 可知,随着 t_i 与 CO_2 体积分数变化,火焰先后呈现半球形火焰、指形火焰以及倾斜程度不同的平板火焰形态。当 CO_2 体积分数一定时,随着 t_i 增大,平板火焰的倾斜角变大,倾斜程度变小。当 t_i 一定时,随着 CO_2 体积分数增大,平板火焰倾斜角变小,倾斜程度变大。

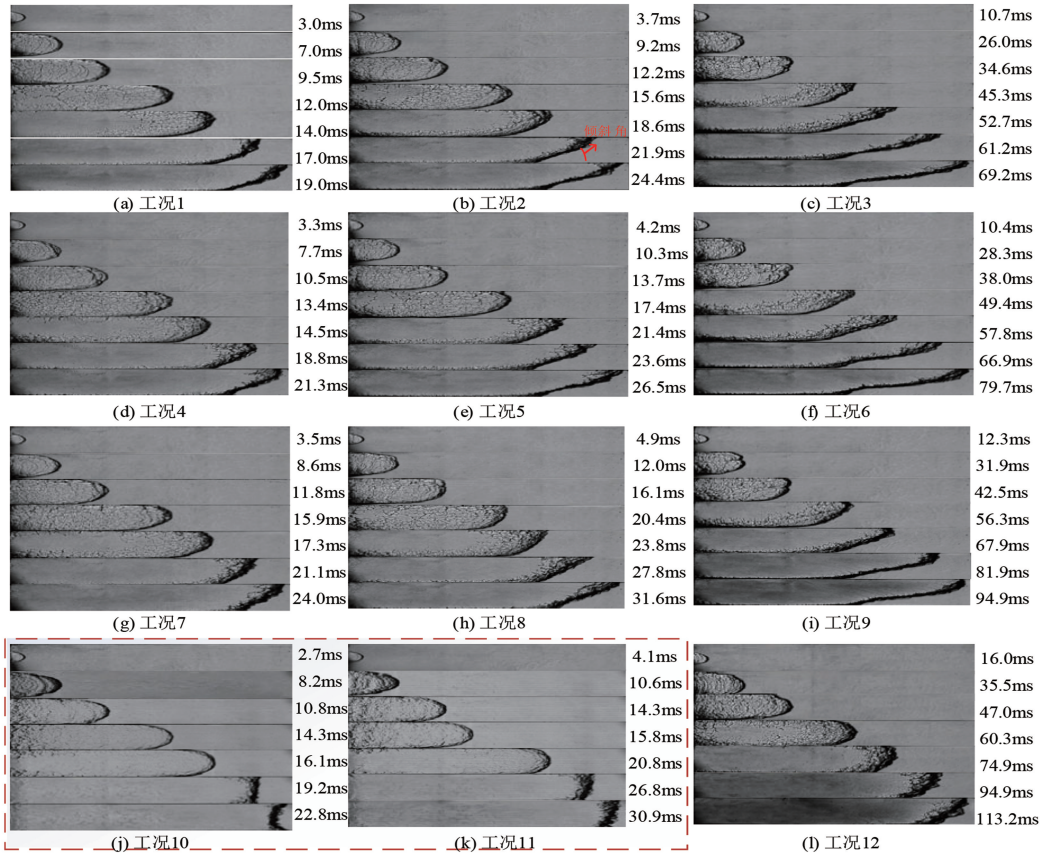


图 10　不同工况下的火焰传播图像

Fig.10　Flame propagation images under different working conditions

火焰形态的改变与定容燃烧弹内 H_2 和 CO_2 体积分数的分布相关,而体积分数分布会随 t_i 而改变,因此,倾斜平板火焰的产生与 t_i 有关。以工况 1 为例,其气体体积分数分布如图11所示。定

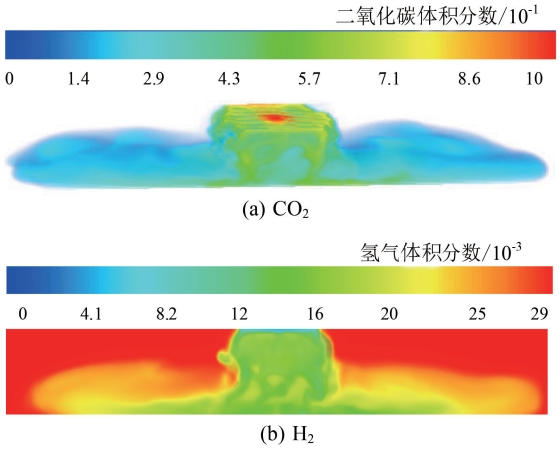


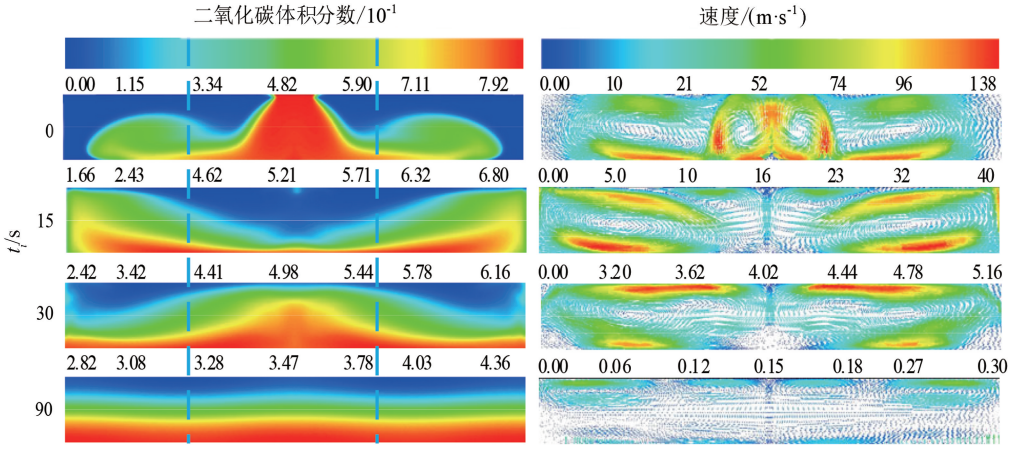
图 11　工况 1 下 CO_2 和 H_2 分布

Fig.11　Distribution of CO_2 and H_2 under working condition 1

容燃烧弹上端 H_2 体积分数较高,下端 CO_2 体积分数较高,上下两端 CO_2 体积分数差异是造成火焰倾斜的根本原因。点火后,火焰在 7 ms 时逐渐被拉伸为指形火焰。将距离管道底部 40 mm 以上区域定义为上端,当上端火焰接触上壁面时,下端火焰尚未接触下壁面。火焰持续传播过程中,受密度差与火焰自身推动作用,CO_2 分布进一步改变,使得上下端体积分数差不断扩大,火焰面形态趋于不规则,指形火焰于 14 ms 开始发生倾斜。随着下端火焰与更多 CO_2 接触,指形火焰的倾斜角度逐步减小,最终在 19 ms 形成倾斜的平板火焰。

图 12 为工况 5—8 下点火前、φ_{CO_2} = 20%时的 CO_2 分布及速度场。由图 12 可知,t_i = 0 s 时,下端火焰受 CO_2 的抑制作用较强;t_i = 15 s 时,距点火源 50 ~200 mm 区域(下称中部区域),CO_2 体积分数较低。随着爆燃过程发展,点火源附近的 CO_2 在冲击波与火焰耦合作用下发生迁移;爆燃过程中,燃烧腔上下两端 CO_2 体积分数分布趋

于均匀,火焰倾斜角度变大。t_i=30 s 时,CO_2占据定容燃烧弹约 80%空间,分布均匀性进一步提升,管道上下端 CO_2体积分数差值减小,平板火焰的倾斜程度减弱。t_i=90 s 时,CO_2充满定容燃烧弹全域,管道上下边界处 CO_2体积分数分布均匀并在定容燃烧弹内稳定分布,致使火焰倾斜角度增大,火焰向上拉伸效应进一步减弱。

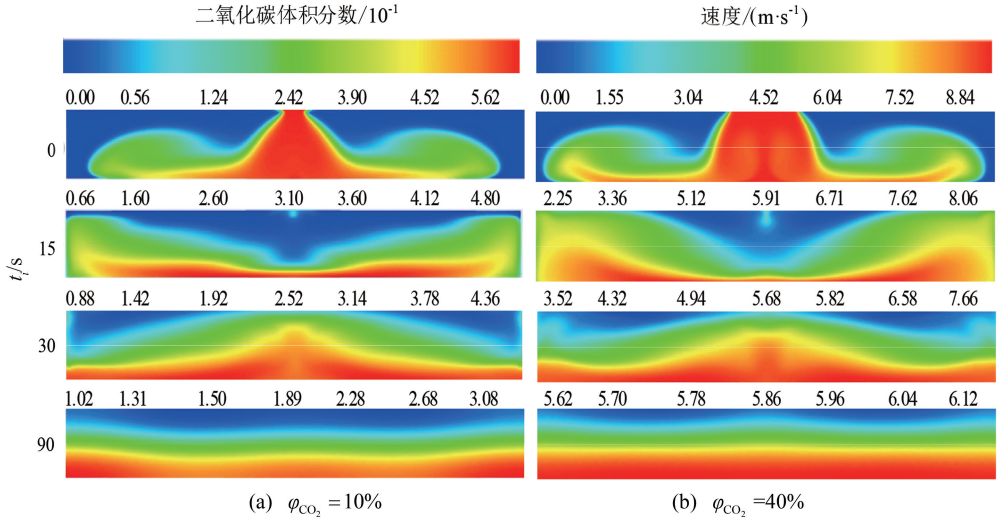


(a) CO_2 分布 (b) CO_2 速度

图 12 φ_{CO_2}=20%工况下 CO_2 分布及速度场

Fig.12 Distribution and velocity field of CO_2 under the condition of φ_{CO_2}=20%

图 13 为 φ_{CO_2}=10%、40%工况下,CO_2分布及速度场。由图 13 可知,随着 CO_2体积分数升高,管道上下边界处的体积分数差值逐渐增大,CO_2更多聚集于管道下端,使下端对火焰的抑制作用增强,最终造成火焰拉伸程度增大。因此,低 CO_2体积分数(φ_{CO_2}=10%、20%)下,平板火焰的倾斜程度远低于高 CO_2体积分数(φ_{CO_2}=40%)工况。



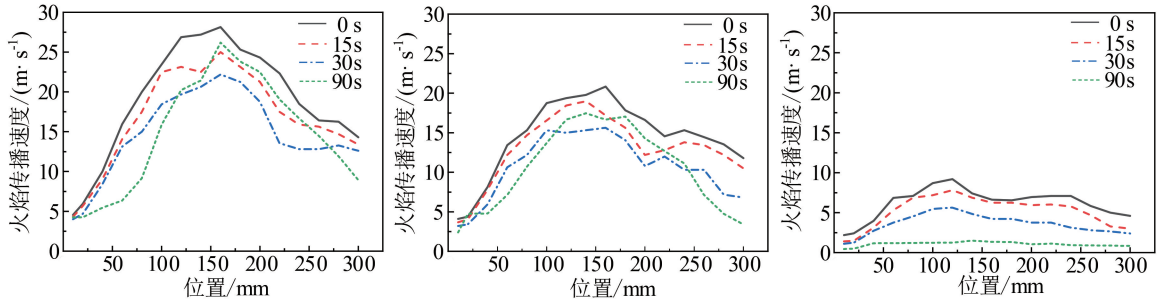
(a) φ_{CO_2}=10% (b) φ_{CO_2}=40%

图 13 φ_{CO_2}=10%、40%工况下 CO_2 分布及速度场

Fig.13 Distribution and velocity field of CO_2 under the condition of φ_{CO_2}=10% and 40%

2.2 火焰传播速度影响特性

图 14 为不同 CO_2体积分数与 t_i条件下火焰传播速度。由图 14 可知,φ_{CO_2}=10%、20%工况下,随着 t_i增加,最大火焰传播速度先减小后增大;φ_{CO_2}=40%工况下,随着 t_i增加,最大火焰传播速度逐渐减小。φ_{CO_2}=10%工况下,t_i=30 s 时火焰传播速度峰值较小,相比 t_i=0 s 降低 26.84%;φ_{CO_2}=20%工况下,t_i=30s时火焰传播速度峰值



(a) φ_{CO_2}=10%　　(b) φ_{CO_2}=20%　　(c) φ_{CO_2}=40%

图 14　不同 CO_2 体积分数与 t_i 条件下火焰传播速度

Fig.14　Flame propagation velocity at different CO_2 volume fraction and t_i

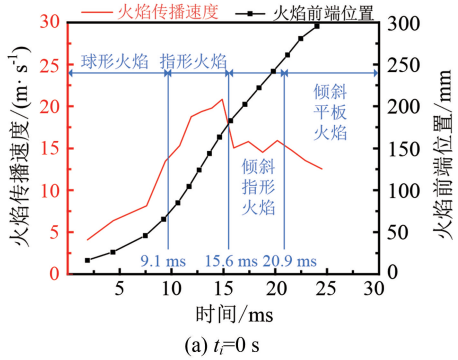
最小,相比 t_i=0 s 降低 29.76%。φ_{CO_2}=40%工况下,t_i=90 s 时火焰传播速度峰值最小,相比 t_i=0 降低 84.26%。

由图 14(a)、(b)可知,t_i=0 s 时,CO_2的释放使原本稳定的氢-空气混合区域发生较大扰动,下端的 CO_2推动该区域的氢气向两端运动;CO_2集中在定容燃烧弹中心区域(虚线区域),使点火源附近的氢气体积分数增加,增强了氢初始燃烧强度与速度。t_i=15、30 s 时,火焰速度降低。一方面,CO_2与氢气的混合均匀程度增加,抑制作用增强;另一方面,CO_2迁移速度减小,所产生的初始扰动减弱,氢分子活性降低。此外,如图 10 所示,t_i=30 s 时,抑制效果更优,这是因为中心区域体积分数局部升高,而最大火焰传播速度均出现在指形火焰阶段,恰好抑制了火焰加速的起始过程;t_i=90 s 时(工况 8),火焰前锋受 CO_2流动的扰动作用减弱,热扩散不稳定性与流体动力学不稳定性的影响降低,火焰表面趋于光滑,CO_2的抑制效果增强。另外,CO_2分布呈现显著分层特征,压缩氢-空气的燃烧区域,使上端氢气火焰的传播速度增大。

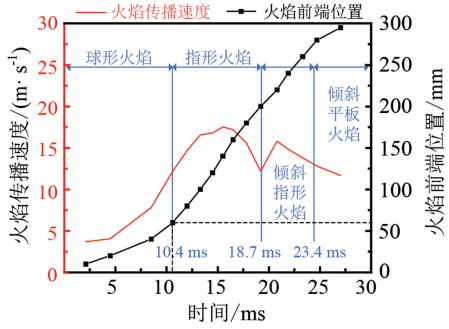
由图 14(c)可知,t_i=0 ~30 s 时,该工况的抑制规律与 φ_{CO_2}=10% ~ 20%工况一致。t_i=90 s 时,最大火焰传播速度减小。究其原因:φ_{CO_2}=40%工况下,CO_2与氢气混合程度更高,空间上下端体积分数差值较小,约为 5.0%;而 φ_{CO_2}=10%工况下,体积分数差值较大,约为 20.6%。因此,尽管 φ_{CO_2}=40%时,CO_2压缩了氢气火焰的传播空间,但上端氢气区域仍含有大量 CO_2,抑制效果依旧显著;高体积分数 CO_2削弱了组分分层效应,使火焰传播速度较 t_i=30 s 时有所增加。

如图 14 所示,相同 t_i时,随着 CO_2体积分数从 10%增加至 40%,火焰传播速度从 26.19 m/s 降至 1.50 m/s。这是因为 CO_2 体积分数升高会稀释氢气与氧气,单位体积内氢分子与氧分子发生碰撞接触的概率下降,反应速率随之显著降低;同时,高体积分数 CO_2 能够大量吸收氢气爆燃初期化学反应释放的热量,强化抑制效果,进而降低火焰传播速度。

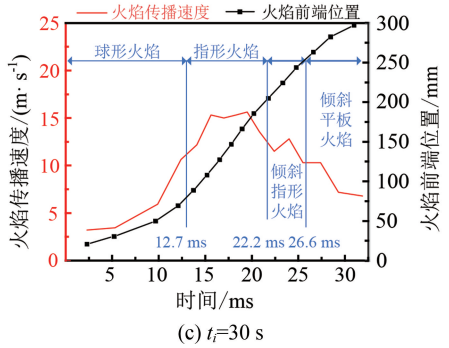
图 15 为 φ_{CO_2}=20%工况下火焰前端位置与火焰传播速度的耦合关系。由图 15 可知,t_i=0 s 时,火焰于 9.1 ms 传播至 54 mm 处,形成指形火焰;t_i=15 s 时,火焰于 10.4 ms 传播至60 mm处,形成指形火焰;t_i=30 s 时,火焰于12.7 ms传播至 75 mm 处,形成指形火焰;t_i=90 s 时,火焰于 11.3 ms传播至 71 mm 处,形成指形火焰。形成指形火焰的时间在 t_i=30 s 时最晚,该工况下火焰传播速度最低,这一点与图 14(b)吻合。



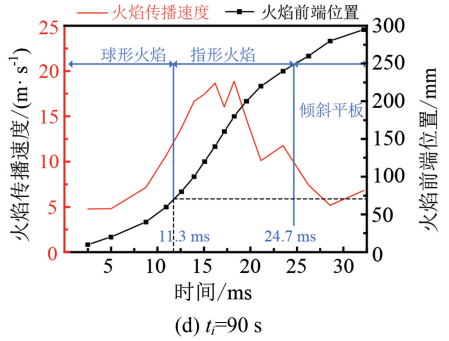
(a) t_i=0 s



(b) t_i=15 s



(c) t_i=30 s



(d) t_i=90 s

图 15 φ_{CO_2}=20%工况下火焰前端位置与火焰传播速度的耦合关系

Fig.15 Coupling relationship between flame front position and flame propagation velocity under the condition of φ_{CO_2}=20%

2.3 爆燃压力影响特性

图 16 为不同 t_i 与 CO_2 体积分数下的最大爆燃压力。由图 16 可知，φ_{CO_2}=10%、20%时，随着 t_i 增加，最大爆燃压力均呈先减小后增大趋势。φ_{CO_2}=10%时，t_i=30 s 对应的最大爆燃压力最小，相比 t_i=0 s 降低 17.60%；φ_{CO_2}=20%时，t_i=30 s 对应的最大爆燃压力最小，相比 t_i=0 s 降低 17.40%。究其原因：t_i=0 s 时，CO_2 气流运动速度较高，对容器内气体产生较强的湍流扰动，同时气体混合均匀度较低，CO_2 的抑制效果较弱；t_i=15 s、30 s 时，CO_2 与氢气混合更为均匀，同时初始湍流强度减弱，爆燃压力随之降低；t_i=90 s 时，CO_2 分层现象显著，造成上部区域氢气体积分数升高，进而使爆燃压力增大。如图 17（a）、（b）所示，湍流强度减弱会使得火焰面光滑，从而降低火焰前锋与 CO_2 接触的有效面积，参与抑制作用的 CO_2 减少，导致爆燃压力升高。

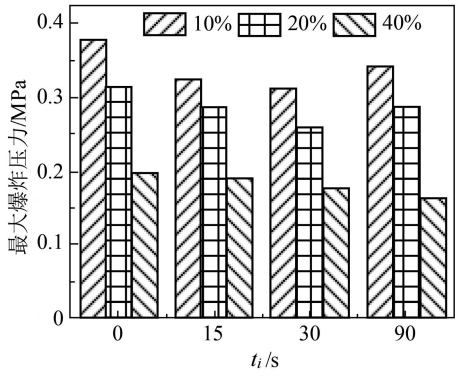
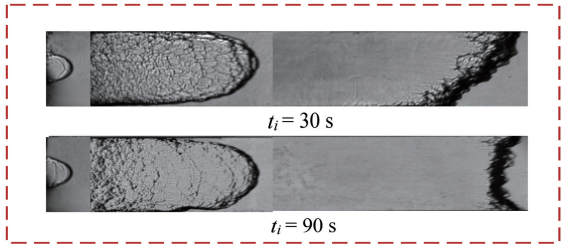


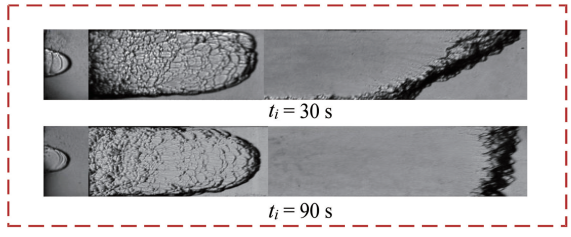
图 16 不同 t_i 与 CO_2 体积分数下的最大爆燃压力

Fig.16 Maximum explosion pressure under different t_i and CO_2 volume fractions

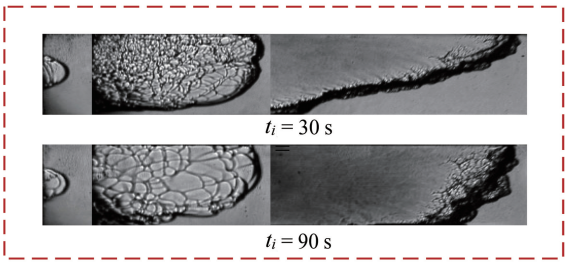
φ_{CO_2}=40%时，随着 t_i 增加，最大爆燃压力逐渐减小。t_i=90 s 对应的最大爆燃压力最小，相比 t_i=0 s 降低 18.59%。究其原因，t_i=0 s～30 s 时，其抑爆规律与 φ_{CO_2}=10%～20%工况一致。t_i=90 s时，最大爆燃压力有所降低。一方面，CO_2 与氢气的混合程度增强，抑爆效果增强。另一方面，由图 17（c）可知，尽管 t_i=90 s 时火焰倾斜程度低于 t_i=30 s，但该工况下火焰表面扭曲程度更高，火焰前锋褶皱更丰富，增大了火焰前锋与 CO_2 接触的有效面积，参与抑爆的 CO_2 增加，最终使得最大爆燃压力降低。



(a) φ_{CO_2}=10%



(b) φ_{CO_2}=20%

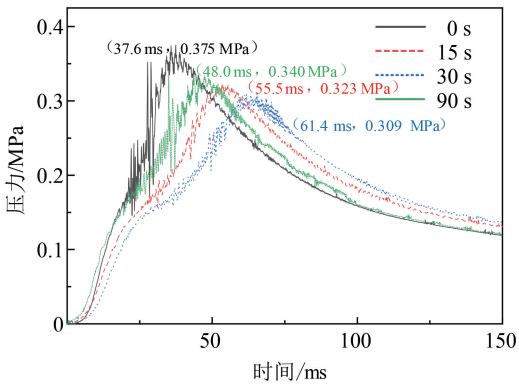


(c) φ_{CO_2} =40%

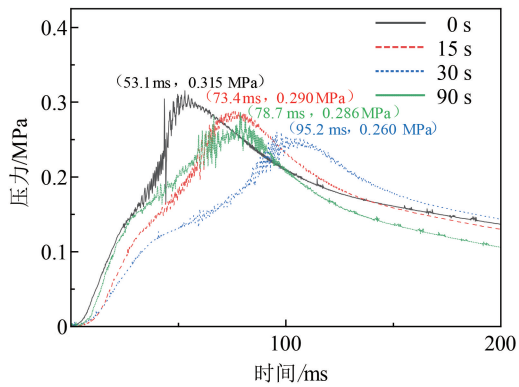
图 17　不同 CO_2体积分数下火焰褶皱对比

Fig.17　Comparison of flame wrinkles under different CO_2 volume fractions

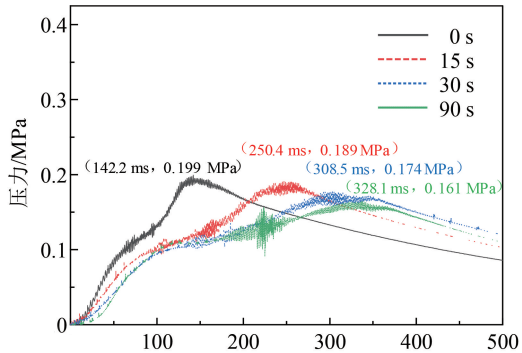
图 18 为不同 CO_2体积分数的爆燃压力变化曲线。由图 18 可知,实验测得的爆燃压力曲线包含压力上升阶段、爆燃压力高值区与压力衰减阶段,该变化特征与文献[26]的结论一致。爆燃压力的振荡现象与火焰和压力波之间的耦合作用相关。随着火焰传播,原本平滑的火焰锋面生成大量胞体结构与褶皱,如图 17 所示,这表明火焰锋面失稳,增加了火焰与未燃气体的接触表面积,使得燃烧速率与局部能量释放率急剧升高且空间分布不均。这种不均匀的剧烈燃烧会引发小幅压力波动,并在爆燃压力曲线上以压力振荡的形式呈现。在受限空间内,压力波经壁面反射后与火焰发生相互作用,会诱发火焰失稳,并伴随火焰的加速与减速过程;与此同时,火焰又会进一步激发并累积压力波,最终造成后续阶段压力大幅振荡。



(a) φ_{CO_2}=10%



(b) φ_{CO_2}=20%



(c) φ_{CO_2} =40%

图 18　不同 CO_2 体积分数的爆燃压力变化曲线

Fig.18　Explosion pressure variation curves under different CO_2 volume fractions

CO_2对爆燃压力的抑制作用不仅体现在最大爆燃压力数值上,还体现在最大爆燃压力的出现时刻。由图 18(b)可知,t_i=0 s 工况下,爆燃压力峰值到达时间为 53.1 ms;t_i = 15 s 工况为 73.4 ms;t_i=30 s 工况为 95.2 ms。随着 t_i增加,最大爆燃压力出现时间延后,表明燃烧进程放缓,能量释放时间延长,CO_2的抑制效果更好。t_i=90 s 时,最大爆燃压力时间出现在 78.7 ms,相较于 t_i = 30 s 工况峰值时刻提前,爆燃反应更剧烈,抑爆效果减弱,该规律与火焰传播速度的变化规律一致。

3　结　论

本文通过密闭空间爆燃抑制实验与数值研究,揭示了 CO_2 抑制氢-空气非预混爆燃的机制,主要结论如下:

(1) CO_2 的释放会显著改变火焰结构。火焰先后经历半球形火焰、指形火焰、倾斜程度不同的平板火焰三个阶段。火焰倾斜的主要原因是:CO_2释放后,定容燃烧弹内的流场与气体体积分数发生变化,大量氢-空气被推动至上端,大量CO_2聚集在下端,使火焰前锋形成体积分数梯度。火焰持续传播时,上下端火焰前锋形成速度差,速度差逐步增大,火焰不断被拉伸,进而形成了倾斜程度不同的平板火焰。

(2)不同体积分数的 CO_2 对火焰传播速度的

影响存在差异。低 CO_2 体积分数（$\varphi_{CO_2}=10\%$、20%）下，随着 t_i 增大，火焰传播速度先减小后增大；高 CO_2 体积分数（$\varphi_{CO_2}=40\%$）下，随着 t_i 增大，火焰传播速度逐渐减小。该现象主要源于 CO_2 湍流扰动、组分分层与抑爆作用三者间的竞争机制。$\varphi_{CO_2}=10\%$、20%且 $t_i=90$ s 时，分层作用更显著，氢气火焰传播空间被压缩，导致火焰传播速度增大；$\varphi_{CO_2}=40\%$且 $t_i=90$ s 时，分层作用被削弱，氢气与 CO_2 充分混合，导致火焰传播速度降低。

（3）$\varphi_{CO_2}=10\%$、20%工况下，随着 t_i 增大，最大爆燃压力先减小后增强；$\varphi_{CO_2}=40\%$工况下，随着 t_i 增大，最大爆燃压力逐渐减小。究其原因主要是：$\varphi_{CO_2}=10\%$、20%且 $t_i=90$ s 时，火焰前锋倾斜程度降低，火焰前锋与 CO_2 有效接触面积减小，导致爆燃压力升高；$\varphi_{CO_2}=40\%$且 $t_i=90$ s 时，尽管火焰前锋倾斜程度减小，但其褶皱显著增多，增大了火焰前锋与 CO_2 的有效接触面积，进而使爆燃压力降低。

参考文献(References)：

[1]汪飞，喻梦伊，陈良勇. 氢能产业技术经济性分析及展望[J]. 电力科技与环保，2024，40(5)：445-454.
Wang Fei，Yu Mengyi，Chen Liangyong. Technical and economic analysis and outlook of hydrogen energy industry [J]. Electric Power Technology and Environmental Protection，2024，40(5)：445-454.（in Chinese）

[2]汪瑞齐，张彬，夏远辰，等. 障碍物阻塞率对氢-空气爆燃的影响[J]. 船舶工程，2024，46(增刊 1)：333-339.
Wang Ruiqi，Zhang Bin，Xia Yuanchen，et al. Effect of the area and volume blocking rate of the obstacle on the hydrogen-air deflagration characteristics[J]. Ship Engineering，2024，46(Suppl.1)：333-339.(in Chinese)

[3]夏远辰. 细水雾对氢燃料动力船舶机舱爆燃事故抑制机理研究[D].大连：大连海事大学，2023：17-18.
Xia Yuanchen. Research on inhibition mechanism of water fog on deflagration accident in engine room of hydrogen-powered ship[D]. Dalian：Dalian Maritime University，2023：17-18.（in Chinese）

[4]Xia Yuanchen，Zhang Bin，Wang Boqiao，et al. Study on flame evolution and kinetics mechanism of H_2-Air mixture with $C_3H_9O_3P$-H_2O fog addition[J]. Fuel，2025，395：135017.

[5]Xia Yuanchen，Zhang Bin，Wang Boqiao，et al. Inhibition effect and mechanism of micron-sized water mist containing dimethyl methylphosphonate in hydrogen explosions[J]. International Journal of Hydrogen Energy，2025，140：594-607.

[6]李卓然，夏远辰，张彬，等. 细水雾对置障管内预混气体抑爆机理研究[J]. 消防科学与技术，2021，40(6)：884-887.
Li Zhuoran，Xia Yuanchen，Zhang Bin，et al. Study on the suppression mechanism of water mist on the deflagration of premixed methane gas in a barrier tube[J]. Fire Science and Technology，2021，40(6)：884-887.（in Chinese）

[7]夏远辰，张彬，王博乔，等.含甲基膦酸二甲酯的细水雾对氢-空气爆炸的影响机制[J].爆炸与冲击，2026，46(2)：46-57.
Xia Yuanchen，Zhang Bin，Wang Boqiao，et al. Influence mechanism of water mist containing dimethylmethylphosphonate on hydrogen-air explosions[J]. Explosion and Shock Waves，2026，46(2)：46-57.(in Chinese)

[8]夏远辰，张彬，王博乔，等. 超细水雾对氢气-甲烷预混气体爆燃抑制机理的实验研究[J]. 大连海事大学学报，2022，48(4)：127-134.
Xia Yuanchen，Zhang Bin，Wang Boqiao，et al. Experimental research on suppression mechanism of ultrafine water mist on deflagration of hydrogen-methane premixed gas[J]. Journal of Dalian Maritime University，2022，48(4)：127-134.（in Chinese）

[9]Liang Zhuohui，Zhang Bin，Yue Wanying，et al. Suppression effects of PA@SH-SiC porous materials on hydrogen-air deflagration[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries，2025，96：105664.

[10]梁焯辉，张彬，朱文斌，等.多孔碳化硅抑制氢-空气爆燃的效果及机理[J].大连海事大学学报，2025，51(2)：125-134.
Liang Zhuohui，Zhang Bin，Zhu Wenbin，et al. Effect and mechanism of porous silicon carbide in suppressing hydrogen-air explosion[J]. Journal of Dalian Maritime University，2025，51(2)：125-134.（in Chinese）

[11]Zhang Chao，Wen J，Shen Xiaobo，et al. Experimental study of hydrogen/air premixed flame propagation in a closed channel with inhibitions for safety consideration [J]. International Journal of Hydrogen Energy，2020，44(40)：22654-22660.

[12]邹颖，董冰岩，查裕学，等. 密闭受限空间内 N_2、CO_2对 H_2/air 混合气体的抑爆效果研究[J]. 科技与

创新, 2022 (17): 87-92.
Zou Ying, Dong Bingyan, Zha Yuxue, et al. Study on the explosion suppression effect of N_2 and CO_2 on H_2/air mixed gas in confined confined space[J]. Science and Technology & Innovation, 2022(17):87-92. (in Chinese)

[13] Wang Tao, Liang He, Luo Zhenmin, et al. Thermal suppression effects of diluent gas on the deflagration behavior of H_2-air mixtures[J]. Energy, 2023, 272: 127146.

[14] Wang Jiangyan, Liang Yuntao, Zhao Zhenzhen. Effect of N_2 and CO_2 on explosion behavior of H_2-liquefied petroleum gas-air mixtures in a confined space[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2022, 47(56): 23887-23897.

[15] Luo Zhenmin, Qi Hao, Su Bin, et al. A macroscopic and microscopic study of hydrogen-rich explosions under inert gas conditions[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2024, 61: 316-328.

[16] Li Yanchao, Bi Mingshu, Huang Lei, et al. Hydrogen cloud explosion evaluation under inert gas atmosphere [J]. Fuel Processing Technology, 2018, 180: 96-104.

[17] Liang He, Yan Xingqing, Shi Enhua, et al. Effect of hydrogen blending on ammonia/air explosion characteristics under wide equivalence ratio[J]. Energy, 2024, 297:131334.

[18] 张玉春,杨文,张坤,等.非预混 CO_2 喷射压力对掺氢天然气预混爆炸特性的影响[J].爆炸与冲击,2025,45(11):110-120.
Zhang Yuchun, Yang Wen, Zhang Kun, et al. Effects of non-premixed CO_2 injection pressure on the premixed explosion characteristics of hydrogen-doped natural gas [J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(11): 110-120.(in Chinese)

[19] Yang Wen, Yang Xufeng, Zhang Kun, et al. Experimental study on the explosion flame propagation behavior of premixed CH_4/H_2/air mixtures with inert gas injection[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2024, 84:106-117.

[20] Wu Wenying, Huang Weixing, Wei Aizhu, et al. Inhibition effect of N_2/CO_2 blends on the minimum explosion concentration of agriculture and coal dusts[J]. Powder Technology, 2022, 399: 117195.

[21] Wei Haiqiao, Xu Zailong, Zhou Lei, et al. Effect of hydrogen-air mixture diluted with argon/nitrogen/carbon dioxide on combustion processes in confined space[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2018, 43(31): 14798-14805.

[22] Yan Caicai, Bi Mingshu, Li Yanchao, et al. Effects of nitrogen and carbon dioxide on hydrogen explosion behaviors near suppression limit[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2020, 67:104228.

[23] Yu Minggao, Luan Peng, Zheng Kai, et al. Effects of hydrogen addition on propagation characteristics of premixed methane/air flames[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2020, 65: 104145.

[24] 汪瑞齐, 张彬, 夏远辰, 等. 泄压口面积对氢-空气爆燃特性的影响[J]. 大连海事大学学报, 2024, 50(3):157-166.
Wang Ruiqi, Zhang Bin, Xia Yuanchen, et al. Influence of pressure relief port area on hydrogen-air detonation characteristics[J]. Journal of Dalian Maritime University, 2024, 50(3): 157-166. (in Chinese)

[25] 邹颖. 密闭空间内 H_2 爆燃及 CO_2、N_2 抑爆过程的数值模拟及实验研究[D].赣州: 江西理工大学, 2022: 53.
Zou Ying. Numerical simulation and experimental study of H_2 explosion and suppressure of CO_2 and N_2 explosion in confined space[D] .Ganzhou: Jiangxi University of Science and Technology, 2022:53. (in Chinese)

[26] 靳江红, 王晓冬, 庞磊. 电气防爆技术[M]. 北京:化学工业出版社, 2016.