

小长径比受限空间气体爆炸研究进展*

刘童昊¹, 吕华^{1,2}, 李孝斌^{1,2}

(1. 中国人民警察大学防火工程学院, 河北 廊坊 065000;

2. 河北省火灾预防与控制技术重点实验室, 河北 廊坊 065000)

摘要: 建筑室内可燃气体爆炸易造成严重结构破坏和人员伤亡。相较于狭长管道或隧道中的轴向火焰加速过程, 建筑室内空间多具有小长径比特征, 其爆炸演化更易受壁面约束、泄压边界、障碍物、非均匀气体分布及多室连通结构共同影响, 表现出多峰超压、多向火焰传播和强非定常火焰—流动—压力耦合特征。围绕小长径比受限空间气体爆炸研究进展, 从超压演化及载荷表征、室内及外部火焰传播行为、火焰—流动—压力耦合机制和复杂建筑场景模拟方法等方面进行了系统综述。综合已有研究, 复杂压力峰、局部火焰加速和跨区传播主要受界面失稳、腔体振荡、外部再燃—反压反馈、障碍物诱导流动重构及连通口射流耦合等机制控制。未来应加强非均匀泄漏—积聚—点火过程、多室连通、动态边界破坏、尺度效应和分层模型验证研究, 并由单一峰值超压评价转向压力时程、火焰路径、流场结构、结构响应和事故证据的综合分析。相关认识可为建筑室内气体爆炸机理研究、防爆减灾设计和事故调查提供参考。

关键词: 小长径比受限空间; 建筑空间; 气体爆炸; 泄压爆炸; 峰值超压; 火焰传播

中图分类号: X932

国标学科代码: 6203020

文献标识码: A

Research progress on gas explosions in low-aspect-ratio confined spaces

LIU Tonghao¹, LV Hua^{1,2}, LI Xiaobin^{1,2}

(1. Fire Protection Engineering Institute, Chinese People's Police University, Langfang, 065000, Hebei, China;

2. Hebei Provincial Key Laboratory of Fire Prevention and Control Technology, Langfang, 065000, Hebei, China)

Abstract: Combustible gas explosions in building spaces can result in severe structural damage and casualties. Unlike the predominantly axial flame acceleration observed in long ducts or tunnels, building spaces are often characterized by low aspect ratios and complex boundaries. Explosion dynamics in such spaces are strongly influenced by wall confinement, venting boundaries response, internal obstacles, non-uniform gas distribution, and multi-compartment connectivity, leading to multi-peak overpressure histories, multi-directional flame propagation, external flame development, and unsteady flame–flow–pressure coupling. Experimental, theoretical, and numerical studies on low-aspect-ratio confined gas explosions are reviewed, covering overpressure evolution, flame propagation, flame–flow–pressure coupling, and simulation approaches for complex building scenarios. Representative overpressure peaks are classified as initial venting, external explosion, combustion-induced, and oscillatory pressure peaks, and are interpreted in terms of vent opening, external re-ignition, flame-area growth, turbulence enhancement, Helmholtz oscillation, acoustic coupling, and pressure feedback. Accordingly, explosion loads should be characterized by combining peak overpressure, rate of pressure rise, positive-phase duration, and impulse, rather than by peak overpressure alone. In low-aspect-ratio spaces, flame morphology is governed by multidirectional flow, wall interaction, vent-induced flow, obstacle wakes, and inter-compartment jetting, rather than by a fixed spherical–finger-shaped–tulip sequence.

*收稿日期: 2026-03-25; 修回日期: 2026-08-16;

基金项目: 国家重点研发计划项目 (2023YFC3304101)

第一作者: 刘童昊 (2010—), 男, 学士, 无. E-mail: ccy20020113@126.com;

通信作者: 吕华 (1982—), 男, 博士, 副教授. E-mail: lvhua@cpperu.edu.cn。

Complex overpressure peaks, local flame acceleration, and cross-compartment propagation are mainly governed by interface instabilities, cavity oscillations, external deflagration–back-pressure feedback, obstacle-induced flow reorganization, and jetting through connecting openings. Numerical simulations are further reviewed in terms of engineering correlations, computational fluid dynamics models, porosity distributed resistance treatment, and high-resolution approaches such as large eddy simulation. Future research should address non-uniform leakage–accumulation–ignition processes, multi-compartment interactions, dynamic venting–boundary failure, scale effects, and hierarchical model validation, while hazard assessment should shift from peak overpressure alone to integrated analysis of pressure histories, flame trajectories, flow-field structures, structural response, and accident-scene evidence. The findings summarized here provide guidance for mechanism studies, explosion mitigation design, risk assessment, and accident investigation of gas explosions in building spaces.

Keywords: low-aspect-ratio confined space; building space; gas explosion; vented explosion; overpressure peak; flame propagation

气体爆炸是城市燃气使用过程中具有显著破坏性的灾害类型，其产生的爆炸超压、高温火焰和冲击载荷可导致门窗破坏、围护结构失效、室内构件抛射及人员伤亡^[1, 2]。建筑空间内可燃气体泄漏后受房间边界约束、门窗状态、通风条件、家具/设备布置及空间连通方式影响，常形成非均匀预混、局部分层或跨室迁移的状态；一旦遇到点火源，爆炸过程不再是理想均匀容器中的单一燃烧过程，而是表现为多峰超压形成、火焰多方向传播、泄压喷射与外部再燃耦合、跨室压力传递及结构局部破坏并存的复杂灾变过程^[3, 4]。因此，认识建筑空间气体爆炸的演化规律，对于建筑燃气爆炸风险评估、防爆减灾设计和事故调查具有重要意义。

既有气体爆炸研究中，管道、巷道和隧道等大长径比空间长期受到关注，其核心问题主要是一维或准一维火焰加速、障碍物诱导湍流累积以及爆燃向爆轰转变（Deflagration-to-Detonation Transition, DDT）等^[5, 6]。这些研究为认识建筑空间内火焰加速和压力增长提供了重要基础，但其传播路径、边界反馈和压力演化特征与房间、舱室以及多室连通空间并不完全相同。在几何尺度上，

《气体爆炸泄压防护系统》（EN 14994）按 L/D 对受限空间进行分类， L 为沿爆炸主要传播方向的空间长度， D 为垂直于该方向截面的直径，非圆截面可取等效圆直径，其中 $L/D > 25$ 为管道，

$3 < L/D \leq 25$ 为细长围闭空间， $L/D \leq 3$ 为紧凑受限空间^[7]。据此，本文将 $L/D \leq 3$ 作为小长径比受限空间的几何参考。与大长径比空间相比， $L/D \leq 3$ 的小长径比受限空间的长、宽、高尺度相对接近，火焰传播不再以长距离轴向一维或准一维发展为主，而更容易在较短距离内受到壁面反射、开口泄压、局部扰动和多方向流动影响，从而表现出多维传播、多峰超压、阶段转换和多因素耦合特征^[2, 4-8]。

近年来，小长径比受限空间气体爆炸相关研究正由理想单室、均匀预混条件下的单因素分析，逐步发展为面向非均匀混合、障碍物耦合、多室互连及真实建筑布局条件下的实验与数值模拟相结合研究。总体来看，现有研究从不同角度揭示了小长径比受限空间气体爆炸中的超压形成、火焰传播和流动耦合规律，但相关认识仍较为分散：管道、隧道等大长径比空间研究难以直接解释小长径比空间中的短距离边界反馈和多维火焰演化；单室、均匀预混和理想泄压条件下的研究也难以完全反映建筑室内非均匀浓度分布、动态门窗破坏、家具/设备障碍物和多室连通等条件下的爆炸过程。因此，有必要面向小长径比受限空间，系统梳理不同尺度、不同边界和不同复杂程度条件下气体爆炸研究的共性规律、差异特征及适用边界。

虽然大尺度全尺寸燃气爆炸实验最接近真实建筑场景，但试验成本高、风险大，且难以系统覆盖多种空间布局和工况组合。因此，小长径比受限空间气体爆炸研究通常按照由小到大、由简到繁的路径研究，即小尺度规则容器和单室模型用于识别浓度、点火、泄压和火焰传播等基础规律；中尺度房间、舱室模型用于校核几何尺寸、边界条件和多因素作用；大尺度建筑室内空间和多室结构则用于服务燃气爆炸安全评估与工程防护。基于此，本文将小、中、大尺度小长径比受限空间统一纳入综述范围，围绕超压发展、火焰传播及火焰—流动—压力耦合机理三个方面展开，重点归纳典型模式、表征方法、关键因素及演化机制研究进展，以期建筑燃气爆炸风险评估、安全防控及事

故调查提供参考。

1 超压演化及载荷表征

超压载荷是受限空间气体爆炸造成结构破坏和人员伤害的主要作用形式之一。对于小长径比受限空间，泄压开启、外部再燃、腔内燃烧强化和后期振荡等过程可能相继或交叠出现，使压力时程呈现多峰演化和主导峰转换特征^[9-14]。以下从超压形成的阶段性特征、超压载荷的表征参数以及超压演化的影响因素三个方面，梳理小长径比受限空间气体爆炸超压演化规律。

1.1 超压形成的阶段性特征

小长径比受限空间预混气体泄压爆炸，压力历程通常并非简单单峰变化，而是表现为具有阶段性的多峰结构。已有研究表明，峰值超压的形成并不单纯取决于燃烧反应强度，而是泄压构件开启、腔内燃烧强化、外部未燃气云再燃以及后期火焰—压力波—腔体耦合等多个过程共同作用的结果^[9, 14-17]。Cooper 等^[9]基于近立方体泄压容器实验，给出了低开启压力泄压条件下典型的超压多峰结构及火焰演化阶段，如图 1 所示；还有研究将泄压爆炸压力峰分为泄压开启、已燃气体泄出、外部爆炸、低频振荡/界面失稳、最大火焰面积和高频声学振荡等类型，并指出不同类型压力峰均可能在特定工况下成为主导峰^[13, 14]。为避免不同文献命名差异，本文按形成机理将典型压力峰统一归纳为初期泄放峰(P_1)、外部爆炸峰(P_2)、燃烧增压峰(P_3)和振荡压力峰(P_4)。其中， P_1 主要对应泄压构件开启、边界条件突变及初期压力释放； P_2 对应外部未燃气云再燃/外部爆炸及反压反馈； P_3 对应腔内火焰面积增长、湍流增强和燃烧速率相对泄放能力增强的过程； P_4 则与后期 Helmholtz 振荡、火焰—压力波—腔体声学模态耦合或残余未燃气扰动有关。

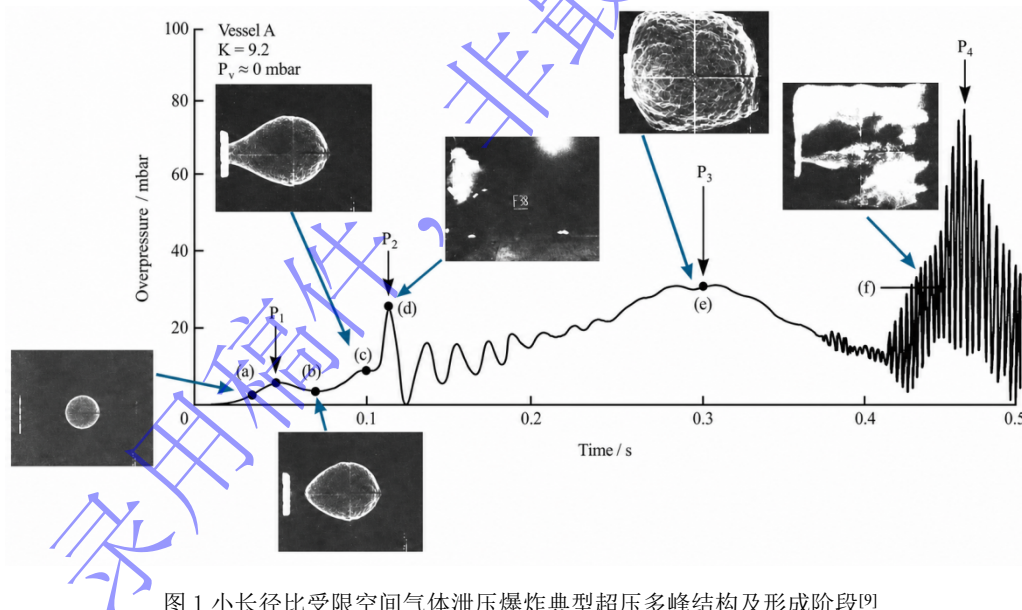


图 1 小长径比受限空间气体泄压爆炸典型超压多峰结构及形成阶段^[9]

Fig. 1 Typical multi-peak overpressure structure and formation stages of vented gas explosions in small length-to-diameter confined spaces

1.1.1 初期泄放峰 (P_1)

初期泄放峰(P_1)通常是泄压爆炸过程中最早出现的特征峰。点火后，火焰传播导致高温燃烧产物膨胀，腔内压力持续升高；当压力达到泄压板、玻璃或膜片等构件的开启阈值时，原有封闭边界转变为部分开放边界，未燃气体和燃烧产物开始经泄压口外排，腔内压力增长速率随之降低，压力曲线形成首个局部峰值。Cooper 等^[9]将早期压力峰纳入泄压开启阶段；后续大尺度双室实验进一步表明，该类峰值通常与泄压板失效、边界开启和未燃混合气外排过程有关。Rocourt 等^[11]和 Kuznetsov

等^[12]则从小尺度和中尺度氢气泄压爆燃角度表明,泄压面积、点火位置和泄压边界条件会显著影响压力峰结构及其主导机制。

初期泄放峰(P_1)的出现主要受泄压构件开启压力、泄压构件惯性、点火位置和初始燃烧速率控制。泄压构件开启压力越高或响应越滞后,泄压前腔内压力积累越充分,初期泄放峰(P_1)越容易增大并成为主导峰^[12, 18, 19];相反,泄压构件较轻、开启压力较低或泄压面积较大时,泄放通道较早建立,早期压力积累受到削弱,后续外部爆炸峰或燃烧增压峰则可能成为主导峰^[19-21]。点火位置也会影响火焰到达泄压口前的传播距离和压力积累过程,从而改变首峰及后续主导峰的竞争关系^[19-21]。

小长径比空间火焰至泄压口的传播时间较短,初期泄放峰(P_1)对边界开启条件和点火—泄压口相对位置更为敏感;同时,泄压开启、未燃气外排和腔内早期燃烧增压过程容易在短时间内相互叠加,使初期泄放峰(P_1)不一定表现为孤立峰,而可能与后续外部爆炸峰或燃烧增压峰发生合并^[14, 21]。在多室连通空间中,门洞或连通口还可能起到类似内部泄压边界的作用,室间压差、门窗开启状态和相邻空间附加体积会改变不同房间内的早期压力响应^[15-17]。因此,初期泄放峰(P_1)不宜简单等同于泄压构件开启瞬间的压力响应,而应理解为泄压边界突变、早期气体外排与腔内燃烧增压相互作用形成的初期载荷特征。

1.1.2 外部爆炸峰 (P_2)

外部爆炸峰(P_2)是泄压爆炸区别于封闭爆炸的重要特征之一。泄压开始后,部分未燃混合气体先于主火焰由泄压口喷出,在腔室或房间外形成可燃气云;当内部火焰传播至泄压口并点燃该外部气云时,会发生外部再燃甚至局部爆炸,形成明显的外部压力波。该压力波可通过泄压口向腔内反馈,改变泄压口两侧压差和气体排放过程,使腔内压力再次升高或形成新的局部峰值。Cooper 等^[9]将该类峰值归入外部爆炸阶段;Kuznetsov 等^[12]、Rui 等^[21]和 Chen 等^[22]的实验研究进一步表明,泄出未燃混合气被后续火焰点燃所形成的外部爆炸/二次爆炸,是造成多压力峰结构和内部压力再次响应的重要原因之一。

外部爆炸峰(P_2)的出现取决于外部可燃云形成和火焰点燃时序之间的匹配关系。一方面,泄压初期需要有足够数量的未燃混合气体排出并在泄压口外保持可燃范围;另一方面,内部火焰需要在外部气云尚未充分稀释前追上并点燃该气云。因此,外部爆炸峰(P_2)的形成不是单纯由泄压面积、点火位置或浓度中的某一因素决定,而是由未燃气外排量、外部气云形态、火焰射流强度和点火延迟时间共同控制^[21, 22]。当外部爆炸较强时,其产生的压力波还会削弱甚至反转泄压口两侧压差,进而抑制后续排气并改变腔内压力演化^[12, 21, 22]。

小长径比空间火焰至泄压口的传播距离较短,上述外部气云形成、火焰追赶点燃和反压反馈过程更容易在相近时间尺度内发生。因此,外部爆炸峰(P_2)往往不一定表现为独立峰,而可能与初期泄放峰或燃烧增压峰发生叠加^[2, 14, 21]。在多室连通结构中,门洞或连通口还可形成类似内部泄压口的喷射通道,相邻空间附加体积、室间压差和跨室再燃会进一步改变外部爆炸峰或跨室再燃峰的幅值、出现时刻及空间分布^[15-17]。因此,外部爆炸峰(P_2)不宜仅理解为室外可燃云的独立燃烧峰,而应视为室内泄压排放、外部或跨室再燃以及反压反馈共同作用形成的耦合压力峰。

1.1.3 燃烧增压峰 (P_3)

泄压口开启后,腔体并不一定持续卸压。若火焰继续传播并导致火焰表面积增大、燃烧速率提高,腔内压力可能再次升高,形成燃烧增压峰(P_3)。在 Cooper 等^[9]的典型多峰结构中,燃烧增压峰(P_3)通常对应腔内火焰继续发展并达到较大火焰面积时的压力上升;Solberg 等^[23]则将该类压力增长与火焰失稳或 Taylor 不稳定性等引起的火焰面积增长联系起来。Bauwens 等^[24, 25]进一步表明,泄压面积、点火位置和障碍物均会改变腔内燃烧强化过程。可见,燃烧增压峰(P_3)并不是单纯按时间顺序出现的第三峰,而是在泄压条件下腔内燃烧强化重新增强并影响压力演化后形成的压力峰。

燃烧增压峰(P_3)对内部结构条件尤其敏感,其原因不在于结构本身简单的阻碍泄压,而在于障碍物、孔板或局部堵塞会改变火焰前方未燃气体流动,形成尾流、剪切层和回流区,使火焰前锋发生

拉伸和褶皱,进而增大火焰表面积和局部热释放速率[24, 26-28]。当这种燃烧强化超过泄压卸载能力时,腔内压力便可能再次升高并放大燃烧增压峰(P_3)。因此,在解释燃烧增压峰时,内部结构不宜仅被视作几何阻塞,而应理解为触发局部流场重构、火焰褶皱化和燃烧速率提升的重要机制来源。住宅尺度泄压爆炸实验研究也表明,互连房间和家具类非均匀障碍物能够通过增强湍流、改变火焰传播路径和调制泄压过程,显著影响压力生成过程[3]。因此,在复杂内部结构条件下,燃烧增压峰(P_3)更容易被放大,并可能在特定工况下成为造成结构破坏的主导压力峰。

从机理上看,燃烧增压峰(P_3)反映的是腔内燃烧强化与泄压卸载之间的竞争关系:当火焰面积增长、障碍物诱导湍流和局部热释放增强超过泄压排放带来的压力释放能力时,腔内压力便会重新上升,并可能与外部爆炸峰或后期振荡峰发生叠加[14, 22, 29]。

1.1.4 振荡压力峰 (P_4)

在部分工况下,压力历程后期还会出现高频或低频振荡峰,其形成通常与Helmholtz振荡、火焰失稳、Taylor不稳定性以及压力波与腔体声学模态耦合有关。Cooper等[9]将第四峰归因于压力波与容器声学模态之间的耦合;Rocourt等[11]在小尺度氢气泄压实验中也观察到,当泄压面积较小时,高频声学耦合峰可成为主导压力。Guo等[18]进一步指出,在压力快速衰减并出现局部负压后,外部气体可能被回吸入腔体并带入新鲜氧气,从而促进残余可燃气体再次燃烧,形成后续附加压力峰。

振荡压力峰(P_4)虽然常出现在主燃烧阶段之后,但并不意味着其危害可以忽略。与外部爆炸峰(P_2)和燃烧增压峰(P_3)相比,振荡压力峰(P_4)更多反映的是火焰、压力波与腔体边界之间持续耦合的后期动力学响应。对于小长径比受限空间,腔体尺度较小、波反射路径较短,火焰与压力波的相互作用更容易在短时间内建立;在多室连通结构中,门洞、走廊和相邻空间还会改变系统的有效声学边界和振荡模态,使后期压力振荡表现出更强的空间非均匀性[15-17]。因此,振荡压力峰(P_4)可视为泄压爆炸后期火焰—压力波—腔体边界相互作用的动态响应。

综上,小长径比受限空间中的泄压爆炸超压演化并非单峰、单机制控制的简单过程,而是具有明显阶段性和多机制竞争特征的非定常载荷过程。表1对比了小长径比受限空间气体泄压爆炸典型峰值超压、形成机理及主要调控因素,初期泄放峰(P_1)、外部爆炸峰(P_2)、燃烧增压峰(P_3)和振荡压力峰(P_4)分别对应边界开启、外部再燃反馈、腔内燃烧强化和后期动力学耦合等不同物理过程。不同压力峰可能在时间上相互接近、发生叠加或发生主导性转换,因此,对泄压爆炸超压的分析不宜仅比较峰值超压,还应结合压力峰来源、出现时刻、持续时间及其对应的火焰传播阶段进行综合判断。

表1 小长径比受限空间气体泄压爆炸典型峰值超压、形成机理及主要调控因素

Table 1 Representative overpressure peaks, formation mechanisms and main controlling factors in vented gas explosions in low-aspect-ratio confined spaces

超压峰	形成机理	主要调控因素	典型作用规律	非线性/耦合表现	代表文献
初期泄放峰(P_1)	泄压构件开启;边界由封闭转为开放;排气速率突变	泄压构件开启压力/方式、构件惯性、泄压面积、点火位置	开启压力高或响应滞后,泄压前压力积累充分;泄压面积大或开启早,早期积压减弱	泄压开启、早期排放和腔内增压易叠加;多室压差可改变首峰时序和幅值	[9, 10, 15, 17-24, 64]
外部爆炸峰(P_2)	未燃气外排形成外部气云;突出火焰点燃;发生外部再燃/爆炸	点火位置、泄压口位置、泄压面积、开启压力、初始浓度、外部约束	远端点火利于压力积累和未燃气外排;泄压面积过小限制外排,过大易稀释气云	外部再燃可与腔内峰重叠;反压可削弱泄放并诱发二次峰或峰值合并	[12, 15-17, 21, 22, 32-42]
燃烧增压峰(P_3)	火焰面积扩大;湍流增强;燃烧速率超过泄放速率	障碍物/拥塞、家具设备、堵塞率、点火位置、泄压面积、连通口	障碍物诱导尾流湍流和火焰褶皱,提高燃速和压升速率;障碍物位于火焰路径,更强	真实家具难用单一堵塞率表征;障碍物与泄压口/门洞耦合可改变主导峰来源	[9, 13, 14, 23-28, 42-48]
振荡压力峰(P_4)	Helmholtz振荡;声学模态激发;反射波与残余火焰耦合;负压回吸诱发残余燃烧	泄压面积、腔体几何、声学边界、初始浓度、点火位置、障碍物、多室连通	泄压面积和腔体几何影响低频振荡,热释放波动与声压相位匹配,高频峰可维持或放大	后期振荡不是单纯尾波;多室连通会改变声学边界和衰减方式	[9, 11, 14, 18, 25, 30, 36, 49-51]

1.2 超压载荷的表征参数

基于前述多峰压力时程特征,仅用单一峰值超压难以完整表征泄压爆炸对围护结构、门窗构件和室内人员的作用效应。小长径比受限空间气体爆炸的不同特征峰可能对应不同的形成阶段、持续

时间、压升速率和空间分布。因此，超压载荷评价应由单一的峰值超压扩展为多参数综合表征。

1.2.1 峰值超压

峰值超压 $p_{\max}$ 是泄压气体爆炸载荷评价中最常用的参数，通常定义为压力时程中相对于初始环境压力的最大正超压值，可表示为：

$$p_{\max} = \max[p(t) - p_0] \quad (1)$$

式中， $p(t)$ 为测点处瞬时绝对压力， p_0 为爆炸前初始环境压力。峰值超压能够直接反映爆炸过程中压力载荷的最大幅值，因此常作为不同试验或模拟工况下爆炸强度比较的基础指标^[9, 13, 14]。

在泄压爆炸中，峰值超压 $p_{\max}$ 不一定对应同一物理过程。多峰压力时程中，最大峰值可能来源于泄压开启、外部再燃反馈、腔内燃烧强化或后期振荡等不同阶段。若仅报告单一峰值超压，而不说明其对应的压力峰类型、出现时刻和火焰传播状态，容易掩盖主导成峰机制的差异^[9, 13, 14]。因此，峰值超压应与压力时程曲线、峰值出现时间和对应形成机制结合使用。

对于小长径比受限空间，峰值超压 $p_{\max}$ 还具有明显的空间依赖性。由于房间尺度有限、边界反射快、泄压口和连通口附近流动变化剧烈，不同测点处的峰值超压可能存在明显差异；在多室连通空间中，点火室、相邻房间和泄压口附近的最大压力还可能对应不同阶段和不同物理来源^[15-17]。因此，在实验或数值模拟结果分析中，应尽量同时给出典型测点的压力时程、各测点峰值超压及其出现时刻，并结合房间位置、泄压路径和火焰传播过程判断主导载荷来源。

需要指出的是，峰值超压虽然直观，但不能单独决定结构破坏程度。对于门窗玻璃、轻质隔墙和围护结构等构件，破坏不仅与最大压力有关，还与压力上升速度、作用持续时间、冲量、构件边界条件和动力响应特性有关。因此，峰值超压 $p_{\max}$ 更适合作为超压载荷表征的基础幅值参数，而应与压升速率、正相持续时间和冲量等指标共同用于评价泄压爆炸破坏效应。

1.2.2 压升速率

压升速率用于表征爆炸压力随时间增长的快慢。瞬时最大压升速率可表示为：

$$\left(\frac{dp}{dt}\right)_{\max} = \max\left[\frac{d(p(t)-p_0)}{dt}\right] \quad (2)$$

与峰值超压 $p_{\max}$ 主要反映压力载荷的最大幅值不同，压升速率反映压力加载过程的剧烈程度，更适合表征火焰加速、燃烧增强、外部爆炸反压反馈或局部压力波叠加等过程引起的快速压力建立。在泄压爆炸多峰压力时程中，最大压升速率与峰值超压不宜默认对应同一压力峰或同一演化阶段，应结合压力时程和火焰传播过程共同分析。

对于某一特征峰，还可采用该峰形成阶段的平均压升速率表征压力建立强度：

$$\left(\frac{dp}{dt}\right)_{\text{avg},k} = \frac{p_k - p_s}{t_k - t_s} \quad (3)$$

式中， $(dp/dt)_{\text{avg},k}$ 为第 k 个特征峰形成前的平均压升速率； p_k 和 t_k 分别为第 k 个特征峰对应的超压值和出现时刻； p_s 和 t_s 分别为该峰压力增长阶段的起始超压和起始时刻。在多峰压力时程， k 可对应初期泄放峰(P_1)、外部爆炸峰(P_2)、燃烧增压峰(P_3)和振荡压力峰(P_4)。与 $(dp/dt)_{\max}$ 相比， $(dp/dt)_{\text{avg},k}$ 对瞬时噪声不敏感，更适合比较不同工况下某一特征峰形成前的整体压力建立强度。

在封闭或近似封闭爆炸条件下，最大压升速率常用于评价爆炸严重度，并可与容积归一化参数相结合表征燃烧加速能力；但在泄压爆炸中，压力增长过程同时受到燃烧增压和泄放卸载控制，压升速率的物理含义更依赖其对应阶段。例如，初期泄放峰形成前的压升速率主要反映腔内早期燃烧增压过程；外部爆炸峰附近的快速压升可能与外部再燃及反压反馈有关；燃烧增压峰阶段的压升速率则更多反映火焰面积增长、湍流增强和热释放速率提高。因此，分析压升速率时应说明其对应的

压力峰类型、出现时刻和主要物理过程，避免将不同阶段的压升过程简单等同。

对于小长径比受限空间，压升速率具有更强的瞬态性和空间差异性。由于火焰传播距离短、壁面反射快，泄压边界开启、障碍物扰动和局部燃烧强化可能在相近时间尺度内发生，压力上升过程往往更加集中；在多室连通空间中，门洞射流、室间压差和相邻空间燃烧还可能导致不同房间的压升速率存在明显差异^[15-17]。因此，仅比较整体 $p_{\max}$ 可能低估局部快速加载对门窗玻璃、轻质隔墙和连接构件的破坏作用；联合分析峰值超压、最大压升速率及对应峰值时刻，可分别识别瞬时快速加载强度与特征峰形成阶段的平均压力建立强度。

1.2.3 持续时间与冲量

峰值超压和压升速率分别反映载荷幅值和加载速度，但仍不能完全描述结构所受爆炸作用。对于结构动力响应而言，压力作用持续时间和冲量同样关键。冲量用于综合表征超压幅值和作用时间的累积效应，正相冲量通常定义为正压作用阶段内超压对时间的积分：

$$I_+ = \int_{t_0}^{t_+} [p(t) - p_0] dt \quad (4)$$

式中， t_0 为超压开始明显偏离环境压力的时刻， t_+ 为正相超压回落至环境压力附近的时刻， $p(t) - p_0$ 为测点处超压。对于多峰压力历程，若正压作用过程可区分为若干相对独立的正压作用段，可进一步定义总正相冲量：

$$I_{\Sigma} = \sum_{i=1}^n \int_{t_{0,i}}^{t_{+,i}} [p(t) - p_0] dt \quad (5)$$

式中， n 为正压峰或正压作用段数量， $t_{0,i}$ 和 $t_{+,i}$ 分别为第 i 个正压作用段的起止时刻。对于结构动力分析，还可将实际压力—时间曲线等效为三角形载荷，并定义等效持续时间：

$$t_{eq} = \frac{2I_+}{p_{\max}} \quad (6)$$

式中， I_+ 为正相冲量， $p_{\max}$ 为对应正相作用段内的峰值超压。该式在保持峰值超压和正相冲量一致的前提下，将实际压力—时间曲线等效为三角形载荷，便于与结构动力响应分析相衔接。

冲量反映压力作用的累积效应。短历时强冲击下，结构响应通常更受冲量控制；当载荷持续时间与结构自振周期或特征响应时间处于同一量级时，结构响应往往表现为压力—冲量共同控制；只有在载荷持续时间显著长于结构特征响应时间、且压力变化相对缓慢时，才可近似按压力控制或准静态响应处理^[52-54]。因此，在建筑构件破坏评价中，峰值超压、持续时间和冲量不宜割裂使用，而应结合构件质量、边界条件、自振周期和破坏模式进行综合判断。

尤其对于建筑气体爆炸，虽常具有较长压力作用时间，其压力—时间历程仍可能包含快速压升、多峰叠加、外部再燃和后期振荡等非定常特征，不能将其简单等同于静载或准静态荷载。Beak等^[52]针对砌体和混凝土板的气体爆炸荷载试验表明，气体爆炸作用下构件动力响应不能简单用静载或准静态方法替代；Foster^[53]和Bob^[54]也均强调，建筑损伤与载荷持续时间、结构动力特性及峰值压力共同相关。因此，冲量和持续时间不是峰值超压的附属指标，而是判断结构累积响应和动力破坏可能性的必要参数。对小长径比建筑空间气体爆炸载荷的评价，应由单一峰值判据扩展为峰值超压—压升速率—持续时间/冲量的综合表征框架。

1.3 超压演化的影响因素

小长径比受限空间内气体爆炸超压演化受初始条件、泄压边界、点火位置、内部障碍物和空间连通性等多因素共同控制。这些因素不仅影响峰值大小，还会改变压力峰出现时刻、成峰阶段和主导峰归属，使压力时程表现出多峰叠加与机制转换特征。

1.3.1 初始条件

初始条件主要包括混合气体浓度、燃料组成、初始压力、初始温度以及可燃气体在空间中的分布状态。其中，混合气体浓度是决定爆炸强度的基础因素。对于均匀预混气体，峰值超压和最大压

升速率通常随燃料浓度增加呈现先增大后减小的非线性变化, 峰值多出现在接近化学计量比或最易燃浓度附近^[35, 50, 55-60]。这一规律的物理基础在于: 贫燃侧可燃组分不足, 热释放速率和火焰传播速度较低; 接近化学计量比时反应较为充分, 层流燃烧速度、热释放强度和压力增长速率较高; 富燃侧则因氧气不足和不完全燃烧导致爆炸强度下降。

但在泄压爆炸中, 浓度对超压的影响并不只表现为单一峰值大小的变化。浓度还会改变火焰到达泄压口的时间、外部未燃气云的规模、外部再燃强度以及后期振荡条件。Bao 等^[50]关于甲烷-空气泄压爆炸的研究表明, 甲烷浓度和泄压压力共同影响超压瞬态过程; Cui 等^[56]和闫晨朝等^[59]也从不同燃料体系说明了浓度、温度和组成对最大压力及压升速率的控制作用。因此, 浓度影响的非线性不仅体现在峰值曲线的先升后降, 也体现在不同压力峰结构的出现条件、相对强弱和主导峰归属可能随浓度变化而改变。

对于小长径比建筑空间, 可燃气体往往并非理想均匀分布。泄漏源位置、通风状态、气体密度和房间连通性会导致高位聚集、低位聚集或局部分层。此时, 浓度分布不仅影响火焰传播速度, 还会影响火焰传播方向、外部喷射再燃条件以及压力在哪个房间或哪个局部区域增强^[53, 61]。Foster 关于建筑气相爆炸调查的论述表明, 事故分析需要结合爆炸载荷、现场损伤特征和气体爆炸波形差异进行综合判断^[53]; 住宅气体爆炸研究也表明, 实际空间中的连通结构、室内障碍物和非理想混合状态会使爆炸过程偏离理想均匀预混单室条件^[3, 4]。因此, 对于小长径比多室空间, 初始条件应从平均浓度扩展为浓度大小一空间分布一点火位置相对关系的综合描述。

燃料组成、初始温度和初始压力也会改变超压演化。燃料组成决定层流燃烧速度、火焰温度、膨胀比和反应活性; 氢气、乙烯等高反应性燃料通常比甲烷更容易产生较高压升速率和更强的火焰加速趋势^[55, 56, 59, 60]。初始温度升高通常会提高燃烧速率并缩短火焰传播时间; 初始压力升高则会改变混合气密度、燃烧速率和定容爆炸压力, 从而影响峰值超压、压升速率和冲量^[35, 56-59]。因此, 在比较不同实验或数值模拟结果时, 仅给出燃料浓度并不足以完整描述初始条件, 还应同时说明燃料组成、初始温度、初始压力、气体分布状态和点火位置等信息。

总体来看, 初始条件主要通过改变燃烧反应潜力、火焰传播时序和泄压前压力积累过程影响超压演化。对于小长径比受限空间, 初始条件的作用还容易与泄压边界、障碍物和多室连通条件耦合, 导致峰值超压、最大压升速率、持续时间和冲量等载荷参数表现出明显差异。因此, 初始条件不应被简化为单一浓度参数, 而应作为影响泄压爆炸多峰结构和载荷特征的基础输入条件进行分析。

1.3.2 边界条件

边界条件主要包括泄压面积、泄压位置、泄压构件开启压力及其动态响应特性。与初始条件主要决定燃烧反应潜力不同, 边界条件更直接地控制泄压开启时刻、泄放能力、未燃气外排过程和室内外压力反馈, 因此是影响泄压爆炸多峰结构的重要约束条件。

泄压面积对超压演化具有典型的非线性影响。对于内部峰值超压而言, 增大泄压面积通常有利于较早排出未燃气体和燃烧产物, 从而降低腔内压力积累; 但对于外部爆炸峰和后期振荡峰, 泄压面积的作用并不宜简单理解为单调减弱。较小泄压面积可能限制未燃气体外排并增强腔内压力积累, 较大泄压面积则可能增加早期外排量并改变外部气云形成和点燃时序; 因此, 外部爆炸峰的强弱取决于泄压面积、外排未燃气体量、外部稀释程度和火焰到达泄压口时刻的共同作用^[37, 38, 41, 62, 63]。已有实验也表明, 泄压面积变化不仅会改变最大超压, 还可能改变不同压力峰的相对强弱和主导峰归属^[38, 64]。因此, 泄压面积越大越安全, 只能作为内部压力释放意义上的近似判断, 不能直接推广到外部再燃、后期振荡和复杂连通空间中的局部压力响应。

泄压位置和开口形式同样会影响压力历程。泄压口与点火源、障碍物和连通口之间的相对位置会改变火焰到达边界的路径, 进而影响泄压前压力积累、未燃气外排时序、外部射流方向和外部可燃云团形态^[38, 64, 65]。在多室连通空间中, 门洞、走廊或相邻房间的连通口还可能表现为内部泄压边界, 使泄压过程由单一开口排气转变为点火室、相邻空间和室外环境之间的压力重分配过程。因此,

泄压位置不应仅按开口面积大小评价,还应结合点火位置、火焰传播路径和连通边界关系进行分析。

开启压力是另一类关键边界参数。开启压力越高,泄压建立前的压力积累越充分,初期泄放峰越容易增强并成为主导峰^[29-31, 66, 67]。Guo 等^[29]针对富甲烷—空气混合气体的泄压实验表明,容器最大超压随泄压开启压力增加近似线性增大,Helmholtz 振荡诱导的后续压力峰基本维持在数 kPa 量级;同时,外部火焰最大长度随开启压力增大而增大,但外部火焰持续时间缩短。这说明开启压力不仅影响内部早期压力峰,还会通过改变泄压瞬间的内外压差、外排速度和火焰喷出状态,进一步影响外部火焰范围及后期振荡特征。

此外,实际空间中的门窗玻璃、轻质围护构件或泄压板通常并非理想瞬时开启边界,其破坏、转动、脱落和开口扩大过程具有动态响应特性。若泄压构件开启滞后或开口发展较慢,腔内压力可能在有效泄压通道形成前继续积累;若构件快速失效并形成较大开口,则早期泄放能力增强,但也可能促进更多未燃气体外排并改变外部再燃条件。因此,在实验和数值模拟中,泄压边界不宜仅用静态泄压面积表征,还应尽可能考虑开启压力、开启时间、开口发展过程及边界失效方式。

总体来看,边界条件的作用并不是简单增强泄压、降低超压,而是通过改变泄放能力和泄放时序,调节腔内燃烧增压、未燃气外排、外部再燃和后期振荡之间的竞争关系。对于小长径比受限空间,边界条件既影响初期泄放峰(P_1)的形成,也可能通过外部再燃影响外部爆炸峰(P_2),并进一步改变燃烧增压峰(P_3)、振荡压力峰(P_4)的出现时刻和相对强度。因此,边界条件应作为连接超压多峰结构与泄压爆炸载荷特征的重要控制因素进行分析。

1.3.3 内部结构条件

内部结构条件主要包括障碍物布置、堵塞率、家具/设备拥塞以及空间几何特征。点火位置虽不属于结构参数本身,但其与泄压口、障碍物和连通口之间的相对关系直接决定火焰初始传播路径和泄压前压力积累过程,在这里一并讨论。与初始浓度和泄压参数相比,内部结构条件更直接地决定火焰传播路径、火焰表面积增长和流场组织方式,是影响燃烧增压峰、外部爆炸峰和后期振荡峰的重要因素。因此,内部结构条件不宜仅作为障碍物数量或堵塞率的几何参数处理,而应结合点火位置、泄压边界和火焰传播路径分析其对超压多峰结构的影响。

点火位置通过改变火焰到达泄压口的传播距离、未燃气体被压缩和外排的时序以及外部火焰形成条件,显著影响超压峰值结构。一般而言,点火位置远离泄压口时,火焰到达泄压口前具有更长传播距离,未燃气外排时间更长,更可能形成较强外部爆炸或后续压力响应;靠近泄压口点火时,火焰较早到达泄压边界,外部未燃气云形成时间较短,外部爆炸和反压反馈可能减弱^[19-21, 38-40, 68]。徐睿智等^[48]对泄爆空间丙烷-空气爆炸的研究表明,随着点火位置距泄压口距离增大,前期压力峰、后续压力峰及峰值超压均呈增大趋势,且尾部点火产生的峰值大于中心点火和前端点火。

不过,点火位置的影响不宜绝对化。Bauwens 等^[24]的研究表明,点火位置、泄压面积和障碍物会相互影响,最危险点火位置并非固定不变。对于小长径比空间,由于壁面距离短、泄压口近、火焰较早受到边界影响,点火位置对主导峰转换的调制作用通常更为敏感;在复杂构型中,点火位置还可能通过改变火焰回返、碰撞或跨区传播时序,进一步影响局部燃烧强化和异常压力峰形成^[2, 15-17]。因此,点火位置应与泄压口位置、障碍物分布和空间连通关系共同分析,而不宜孤立判断其危险性。

障碍物和家具类拥塞结构主要通过增强尾流湍流、剪切层和火焰褶皱来提高燃烧速率、压升速率和燃烧增压峰^[24, 26-28]。障碍物作用并非只由体积堵塞率决定,还与面积堵塞率、障碍物形状、位置、间距以及其与点火源和泄压口的相对关系有关。当火焰绕过障碍物时,火焰表面积增大;未燃混合气被推向障碍物后方,可在尾流和回流区中形成湍流;随后火焰进入湍流区,局部传热传质增强,使燃烧速率进一步提高,形成流动—燃烧正反馈。这也是障碍物能够显著放大燃烧增压峰和压升速率的重要原因。

对于实际小长径比空间,家具、隔断和设备并非规则孔板或均匀障碍物,而是会引入非均匀局部阻塞和多尺度湍流。已有住宅尺度爆炸研究表明,理想障碍物阵列与家具障碍物对最大超压的影响并不相同;体积堵塞率虽然与压力生成有关,但面积堵塞率、障碍物间距和家具是否位于火焰传播路径上同样重要^[3, 4, 42]。因此,真实家具/设备拥塞不能简单等效为单一堵塞率参数,而应结合其位置、形状、间距和火焰传播路径进行表征。

空间几何和连通性则进一步改变压力传播和火焰传播的边界条件。小长径比单室中,火焰和压力波反射路径短,壁面反馈更快;多室连通结构中,门洞射流、相邻空间压缩和未燃气体迁移会形成新的湍流生成区和次级燃烧区^[15-17]。因此,内部结构条件的作用不只是增强或削弱火焰,更重要的是改变火焰一流动一压力耦合的空间路径。从超压载荷角度看,这种空间路径变化会进一步影响不同测点的峰值超压、最大压升速率、持续时间和冲量,使同一空间内不同房间或不同构件承受的主导压力峰并不完全一致。

1.3.4 多因素耦合影响

实际小长径比空间气体爆炸很少受单一因素控制,而是表现为多因素耦合下的主导峰转换、峰值合并和空间非均匀增强。已有研究中出现的差异性结论,往往并非互相矛盾,而是由于不同实验中浓度、泄压面积、点火位置、开启压力和障碍物组合不同,导致主导机制发生变化。因此,多因素耦合影响的关键不在于简单判断某一因素增压或降压,而在于识别不同因素如何改变燃烧增强、泄压排放、外部再燃和压力反馈之间的相对时序。

首先,浓度与泄压条件存在耦合。浓度决定火焰传播速度和热释放强度,泄压面积和开启压力决定未燃气外排量、外部云团形成条件和泄压瞬间内外压差。当浓度处于较易燃范围且外部气云形成与火焰到达泄压口的时序相匹配时,外部爆炸峰可能增强;而在过贫、过富、泄压受限或外部气云快速稀释等条件下,外部再燃条件可能不足,主导峰则可能转向内部燃烧增压峰、初期泄放峰或后期振荡峰^[29, 38, 41, 50]。由此可见,浓度影响并不只表现为峰值超压随浓度变化的非线性曲线,还可能表现为不同压力峰结构的出现条件和主导峰归属发生改变。

其次,点火位置与泄压口相对布置存在耦合。点火位置远离泄压口通常有利于较多未燃气体在火焰到达前外排,但如果泄压面积过小,外排受限会使内部压力积累占主导;如果泄压面积过大,外部气云可能快速稀释或空间分布过于分散,外部爆炸峰也可能减弱。因此,点火位置的危险性不能脱离泄压面积、泄压方向和火焰传播路径单独判断^[24, 38, 68]。对于小长径比受限空间,由于火焰到达壁面、泄压口或障碍物的时间较短,点火位置与泄压边界之间的相对关系更容易改变 P_1 、 P_2 和 P_3 的出现时刻及相对强度。

再次,障碍物作用与泄压时序存在耦合。障碍物能否显著放大燃烧增压峰,并不只取决于障碍物本身是否存在,还取决于火焰到达障碍物、泄压构件开启和压力峰形成之间的先后关系。若火焰在泄压前已与障碍物充分作用,尾流湍流、火焰褶皱和火焰表面积增长更容易参与腔内燃烧增压过程;若泄压较早发生,障碍物诱导湍流对早期主导峰的贡献可能相对有限。有研究表明,障碍物可通过增强火焰表面积和局部湍流放大某些压力峰,但其作用强弱与点火位置、泄压面积和压力历程主导阶段有关^[24, 26-28, 48]。因此,障碍物效应应与开启压力、点火位置和泄压时刻共同分析,尤其应关注障碍物诱导湍流是否发生在泄压前压力积累阶段或燃烧增压峰形成阶段。

最后,多室连通、气体分布和内部拥塞之间也存在耦合。在多室空间中,火焰和压力波可通过门洞或走廊传播,诱导相邻房间内未燃气体压缩、喷射和再燃;若相邻房间存在局部富集气体或家具/设备拥塞,则可能进一步放大局部压力峰^[15-17, 42, 46, 47]。因此,小长径比多室空间的超压演化应从初始分布—火焰路径—泄压时序—障碍物致湍流—跨室反馈的链式耦合过程进行分析。在载荷表征上,也应结合不同测点的峰值超压、压升速率、持续时间和冲量,判断主导压力峰及其空间差异,而不是仅比较整体最大超压。

综上,小长径比受限空间气体爆炸超压演化具有显著的阶段性、多峰性和耦合性。初期泄放峰、

外部爆炸峰、燃烧增压峰和振荡压力峰分别对应边界开启、外部再燃反馈、腔内燃烧强化和后期振荡耦合等不同物理过程，并可能在特定工况下发生叠加、合并或主导峰转换。仅以最大峰值超压评价爆炸危险性，容易掩盖成峰机制、持续时间和空间分布差异；因此，超压载荷表征不宜局限于峰值超压，还应结合最大压升速率、正相持续时间、正相冲量、特征峰出现时刻及其对应的火焰传播阶段进行分析。该类空间中，初始气体分布、门窗泄压、室间连通、家具/设备拥塞和外部再燃等因素共同决定超压峰值大小、作用持续时间和结构破坏风险。因此，该类爆炸载荷分析应由单一峰值判据转向压力时程—火焰演化—流场重构—结构响应的综合分析框架。

2 火焰传播及速度表征

火焰传播行为是连接燃烧反应、流场变化和超压形成的关键环节。对于小长径比受限空间，火焰在较短传播距离内即可能受到壁面约束、泄压诱导流、障碍物扰动和连通边界影响，其形态、传播路径和到达关键边界的时刻会直接影响热释放速率、未燃气体压缩外排以及压力峰形成顺序。因此，对该类空间火焰传播行为的分析，不宜仅关注火焰是否到达某一位置，还应结合火焰形态、前锋位置、传播速度和到达泄压口、障碍物或连通口的时刻进行综合表征。以下从火焰形态传播模式、火焰传播速度表征、以及火焰传播速度的影响因素三个方面，梳理小长径比受限空间气体爆炸火焰传播规律。

2.1 火焰形态与传播模式

火焰形态是火焰传播过程最直观的表现，也是判断燃烧强化、火焰加速和压力增长阶段的重要依据。受限空间内火焰形态受混合气浓度、点火位置、边界约束、泄压条件、障碍物布置和空间连通方式共同影响。对于小长径比受限空间，火焰在有限传播距离内即会受到壁面、泄压口和局部结构的共同作用，其形态演化通常表现出更强的非对称性、阶段性和空间依赖性。

2.1.1 内部火焰形态演化

在受限空间内，预混火焰的发展通常经历由初始光滑火核向复杂不稳定火焰面的连续演化。点火后，火焰首先在点火源附近形成近球形火核；随后在热膨胀推动和边界约束共同作用下，逐步发展为半球形、拉伸火焰、指状火焰或近平面火焰等形态^[69-72]。随着传播距离增加以及火焰与壁面、回流区和局部剪切层相互作用增强，火焰前锋还可能进一步出现明显皱褶、尖点、局部凹陷甚至前锋反转等更复杂结构^[70-73]。

需要指出的是，经典文献中常提到的郁金香火焰及其变体^[71, 72]，主要用于说明受限火焰在壁面约束下的曲率演化和减速失稳机制，而并不代表小长径比空间中火焰形态发展的普遍路径。对于建筑房间类小长径比空间，由于传播距离有限、边界方向多变且泄压效应更早介入，火焰往往尚未形成典型、完整的前锋反转结构，就已受到壁面、开口和内部构件的共同扰动。Ryuzaki 等^[74]在中等尺度立方腔体内的甲烷爆炸试验中观察到，火焰由初始近球形向壁面接触后的失稳火焰面演化，皱褶结构随传播逐渐增强，并在偏离化学计量比时表现出更明显的上浮拉伸和形态畸变，表明小长径比空间中的火焰形态不同于理想长管内较规则的轴向演化。

相较于长管道中较规则的轴向传播过程，小长径比空间内火焰形态更早表现出明显的二维或三维特征。火焰传播不仅受近壁约束影响，还会受到角隅回流、局部压力梯度、泄压诱导流以及障碍物尾流的持续作用，从而更容易出现不对称扩展、局部偏折、前锋拉伸和表面皱褶化等现象^[64, 75, 76]。Wang 等^[7]在小长径比 L 形泄压容器中的二维实验表明，受泄压口一点火位置相对关系和 L 形空间构型共同影响，火焰在不同区域间的传播会出现明显的二维展开、回返和碰撞。其连续火焰图像如图 2 所示，火焰前锋并非沿单一路径平稳推进，而是随区域压力差和局部未燃气体再分布不断发生形态重组。因此，小长径比空间中的火焰形态演化不宜简单套用球形—指状—郁金香的经典序列，而应理解为有限尺度内多向流动与复杂边界共同控制下的动态演化过程。

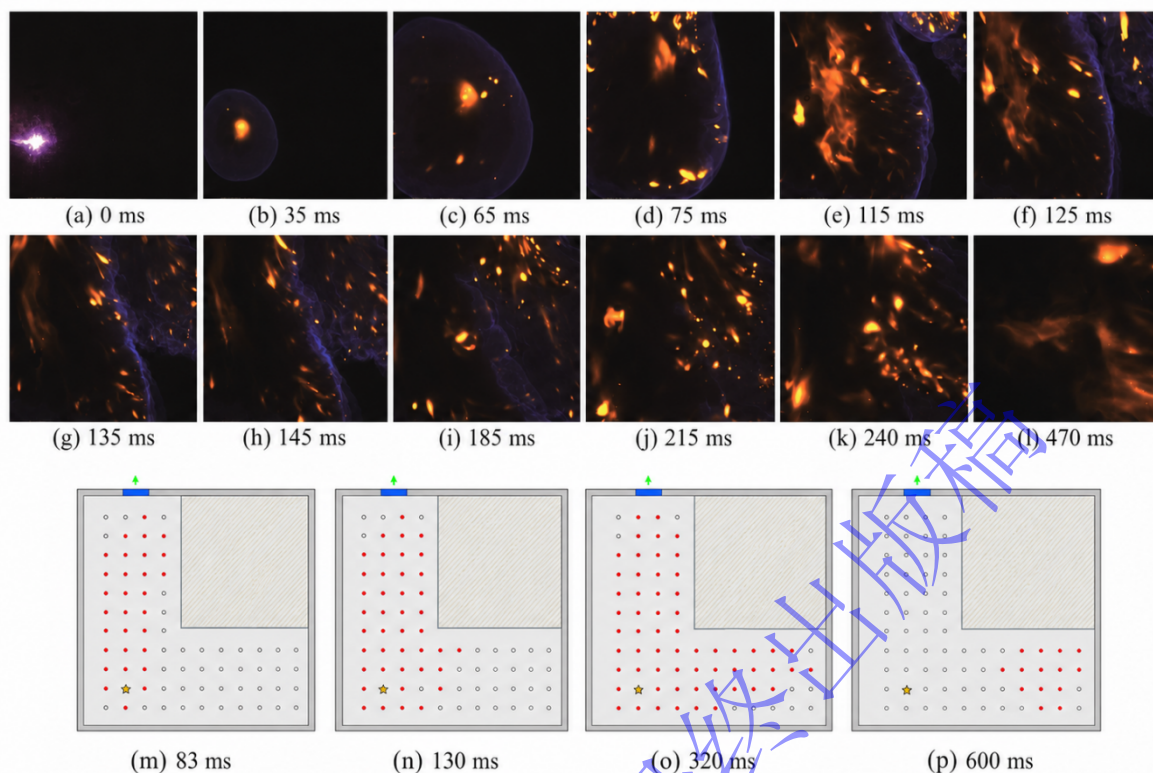


图2 小长径比L形泄压容器内甲烷-空气预混爆炸火焰传播图像及传感器响应^[2]

Fig. 2 Flame propagation images and sensor-lighted arrays of premixed methane-air explosions in a small length-to-diameter L-shaped vented vessel

从机理上看, 火焰形态演化与火焰面面积增长、流体动力学不稳定性以及热-扩散效应密切相关。Oppong 等^[73]的综述指出, 预混火焰常见的本征不稳定性主要包括流体动力学不稳定性、热-扩散不稳定性及浮力不稳定性, 其典型表现如图3所示; 其中, 流体动力学不稳定性和热-扩散不稳定性对受限空间爆炸更为关键。流体动力学不稳定性来源于燃烧前后密度差导致的界面失稳, 热-扩散不稳定性则与热扩散和组分扩散速率不匹配有关, 二者均可能促使火焰表面由平滑向褶皱、裂纹和细胞状结构演化。当火焰在壁面、泄压流或障碍物作用下被拉伸、压缩或局部减速时, 这些本征不稳定性更容易被触发, 并与非定常流场叠加放大, 从而使火焰前锋呈现更复杂的非对称形态。

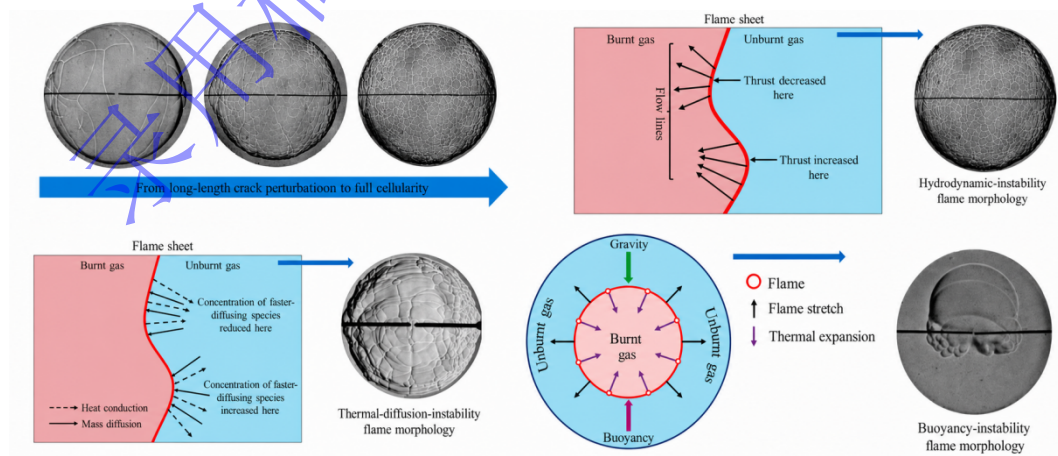


图3 定容容器内预混可燃气体的不稳定现象^[73]

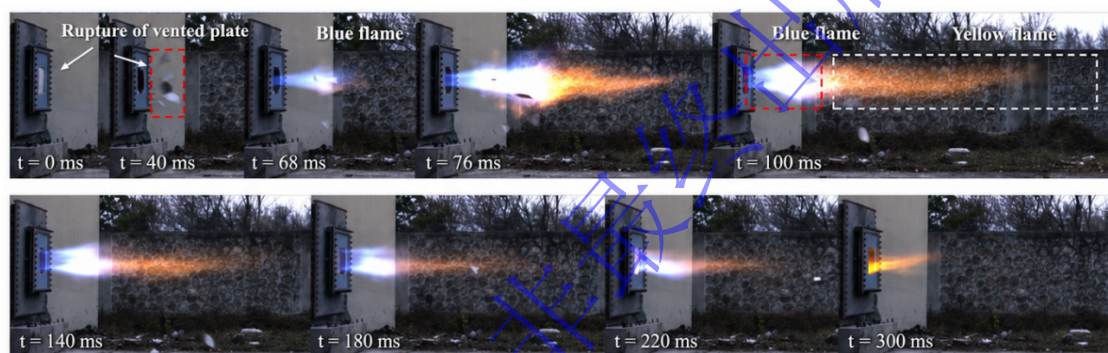
Fig. 3 Flame instability phenomena of premixed combustible gases in a constant-volume vessel

综上, 室内火焰形态演化不应被简单理解为若干固定火焰形状的依次替换, 而应视为受限空间

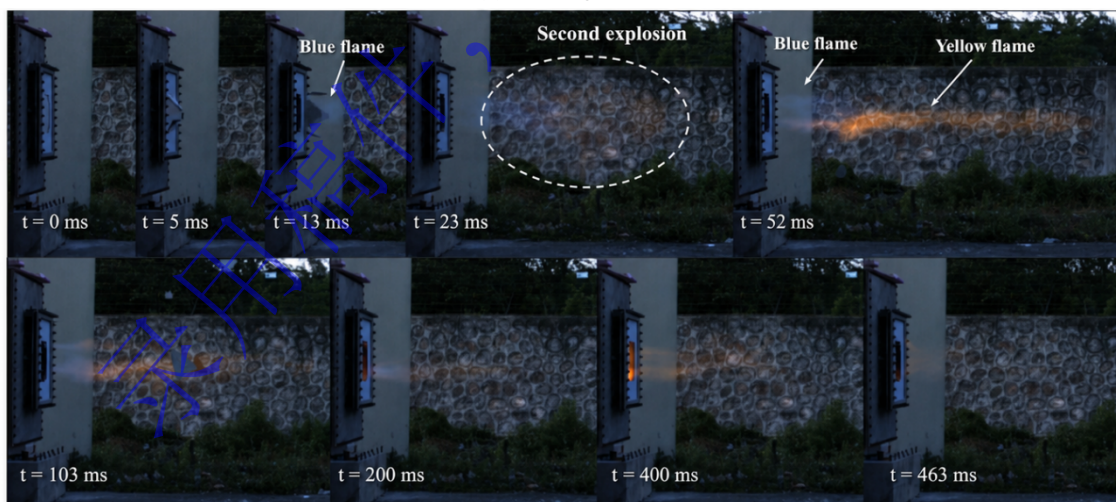
内燃烧—流动耦合不断增强的直接表征^[72, 73]。对于小长径比空间, 更常见的并非典型郁金香火焰本身, 而是受壁面约束、区域连通、泄压诱导流及障碍物扰动共同作用下形成的皱褶化、不对称化、局部偏折和喷射化火焰前锋^[2, 75, 76]。这些形态变化不仅决定火焰传播速度和热释放率的空间分布, 也为理解喷射火焰形成、外部再燃及多室连通空间中的跨区传播提供基础。

2.1.2 泄压口喷射火焰与外部火焰

在泄压条件下, 火焰传播不再局限于腔内, 而会由室内火焰传播进一步发展为泄压口喷射火焰和外部火焰。当泄压构件开启后, 未燃混合气体及部分高温燃烧产物经开口排出, 在内外压差和排放诱导流共同作用下, 火焰前锋会向泄压口方向偏转并发生明显拉伸, 形成喷射火焰^[18, 64, 76, 77]。随着火焰继续穿出开口并点燃外部未燃燃气云, 喷射火焰可进一步发展为外部爆炸火焰、剧烈火焰射流以及后续外部火焰排放等阶段, 而其形态与强度受喷出速度、外部未燃气云尺度以及火焰到达开口时序共同控制^[18, 77, 78]。Xing 等^[78]在 4.5 m³ 矩形腔体甲烷泄压爆炸试验中, 将外部火焰演化划分为外部爆炸、蓝色剧烈火焰射流和黄色火焰排放三个阶段, 图 4 展示了泄压后火焰由腔内传播向开口外火焰发展的过程。



(a) Rear ignition



(b) Central ignition



(c) Front ignition

图 4 不同点火位置下矩形腔体甲烷泄压爆炸外部火焰演化图像^[78]

Fig. 4 External flame evolution of vented methane explosions in a rectangular chamber under different ignition positions

点火位置和泄压面积是影响外部火焰形态的主要因素。Xing 等^[78]的结果表明,在相同泄压面积下,后部点火产生最长外部火焰和最高温度,前部点火产生最短外部火焰和最低温度峰值,中心点火则对应最大的外部火焰直径。这是因为后部点火时,火焰到达泄压口前传播距离较长,泄压开启后可排出更多未燃气体,并在开口外形成较长火焰射流;而前部点火时,火焰较早靠近泄压口,外部未燃气云形成不足,外部火焰主要表现为短时黄色火焰排放。随着泄压面积增大,外部火焰直径和高温区范围增大,而持续的细长高速火焰射流相对减弱;当泄压面积较大时,后部点火和中心点火条件下还可观察到蘑菇状外部火焰,其前缘存在明显侧向偏转。这说明,外部火焰并非简单轴向喷流,而是会随点火位置、泄压面积、外排未燃气体量和外部卷吸过程发生长度、宽度和形态转换。

泄压开启压力和混合气组成也会改变喷射火焰及外部火焰形态。Guo 等^[18]关于富氢—空气泄压爆炸的研究表明,泄压开启压力会改变外部火焰速度和喷射演化过程,但在其试验条件下,外部火焰最大长度对泄压开启压力并不敏感。Yang 等^[77]在顶部泄压条件下研究掺氢甲烷混合气体时发现,火焰在泄压失效前可由近球形逐渐拉伸为椭球形,泄压后外部爆炸和火焰发展随当量比变化而改变。Qi 等^[79]则指出,随着掺氢比例增加,火焰表面由相对光滑转向裂纹化,反映出更强的失稳倾向。因此,喷射火焰和外部火焰的形态不仅受开口边界控制,也受燃料反应活性、当量比和火焰本征不稳定性影响。

对于小长径比空间,更值得关注的是喷射火焰和外部火焰对后续灾变演化的反馈作用。一方面,喷射火焰决定外部未燃气云的形成方式及外部再燃范围;另一方面,一旦外部未燃气云被后续高温产物或火焰点燃,就会形成外部爆炸并反向影响内部传播。Xing 等^[78]明确指出,外部爆炸本质上是先排出的未燃气体被后续排出的已燃高温气体点燃所致,且点火位置和开口面积会显著影响其强度和持续时间。此外,Wang 等^[2]在小长径比 L 形泄压空间中的二维实验进一步表明,外部二次爆炸可显著抑制后续火焰释放,并在特定泄压口一点火位置关系下诱发火焰回返和火焰碰撞,从而使外部再燃、内部火焰传播与压力反馈之间形成更强耦合。

综上,泄压口喷射火焰与外部火焰是小长径比空间泄压爆炸中具有代表性的火焰传播模式。其核心特征不是单纯火焰喷出,而是室内火焰、泄压排放、外部未燃气云和环境卷吸共同作用下形成的非正常外部火焰结构。

2.1.3 多室连通空间中的火焰传播

与单室空间相比,多室连通结构中的火焰传播表现出更强的阶段性和空间耦合特征。门洞、走廊及相邻房间不仅延长了火焰传播路径,更重要的是会通过室间压差和连通口流动重组局部流场,使未燃气体迁移、火焰穿门洞喷射和相邻空间内再扩展相互耦合,从而形成不同于单室空间的传播过程^[15-17, 80]。在实际建筑空间中,点火室内火焰发展初期,燃烧膨胀会推动未燃气体经门洞向相邻房间迁移;随后,随着门洞两侧压力和泄压状态变化,火焰可在连通口附近发生拉伸、喷射和卷吸,并进一步进入相邻空间传播^[15-17]。

已有研究表明,跨室压差所诱导的气体流动是多室火焰传播区别于单室传播的关键因素。Pedersen 等^[15]对双室大尺度泄压爆炸的研究指出,两室之间的门开启/关闭状态及两侧泄压条件会显著影响爆炸发展过程;在门洞连通条件下,火焰传播与压力峰形成不再由单个房间内的燃烧过程单独决定,而与室间流动、门洞局部扰动及外部爆炸反馈共同相关。其结果表明,多室条件下第二压力峰的形成机理明显复杂于单室爆炸,门洞流动在其中起到了重要作用。

Polandov 等^[16]的双室模型研究进一步揭示了相邻空间对火焰传播的双重作用:当点火位置靠近连通口时,先进入相邻室的主要是已燃高温产物,此时相邻室更多表现为阻尼容腔,双室条件下的压力并不高于单室;而当点火位置位于主室内部、尤其在中心与窗口之间区域时,未燃混合气可先

穿过连通口进入相邻室，并在通道扰动作用下形成更大的火焰面，从而使双室条件下的峰值压力显著高于单室。该结果说明，多室火焰传播并非简单的空间串联，而是点火位置、连通口输运和相邻空间内燃烧共同作用的结果。其火焰序列如图 5 所示，门开启后火焰前锋会沿连通口方向明显拉伸，并继续向相邻房间扩展，且双室爆炸历时长于单室条件。



图 5 双室连通空间内气体爆炸火焰传播过程图像^[16]

Fig. 5 Flame propagation process of gas explosions in a twin-compartment enclosure

对于建筑多室空间，更值得关注的是泄压不对称条件下的门洞喷射膨胀火焰。Tomlin 等^[17]在两间 22 m³ 连通房间的大尺度试验中发现，当两室均设泄压口但泄压能力不对称时，火焰传播模式会发生明显改变。尤其当点火房间泄压能力较弱时，爆炸发展不再主要受总泄压面积控制，而会形成由泄压驱动的喷射膨胀火焰，经门洞进入相邻房间并向远端泄压口传播，该过程可成为主导压力峰形成的主要机制。研究同时表明，两室均采用较大泄压口时整体超压最低，而一旦任一房间泄压能力降低，特别是点火房间泄压口较小时，跨室火焰喷射和湍流增强会使超压明显升高。

除典型双室/多室体系外，近年来对复杂连通空间的研究也表明，非规则空间构型同样会诱发明显的区域耦合传播。Wang 等^[2]在小长径比 L 形泄压空间中的二维实验发现，受空间转角和泄压口一点火位置关系共同影响，火焰在不同区域间的传播会出现火焰回返和火焰碰撞等突变模式，并可导致局部剧烈燃烧和异常压力峰。虽然 L 形空间并不等同于独立房间一门洞体系，但其结果说明，只要空间内部存在明显区域分隔、连通转折或非对称泄压路径，火焰传播就可能发生路径重组和区域再强化。

因此，多室连通空间中的火焰传播不宜简单视为单室传播的顺序延伸，而应理解为门洞压差驱动下的未燃气体迁移、火焰穿门洞喷射及相邻空间内再强化过程^[15-17]。对小长径比建筑空间而言，房间连通方式、门洞位置、泄压不对称性及点火位置会共同决定火焰传播方向、传播强度及其与压

力峰形成之间的对应关系；而复杂连通空间中的区域回返和火焰碰撞现象，则进一步表明实际建筑气爆传播具有显著的空间耦合特征。

2.2 火焰传播速度及表征方法

火焰传播速度是刻画气体爆炸发展强度和热释放速率的关键参数之一。对于小长径比受限空间，火焰传播速度不仅反映火焰前锋推进快慢，还与火焰面形变、局部湍流增强、未燃气体压缩、泄压诱导流以及压力峰形成过程密切相关^[75, 81]。然而，现有文献中层流燃烧速度、表观火焰速度和湍流火焰速度等概念常被交替使用，若不加区分，容易造成不同实验结果和模型参数之间的误读。因此，有必要先对相关概念进行界定，再讨论其模型表达及主要影响因素。

2.2.1 燃烧速度、燃速与火焰速度

从燃烧学意义上讲，层流燃烧速度是相对于未燃混合气体、沿火焰法向的本征传播速度，反映预混气体在给定温度、压力和组分条件下的反应活性^[82-87]。它本质上是扩散、化学反应和放热过程综合作用的结果，通常可通过平面稳态火焰、球形膨胀火焰或热通量法等实验获得^[82, 83, 85, 86, 88, 89]。因此，层流燃烧速度应理解为混合气体的基础燃烧特性参数，而不是特定受限空间中直接观测到的火焰前锋移动速度。

与此不同，实验图像或传感器阵列中直接获得的火焰前锋速度，通常是火焰面相对于实验坐标系的表观传播速度。该速度除受本征燃烧影响外，还叠加了未燃气体流动、热膨胀诱导流、壁面约束和泄压扰动等效应，因此一般不等同于层流燃烧速度^[88-90]。对于受限空间爆炸，尤其是带泄压口或内部障碍物的空间，文献中常见的火焰尖端速度、平均火焰速度或最大火焰速度，多属于这一类表观速度。因此，在引用实验火焰速度数据时，需要明确其获取方式：是基于火焰前锋位移或到达时间计算的表观速度，还是经流场修正后得到的相对于未燃气体的传播速度。

在实际爆炸场景中，火焰传播常受到湍流扰动影响，此时可用湍流火焰速度描述火焰面在湍流作用下的总体推进能力^[91-96]。湍流火焰速度既受层流燃烧速度控制，又取决于湍流脉动强度、积分尺度、密度比以及火焰一端流相互作用方式，因此它并不是气体本身的单一物性，而是流动和反应耦合作用下形成的有效传播速度^[94-96]。当大尺度湍流使火焰面发生拉伸、折叠和褶皱时，火焰面积增大，整体燃烧速率提高；当小尺度湍流增强热量和质量传递时，局部燃烧过程也可能被强化。

对小长径比空间爆炸而言，实验中给出的最大火焰速度、平均火焰速度和火焰尖端速度，通常应首先理解为表观火焰速度；而在经验关联式或计算流体力学（computational fluid dynamics, CFD）子模型中，则需要进一步区分层流燃烧速度与湍流火焰速度。前者用于描述混合气本征反应活性，后者用于描述湍流褶皱、流动输运和火焰面积增长共同导致的有效燃烧增强。因此，讨论火焰速度时，应结合其定义、测量方法和适用场景加以区分，避免把本征反应活性、实验观测速度和模型中的有效湍流火焰速度混为一谈。

2.2.2 火焰速度模型与经验关联

层流燃烧速度（ S_L ）的计算和测量是火焰传播建模的基础。大量研究采用幂律形式将层流燃烧速度与初始温度、初始压力联系起来^[82, 83, 85, 86]，其典型表达可写为在参考状态下用温度指数和压力指数修正基准层流燃烧速度：

$$S_L = S_{L,0} \left(\frac{T_u}{T_0} \right)^\alpha \left(\frac{P_u}{P_0} \right)^\beta \quad (7)$$

式中： S_L 为给定工况下层流燃烧速度， $S_{L,0}$ 为参考状态下的层流燃烧速度， T_u 和 P_u 分别为未燃混合气初始温度和初始压力， T_0 和 P_0 为参考温度和参考压力， α 为温度指数， β 为压力指数。该类模型形式简洁、便于工程使用，但其指数参数通常随燃料种类、当量比、稀释条件和测量方法变化，因此本质上仍属于特定工况下的经验关联。

随着数字影像和球形膨胀火焰测量技术的发展，基于火焰半径—时间关系反演层流燃烧速度和Markstein参数的方法得到广泛应用^[85, 86, 89]。对于球形膨胀火焰，火焰前锋的拉伸速率通常可表示为

火焰面积变化率与火焰半径、传播速度之间的关系：

$$K = \frac{1}{A} \frac{dA}{dt} = \frac{2}{r_u} S_n \quad (8)$$

式中： K 为火焰拉伸速率， A 为火焰面积， r_u 为未燃气侧火焰半径， S_n 为拉伸火焰传播速度。进一步地，拉伸火焰传播速度与未拉伸火焰传播速度之间常采用线性关系进行外推：

$$S_n = S_L - L_b K \quad (9)$$

式中： S_L 为未拉伸火焰传播速度， L_b 为 Markstein 长度，反映火焰速度对拉伸效应的敏感程度。利用这类方法不仅可获得未拉伸层流燃烧速度，还可进一步分析火焰拉伸效应及热扩散稳定性；热通量法则适用于稳态平面火焰测量，并已用于天然气组分及其替代燃料混合物层流燃烧速度关联式的建立^[88]。需要强调的是，这些方法服务于基础燃烧参数的获取和修正，所得 S_L 不能简单等同于受限空间内由图像直接观测到的火焰前锋推进速度。

对于湍流火焰速度，经典理论首先强调火焰面面积增长的作用。Damköhler^[91]给出了两个经典极限：在弱湍流条件下，火焰速度增加主要来源于火焰面的皱褶化和面积增大；在强湍流条件下，小尺度涡流对预热区和混合过程的影响增强，火焰速度与湍流交换作用更为密切。此后，相关模型逐步从单一标度关系发展到多尺度描述。Sivashinsky^[93]通过级联重正化思路讨论了多尺度湍流结构对火焰速度的贡献；Kolla 等^[94]则基于反应—扩散前沿传播分析框架（Kolmogorov - Petrovskii - Piskunov, KPP），从反应、扩散和湍流输运共同作用角度提出了适用于不同燃烧区间的湍流火焰速度表达形式，其一般可概括为层流燃烧速度与湍流强度、密度比及火焰—湍流特征时间尺度共同决定的函数关系：

$$S_T = f(S_L, u', l_t, \rho_u/\rho_b, \tau_f, \tau_t, \dots) \quad (10)$$

式中： S_T 为湍流火焰速度， S_L 为层流燃烧速度， u' 为湍流脉动强度， l_t 为湍流积分尺度， ρ_u/ρ_b 为未燃/已燃气体密度比， τ_f 与 τ_t 分别表示火焰和湍流的特征时间尺度。该类表达强调的是湍流火焰速度并非单一燃料物性，而是由燃料反应活性、湍流结构和火焰—湍流相互作用共同决定。

相较之下，Sohn 等^[96]讨论的是谐波扰动近场火焰中的未拉伸湍流火焰速度和湍流 Markstein 长度，更适用于降阶模型和非定常受迫火焰问题，而不宜直接视为建筑空间爆炸中普适的火焰传播速度经验式。若需表达该类模型的基本形式，可写为：

$$S_{T,eff} = S_{T,0} - \sigma_T \langle \kappa \rangle \quad (11)$$

式中： $S_{T,eff}$ 为等效湍流火焰速度， $S_{T,0}$ 为未拉伸湍流火焰速度， σ_T 为湍流 Markstein 长度， $\langle \kappa \rangle$ 为平均曲率。该表达可用于说明曲率或火焰面形变对等效湍流火焰速度的修正作用，但其适用对象与建筑泄压爆炸中的表观火焰前锋速度并不相同。

面向建筑空间和泄压爆炸的工程预测，常用做法并非直接求解详细火焰面结构，而是将层流燃烧速度、火焰不稳定性、泄放扰动和流动增强等因素并入经验关联式或简化燃烧子模型^[97]。这类模型通常以标准层流燃烧速度为基准，再通过温度、压力、当量比、火焰雷诺数、泄压口特征尺度或扰动系数等对其进行修正。例如，部分泄压爆炸工程关联式会同时引入层流燃烧速度、泄压面积、容器体积、膨胀比和湍流修正因子，以便在不解析火焰细节的情况下估计泄压压力或火焰传播效应。其优点是参数较少、计算效率高，适于工程快速评估；但局限也十分明显：多数模型建立在特定容器、特定气体、均匀预混、单一泄压口或较规则几何条件下，跨尺度、跨构型推广能力有限。因此，经验模型可以作为建筑爆燃分析中的实用工具，但不宜脱离其试验背景和参数定义做过度外推。

表 2 火焰传播速度相关模型的分类及适用性比较

Table 2 Classification and applicability of flame propagation velocity-related models

模型类型	公式对应	用途/适用对象	主要局限	代表文献
------	------	---------	------	------

模型类别	公式对应	用途/适用对象	主要局限	代表文献
层流燃烧速度关联	式 (7)	估算基础燃烧速度；为湍流燃烧模型和 CFD 子模型提供输入	不能代表受限空间内火焰速度；不反映障碍物、泄压和诱导流作用	[82-86, 88]
球形膨胀火焰法	式 (8)、(9)	反演未拉伸层流燃烧速度及火焰拉伸敏感性	适合基础参数获取，不适合直接描述建筑空间复杂传播过程	[85, 86, 89]
热通量法稳态平面火焰	式 (7) 相关	获取高精度稳态层流燃烧速度；建立燃料/天然气替代燃料模型关联式	不描述受限空间内火焰传播、压力波和泄压耦合	[88]
Damköhler 湍流火焰速度模型	式 (10) 经典极限	解释湍流增强火焰速度的基本机制	偏理论极限，难覆盖壁面、障碍物和泄压边界耦合效应	[91]
重正化/多尺度湍流火焰速度模型	式 (10) 框架	描述多尺度湍流对火焰速度的累计影响	理论抽象性较强，与工程场景之间需参数转换	[93]
跨燃烧区间半经验模型	式 (10) 框架	统一描述不同预混湍流燃烧区间下的湍流火焰速度	难反映障碍物一壁面一泄压耦合导致的阶段性加速	[94]
受迫火焰降阶模型	式 (11)	用于谐波受迫火焰、降阶模型和燃烧不稳定性分析	不宜作为建筑空间爆炸中的普适火焰传播速度经验式	[96]
建筑爆燃工程简化模型	无统一公式	建筑爆燃压力、结构荷载和防护设计快速评估	依赖实验条件和简化假设，难解析火焰路径、门洞射流和障碍物尾流	[97]

表 2 对比了上述火焰传播速度相关模型的表达对象、适用范围及局限性。层流燃烧速度模型主要服务于基础燃烧参数获取，湍流火焰速度模型强调理想化预混湍流火焰中的面积增长和多尺度作用，而建筑爆燃工程简化模型更强调工程适用性和计算效率。对于小长径比受限空间爆炸，单一模型通常难以同时覆盖组分变化、障碍物扰动、泄压诱导流和局部流动重构等多重作用，因此更合理的做法是将基础燃烧参数、流动增强机制和具体空间构型结合起来综合分析。

2.3 火焰传播速度的影响因素

火焰传播速度受组分、结构与流动三类因素共同控制，其中混合气反应活性决定基础燃烧能力，障碍物和几何边界决定火焰面形变与局部流场结构，泄压和点火条件则决定非定常流动重构和后续加速路径。对小长径比空间而言，这些因素通常并非独立起作用，而是通过火焰面面积增长、局部湍流增强和传播模式转换表现出明显的耦合作用。因此，分析火焰传播速度时，不宜仅比较某一时刻的最大速度，还应结合火焰传播阶段、火焰形态变化和局部流场条件判断其加速来源。

2.3.1 混合气本征燃烧特性

从混合气本征燃烧特性看，当量比、初始温度、初始压力及掺氢比例都会改变层流燃烧速度、火焰厚度、Lewis 数和 Markstein 参数^[82-87, 89, 98, 99]。例如，甲烷—氢气—空气或天然气—氢气—空气体系中，掺氢通常会提高未拉伸层流燃烧速度，并改变 Markstein 长度、临界失稳半径和火焰表面形态^[98, 99]。这意味着组分变化不仅改变火焰的基础燃烧能力，也会通过热—扩散稳定性和流体动力学不稳定性影响火焰是否更容易起皱、失稳和加速。因此，组分效应在受限空间内不应仅理解为反应活性增强，还应理解为对后续火焰形态演化和传播速度增长潜力的基础调制。

2.3.2 空间结构、点火与泄压边界作用

从结构效应看，障碍物和拥塞是影响火焰速度的最直接因素之一。已有研究表明，障碍物并非只是简单缩小有效空间，而是会通过火焰绕流、尾流湍流、回流区、局部收缩通道和剪切层显著改变火焰前锋附近的流场结构，从而加速火焰传播。以大尺度泄压天然气爆炸研究为例，障碍物阵列和家具类拥塞均可通过改变流场和湍流强度提高火焰速度和超压，但二者作用强度并不完全相同；面积堵塞率、障碍物间距、障碍物形状及其是否位于火焰传播路径上，往往比单一体积堵塞率更能反映其加速作用^[44-47]。因此，障碍物作用不能被简化为单一堵塞率参数，还应考虑其几何尺度、截面突变形式、布置方式及与壁面和泄压口的相对关系。

点火条件、空间几何和泄压边界同样会改变火焰速度的阶段性演化。点火位置决定火焰初始传播方向及其到达壁面、障碍物和泄压口的先后顺序；空间几何决定火焰传播路径和局部收缩/扩展形式；泄压边界则通过改变外排流速、内外压差和泄压诱导流影响火焰前锋形变。已有研究表明，火焰在到达障碍物前、越过障碍物过程中和越过障碍物之后可表现出不同速度演化规律^[100]；在泄压条件下，火焰到达开口前后还会经历由室内传播向喷射火焰和外部火焰发展的转变^[101, 102]。因此，受限

空间内的火焰速度不是一个可由单一时刻或单一位置概括的常数，而是受点火位置、传播路径、障碍物作用阶段和泄压状态共同控制的时空演化量。在实验图像或数值结果中提取火焰速度时，应明确其对应的是点火初期、障碍物作用阶段、泄压喷射阶段还是外部火焰发展阶段。

2.3.3 多因素耦合影响

对于小长径比建筑空间，尤其需要强调泄压与障碍物之间的耦合作用。泄压开启并不必然单纯削弱火焰传播；在某些工况下，泄压可增强局部流动重组、射流卷吸和剪切层发展，使火焰面进一步拉伸和起皱。大尺度泄压天然气爆炸研究表明，在给定拥塞条件下，泄压口缩小可使火焰接近泄压口时速度升高，但当泄压流速达到局部声速后，继续减小泄压口可能反而降低整体火焰速度，说明泄压面积对火焰速度的影响具有明显非单调性^[45-47]。在小长径比空间中，障碍物、开口和壁面通常距离较近，火焰传播很快受到多重边界同时作用，其加速过程往往表现为局部收缩—剪切增强—火焰起皱—传播加速的连续链条。这也解释了为什么在相同燃料和相近泄压面积条件下，不同房间布局或障碍物布置仍可能产生明显不同的火焰速度和压力响应。此外，外部扰动和主动控制也会改变火焰速度的形成机制。甲烷/氢气/空气预混火焰在惰性气体主动喷入条件下，既受到惰性稀释抑制，又会受到喷入扰动所诱导的局部湍流增强作用，二者之间存在明显竞争关系。在一定时间窗内，注入扰动甚至可能主导火焰传播过程，使最大火焰速度和超压先升后降^[103]。

综上，对小长径比受限空间而言，火焰传播速度不能简单视为混合气体的单一燃烧参数，而应理解为火焰面面积增长、局部湍流增强和非定常流动重构共同作用的结果。组分改变基础燃烧速度和稳定性，障碍物与边界改变火焰面结构和局部湍流，泄压和点火条件则改变传播路径与时序；三者叠加后，最终表现为受限空间中特有的阶段性加速、局部突跃和传播模式转换。因此，火焰传播速度分析应由单因素—单指标比较，转向组分反应性—空间结构—泄压流动—传播阶段的耦合分析框架。

3 火焰—流动—压力耦合机理

小长径比受限空间中的气体爆炸，是燃烧放热、气体膨胀、压力波传播、局部流动重构和泄压边界响应共同作用的非定常过程。火焰传播推动未燃气体运动并产生压力波；压力波及其诱导流又反过来改变火焰前锋形态、局部湍流强度和热释放速率；泄压口、门洞、障碍物和相邻房间进一步改变质量交换路径和压力反馈方式。因此，该类爆炸不能简单理解为火焰传播导致压力升高的单向过程，而应视为火焰、流动和压力之间相互反馈、阶段转换和空间耦合的结果。加之小长径比空间的长、宽、高通常处于同一量级，火焰在较短距离内即受到壁面反射、门窗泄压、局部障碍物、室间连通口和外部环境共同影响，其耦合过程更容易表现为多方向传播、多峰压力响应、局部快速加速和主导机制转换。因此，下面主要围绕典型耦合机制、耦合演化过程和复杂建筑场景模拟，归纳小长径比受限空间中火焰—流动—压力耦合机理。

3.1 典型耦合机制

小长径比受限空间中的火焰—流动—压力耦合机制并非彼此孤立，而是在不同阶段、不同位置 and 不同边界条件下相互叠加。已有研究表明，Rayleigh - Taylor 类失稳、Helmholtz 振荡与声学耦合、外部爆炸—反压反馈以及障碍物诱导的流动—燃烧正反馈，是解释压力峰增强、火焰加速、后期振荡和跨室二次增压的重要机制。

3.1.1 Rayleigh-Taylor 类失稳

在受限空间爆炸中，通常所称的 Taylor 不稳定性更准确地表现为压力波、反射波或外部反压作用下火焰前锋经历加速/减速时产生的 Rayleigh - Taylor 类界面失稳。当火焰前锋两侧存在显著密度差，且界面加速度方向使低密度可燃气体推动高密度未燃混合气体时，界面扰动容易被放大，火焰前锋可能出现起伏、卷曲、尖点、褶皱甚至局部破碎。这一过程会增大火焰面积，提高瞬时燃烧速

率,并进一步影响压力增长过程^[104-106]。

相关研究表明, Rayleigh - Taylor 类失稳在不同燃烧场景中具有不同表现形式。Leo 和 Zhang^[105]在近可燃极限甲烷-空气爆炸实验中发现,由于火焰传播速度较低,压力梯度、密度梯度和浮力作用对球形火焰结构的影响更为明显, Rayleigh - Taylor 失稳会导致火焰前锋变形、位置上移并最终出现火焰面破碎。Qian 和 Liberman^[106]的数值研究进一步表明,普通郁金香火焰的前锋反转主要由火焰减速产生的稀疏波控制,而不是由 Rayleigh - Taylor 或 Darrieus - Landau 失稳直接导致;但在后期阶段,火焰与反射压力波碰撞可产生较大的加速度变化,并诱发短波长 Rayleigh - Taylor 失稳,从而形成扭曲郁金香火焰。

Rayleigh - Taylor 类失稳的关键意义在于,它能够把压力扰动或流动加速度转化为火焰面增皱和热释放增强过程。换言之,压力波并非仅是燃烧放热后的被动结果,也可能通过诱导界面失稳放大火焰面变形,从而形成压力扰动—火焰增皱—热释放增加—压力再增强的反馈链条^[49, 104-106]。对小长径比空间而言,由于壁面近、传播距离短、反射波返回快,火焰更容易在较短时间内经历加速与减速切换,因此 Rayleigh - Taylor 类失稳可能较早参与火焰面变形,并与泄压喷射、外部反压和后期振荡相互叠加^[32, 36, 64, 76]。

需要指出的是, Rayleigh - Taylor 类失稳主要用于解释密度界面在加速度作用下的火焰面失稳及其燃烧放大效应,不宜泛化为所有火焰—流动—压力耦合现象的统一解释。在外部爆炸—反压反馈过程中,外部爆炸形成的压力波及反向压缩通常是主导反馈链条, Rayleigh-Taylor 类失稳更多表现为火焰面变形和燃烧强化的次级放大机制;在障碍物诱导加速过程中,剪切层、尾流湍流和火焰褶皱通常是更直接的控制因素。因此, Rayleigh-Taylor 类失稳应作为压力扰动或加速度作用下火焰界面失稳放大的典型机制,而不宜替代对泄压反馈、声学振荡和障碍物湍流等耦合过程的具体分析。

3.1.2 Helmholtz 振荡与声学耦合

在泄压条件下,腔体与泄压口可构成典型的空腔—颈口系统,燃烧使腔内压力升高,未燃混合气体和燃烧产物经泄压口向外排出;当内外压差减弱甚至局部反转后,外部气体或回卷流又可能进入腔体,从而形成质量交换、压力起伏和流动往复过程^[25, 36, 49]。这种由泄压流动惯性和腔体容积效应共同控制的低频振荡,通常可表现为 Helmholtz 振荡。它不仅会改变腔内压力水平,还会对火焰前锋施加周期性交替的速度场和加速度场,使火焰位置、形状和传播速度发生相应变化^[25, 36, 49]。

除了低频 Helmholtz 振荡,受限空间爆炸后期还可能出现高频声学耦合现象。按照燃烧不稳定性理论中的 Rayleigh 准则,当热释放波动与声压波动在相位上有利于向声场输入能量时,声压振幅可能持续增长并形成自激振荡^[4]。对受限空间爆炸而言,火焰面积和热释放率的非定常变化既可能响应声波扰动,也可能反过来增强腔体声学模态,从而形成火焰、声波和压力振荡之间的耦合^[49, 51]。

Bauwens 等^[49]指出,泄压爆炸后期复杂压力峰与火焰失稳和声学响应密切相关;相关可视化研究也表明,泄压后的低频振荡可使火焰前锋在泄压口附近发生往复运动;而高频压力振荡常出现在火焰前锋接近壁面并与反射压力波、腔内声波相互作用的阶段,反映了火焰前锋、压力波和腔体声学模态之间的耦合过程^[36]。

对于小长径比空间而言, Helmholtz 振荡与高频声学耦合往往不是彼此割裂的。前者控制整体容积交换与低频压力摆动,后者反映局部热释放与声波之间的相位匹配;在某些工况下,低频往复流动会改变火焰位置、喷射强度和局部流速分布,为高频声学模态的建立提供边界条件,从而形成低频驱动—高频放大的复合振荡过程^[36, 49, 51]。因此,小长径比泄压爆炸后期压力历程中的振荡峰,通常不宜简单归因于单一声学模态或单一容积振荡,而应结合腔体几何、泄压口尺度、火焰位置、热释放波动和内外流动交换过程综合分析。

3.1.3 外部爆炸及反压反馈

外部爆炸—反压反馈是小长径比泄压爆炸最具特征性的耦合机制之一。其核心过程可概括为未燃气体喷出一外部可燃云形成—外部再燃/爆炸—逆向压力梯度建立—反压回传的内外联动反馈链。

在泄压初期, 未燃混合气体可能先于主火焰经泄压口排出, 在外部形成局部可燃云; 随后, 喷射火焰或后续火焰到达外部云团并将其点燃, 形成外部再燃甚至局部外部爆炸。当外部压力迅速升高并接近或超过泄压口附近的内部压力时, 泄压口两侧压差发生削弱、反转或振荡, 外部压力波和高温燃烧产物可能向腔内回传, 进而抑制后续泄放、压缩内部未燃气体并改变腔内火焰传播状态。

已有研究从不同角度证实了这一内外联动过程。Ferrara 等^[32]在泄爆导管研究中指出, 内部爆炸与外部爆炸并非简单先后串联, 而是存在显著相互作用, 外部压力的建立会改变内部流动和后续燃烧状态。Bauwens 等^[25]进一步指出, 外部爆炸引起的反压可能改变峰值压力, 并通过火焰受压和火焰面失稳等过程促使火焰再次加速。Molkov 等^[107]提出的相干爆燃概念也表明, 在特定泄压条件下, 内部火焰、外部可燃云燃烧和压力反馈可构成相互联系的整体燃烧过程。Li 等^[35]、Guo 等^[29]以及 Luo 等^[42]的实验研究则说明, 浓度、点火位置、泄压口位置、障碍物和爆破膜开启压力等因素, 会改变外部云团形成、外部火焰传播和外部压力峰特征, 进而影响外部爆炸对内部压力历程的作用程度。

外部爆炸及反压反馈的主控环节在于外部可燃云的形成、点燃时序及外部压力向腔内的反馈过程。Rayleigh - Taylor 类失稳并非外部爆炸—反压反馈的主导链条, 但外部爆炸形成的反压和返回压力波可改变火焰前锋的加速度状态, 从而为 Rayleigh - Taylor 类界面失稳提供触发条件, 即在火焰受到反压或返回压力波作用并经历减速、压缩或逆向加速度时, 进一步放大火焰褶皱和燃烧速率的次级机制^[25, 32]。因此, 外部爆炸—反压反馈应首先理解为室内泄压排放、外部再燃和压力回传之间的内外耦合过程, 而不是单纯的火焰面失稳问题。

Wang 等^[2]在小长径比 L 形泄压空间中的二维实验进一步表明, 外部二次爆炸可显著影响后续火焰释放过程, 并在特定泄压口—点火位置关系下诱发火焰回返和火焰碰撞。如图 6 所示, 火焰经泄压口喷出后, 外部二次爆炸和局部压力反馈会改变原有火焰释放方向, 使火焰出现回返、碰撞和不稳定燃烧等现象。这说明外部再燃并非仅发生在腔外的附属燃烧过程, 而可能通过反压和压力梯度重新组织腔内外火焰传播路径, 使外部燃烧、内部火焰释放和压力反馈形成双向耦合。

因此, 分析泄压爆炸时, 外部爆炸及反压反馈不应只作为泄压后的附属现象, 而应作为影响主导压力峰、火焰再加速和结构破坏分布的重要耦合机制。在多室或复杂连通空间中, 门洞、走廊和相邻房间还可能形成类似内部泄压—局部再燃—压力回传的跨区反馈路径, 使外部爆炸机制扩展为不同空间之间的二次燃烧和压力重分配过程。

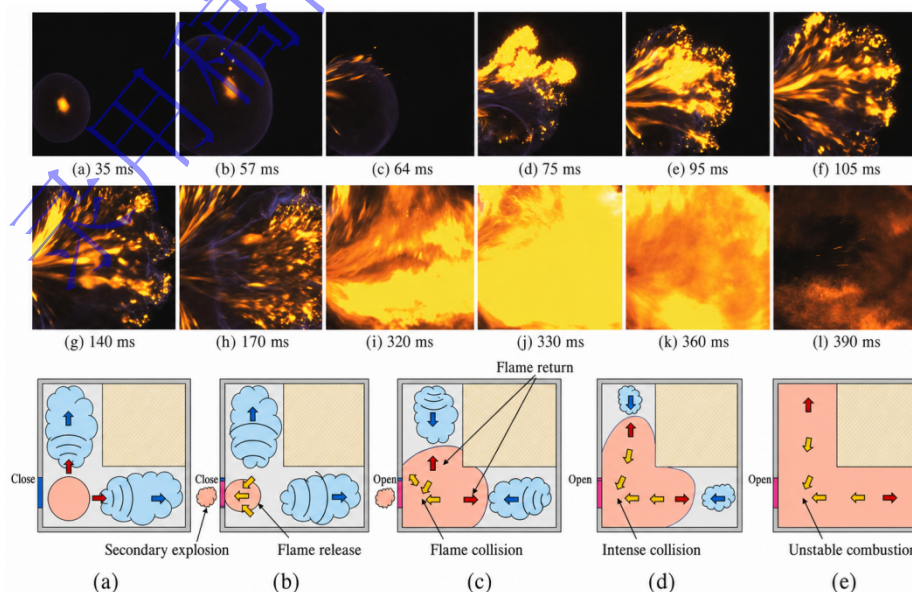


图 6 小长径比 L 形泄压容器内甲烷—空气预混爆炸火焰图像与传播示意图^[2]

Fig. 6 Flame images and propagation schematic of premixed methane-air explosions in a small length-to-diameter L-shaped vented vessel

3.1.4 障碍物诱导的流动—燃烧正反馈

障碍物、家具和设备拥塞是建筑室内爆炸中最常见的流场重构因素。未燃气体和火焰绕过障碍物时，会在障碍物前方形成压缩流，在侧边形成高速剪切层，在后方形成尾流和回流区。这些流动结构会改变火焰前锋附近的速度分布、湍流强度和火焰面受拉伸状态，使火焰面由相对光滑逐渐转向褶皱、折叠和局部破碎，从而增大有效火焰面积和质量燃烧速率。已有大尺度泄压爆炸和家具拥塞试验表明，障碍物的作用不仅取决于体积阻塞率，还与障碍物是否位于火焰传播路径上、障碍物形状、面积阻塞率、间距以及尾流中未燃气滞留状态密切相关。

从流动不稳定性角度看，障碍物附近形成的强剪切层可诱发 Kelvin - Helmholtz (K - H) 类失稳。当障碍物两侧或障碍物后方存在明显速度差时，剪切层可能卷起并形成涡结构和再循环区；火焰进入这些区域后，火焰前锋会被拉伸、折叠并与尾流湍流相互作用，进一步提高局部热释放速率和压升速率^[44-47]。因此，障碍物诱导的流动—燃烧正反馈可概括为障碍物/拥塞—剪切层与尾流形成—火焰褶皱和折叠—燃烧速率提高—压力梯度增强—前方流动进一步加速的链条。

障碍物效应还会与泄压边界发生耦合。Pang 等^[46, 47]关于厨房天然气爆炸的研究表明，拥塞与泄压面之间存在明显协同作用；大尺度泄压爆炸研究也显示，在给定拥塞条件下，泄压口尺寸会同时影响内部火焰速度、障碍物尾流湍流强度和外部爆炸过程。这说明障碍物效应并不局限于腔内火焰加速，还可能通过改变泄压射流结构、外排未燃气分布和外部爆炸强度，间接影响多峰压力结构。

因此，障碍物不宜被简单视为提高湍流度的单一因素，而应理解为把火焰传播路径、局部流动组织和压力演化直接耦合起来的关键放大器。其作用首先表现为腔内火焰面增皱、尾流湍流增强和燃烧增压峰放大；在泄压条件下，还可能进一步改变喷射火焰、外部爆炸峰和后期振荡峰的形成条件。因此，在分析火焰—流动—压力耦合机制时，应同时考虑障碍物的几何尺度、布置位置、间距、面积阻塞率及其与泄压口和门洞的相对关系。

上述机制表明，Rayleigh - Taylor 类失稳、Helmholtz 振荡与声学耦合、外部爆炸—反压反馈和障碍物诱导的流动—燃烧正反馈，分别从界面失稳、腔体振荡、内外压力反馈和局部湍流增强等角度，解释了小长径比受限空间中火焰—流动—压力耦合的典型表现。表 3 进一步对上述典型耦合机制及其主要特征进行了归纳。

表 3 小长径比受限空间中典型火焰—流动—压力耦合机制及其主要特征

Table 3 Typical flame-flow-pressure coupling mechanisms and main characteristics in low-aspect-ratio confined spaces

耦合机制	典型场景	触发条件	主导物理过程	主要火焰响应	主要压力响应	代表文献
Rayleigh - Taylor 类失稳	外部反压作用区、反射压力波作用区、火焰减速区	密度界面存在；不利加速度作用；界面扰动被放大	密度界面扰动放大	火焰面起伏、卷曲、褶皱化、局部破碎	局部燃烧增强，后期压力波动或压力再增长	[104-106, 108]
Helmholtz 振荡与声学耦合	泄压腔体、空腔—颈口结构、残余火焰区	腔体—泄压口周期质量交换；热释放波动与声压波动相位耦合	腔体振荡与声学模态激发	火焰前锋往复运动，残余火焰周期扰动	低频 Helmholtz 振荡，高频声学压力峰	[25, 36, 49, 51]
外部爆炸—反压反馈	泄压口外部、窗外空间、半开口外部空间	未燃气外排形成可燃云；喷射火焰点燃外部气云；外部压力回传	外部再燃产生反压，改变内外压差	喷射火焰、外部火焰、火焰回返或释放受阻	外部爆炸峰、二次压力峰、峰值合并	[25, 29, 32, 35, 42]
障碍物诱导正反馈	障碍物尾流区、剪切层、回流区、家具/设备拥塞区	火焰进入湍流区；尾流和剪切层增强；火焰面积增大	尾流、剪切层和回流区增强火焰面积	火焰褶皱、折叠、加速传播	压升速率增大，燃烧增压峰增强	[44-47]

3.2 耦合演化过程

火焰—流动—压力耦合并非由单一机制在全过程中持续主导，而是随火焰传播、边界响应、流场重构和压力波往复发生阶段性转换。Rayleigh-Taylor 类失稳、Helmholtz 振荡与声学耦合、外部爆炸及反压反馈、障碍物诱导正反馈等机制，往往在不同阶段被触发，并通过火焰面变形、诱导流增强、泄压排放和压力反馈相互叠加。因此，仅从单一机制角度难以完整解释压力峰形成、火焰再加速和后期振荡等现象，还需要从时间演化过程分析各机制之间的先后关系和耦合路径。

从整体过程看，受限空间气体爆炸通常经历由弱耦合向强耦合、由局部燃烧向全空间响应、由

单一压力增长向多峰振荡发展的过程。这类爆炸可概括为初始燃烧与诱导流形成—局部湍流增强与火焰加速—泄压喷射与外部再燃反馈—后期振荡衰减的阶段性演化过程。

3.2.1 初始燃烧与诱导流形成

爆炸初期, 点火源附近首先形成层流或弱湍流火核, 火焰前锋相对光滑, 热释放率和压力上升均较缓慢^[68, 109]。此时, 火焰传播主要受混合气体浓度、初始温度、初始压力和局部点火能量控制, 火焰—流动—压力之间仍处于弱耦合状态。因此, 该阶段的主要特征并非强烈火焰加速, 而是火核建立、早期热膨胀和初始压力扰动的形成。

但即使在初始阶段, 燃烧放热引起的气体热膨胀已经开始压缩前方未燃气体, 使其向远端壁面、泄压口或相邻空间运动, 并在腔体内部建立最初的诱导流^[110, 111]。这一诱导流的方向和强度对后续发展具有基础作用: 若其主要指向泄压口, 则火焰可能较早被泄放流牵引并形成喷射火焰; 若其受壁面或障碍物阻挡, 则可能在局部形成回流、剪切层或尾流区, 为后续火焰褶皱化和加速创造条件。因此, 诱导流不仅是燃烧产物膨胀的结果, 也是后续流场重构和火焰形态变化的初始动力条件。

与长管道中较规则的轴向初期传播不同, 小长径比空间内火焰从一开始就更容易受到周围壁面和边界的多向约束。由于火焰到壁面、泄压口或内部构件的距离较短, 早期诱导流往往不是单一轴向流动, 而是同时指向壁面、泄压口、门洞和障碍物周围空隙。这种多方向诱导流会使火焰前锋更早受到拉伸、偏折和局部剪切作用, 并成为后续二维/三维耦合增强的起点。

3.2.2 火焰加速与压力上升

随着火焰继续传播, 火焰前锋逐渐由初期相对光滑状态转变为受拉伸、褶皱和局部扰动影响的非定常结构, 火焰表面积和质量燃烧速率随之增大, 系统进入火焰加速与压力快速上升阶段^[12, 112-115]。这一阶段的核心特征不是单纯的火焰前锋位移加快, 而是火焰面积增长、局部湍流增强和热释放率提高共同导致的燃烧强化。在受限空间内, 燃烧产物膨胀会持续推动前方未燃气体运动, 诱导流与壁面、障碍物、泄压口或连通口相互作用后, 可进一步改变火焰前锋附近的速度分布和湍流强度^[75, 81]。

局部边界和障碍物作用是该阶段火焰加速的重要来源。壁面反射可改变未燃气体压缩状态, 泄压边界会牵引火焰向开口方向拉伸, 障碍物尾流和局部剪切层会促使火焰面发生褶皱、折叠和卷曲, 门洞或连通口则可能形成局部高速流动并改变火焰传播方向^[44-47, 115]。因此, 该阶段的火焰加速通常表现为局部、多方向和阶段性增强, 而不是单一方向上火焰速度的持续增长。从流动—燃烧耦合角度看, 其基本过程可概括为诱导流增强—局部剪切/尾流形成—火焰面褶皱化—燃烧速率提高—压力梯度增大。

火焰加速与压力上升之间并非单向因果关系。火焰面积增大和热释放率提高会推动压力快速上升, 而压力升高又会增强未燃气体压缩和诱导流动, 进一步改变火焰前锋形态和传播速度。这一正反馈过程可表现为火焰加速—热释放增强—压力升高—诱导流增强—火焰进一步变形和加速。从载荷表现看, 该阶段通常对应压升速率增大和燃烧增压峰形成, 是判断局部障碍物、泄压边界和连通口是否诱发耦合增强的重要阶段。

3.2.3 泄压喷射、外部再燃与压力回馈

当腔内压力达到泄压构件开启条件后, 未燃混合气体和高温燃烧产物经泄压口外排, 火焰在排放诱导流牵引下向开口方向拉伸并形成喷射火焰, 系统进入泄压喷射阶段^[25, 29, 35, 36]。与前一阶段主要由腔内火焰加速和压力增长控制不同, 该阶段的关键变化在于泄压边界由单纯的压力释放通道转变为室内外质量、动量和压力交换界面。因此, 泄压开启不仅会降低腔内压力, 也会改变未燃气体外排量、外部可燃云形成条件和火焰穿越泄压口后的传播状态。

在泄压喷射过程中, 先期排出的未燃混合气体可在外部形成局部可燃云; 当喷射火焰或后续火焰到达外部云团后, 可能触发外部再燃甚至局部外部爆炸^[25, 32, 36]。若外部再燃较强, 外部压力波和反压会削弱或短时反转泄压口两侧压差, 抑制后续泄放, 并可能改变腔内未燃气体压缩状态和火焰

传播方向。因此,泄压过程并不必然表现为单调减压,而可能在外部再燃、反压回传和腔内后续燃烧共同作用下形成新的压力峰或增强已有压力峰。

已有研究表明,点火位置、混合气浓度、泄压面积、泄压开启压力、障碍物和泄压口位置等因素,都会改变喷射强度、外部可燃云规模、外部火焰传播和压力峰结构^[29, 35, 36, 42]。其中,泄压开启压力会影响泄压时刻和外排动力过程;点火位置会改变火焰到达泄压口的时间和外部可燃云点燃时序;泄压面积和障碍物布置则会影响喷射流形态、外排未燃气量及外部再燃强度。若外部再燃发生时腔内燃烧尚未结束,压力回馈便可能与腔内火焰加速、障碍物诱导湍流和后期振荡过程相互叠加,使压力峰时序和主导峰来源发生改变。

因此,泄压喷射、外部再燃与压力回馈是连接腔内火焰加速和后期振荡衰减的关键过渡阶段。其本质不是泄压后压力降低的单向过程,而是室内燃烧、泄压排放、外部再燃和压力回传之间的非定常耦合过程。在多室连通空间中,门洞、走廊或相邻房间还可能起到类似内部泄压口或二次喷射通道的作用,使压力和质量交换由单一室内一室外边界扩展为多路径跨区耦合过程。这部分跨区反馈机制可在后续多室复杂场景中进一步展开。

3.2.4 后期振荡衰减与耦合终止

在主燃烧阶段结束、反应物逐渐耗尽后,系统仍可能保持一段时间的振荡响应。此时,低频 Helmholtz 振荡、反射压力波和高频声学模态可能继续作用于残余火焰面和高温产物区,使局部热释放、火焰形态和压力信号出现衰减型波动^[49, 51, 116-118]。因此,后期振荡并非单纯的压力尾波,而是残余热释放、腔体声学响应、泄压边界和气体回流共同作用下的衰减型耦合过程。

耦合终止并不等同于某一测点压力开始下降。只有当残余火焰活动明显减弱、泄压口或连通口处的往复流动基本消失、腔内外压力振荡同步衰减时,火焰—流动—压力之间的强耦合才可认为逐步终止。在多室连通结构中,相邻空间中的残余燃烧、回流或门洞射流仍可能诱发局部压力波和短时火焰再加速^[15-17, 49]。因此,判断耦合过程是否结束,应结合不同测点压力衰减、残余火焰活动和室间流动状态综合分析。

后期振荡虽不一定控制整体结构破坏,但其工程意义不应忽略。高频压力振荡可能提高局部压升速率,低频往复流动和压力摆动则会延长结构受载时间,二者均可能增加局部门窗、玻璃、轻质隔墙和连接件的损伤风险。因此,在描述爆炸全过程时,后期振荡不宜被简单视为主燃烧后的尾声,而应作为火焰—流动—压力耦合链条的衰减阶段进行分析。从载荷表征角度看,该阶段有助于完整描述爆炸载荷持续时间、正相冲量和局部构件持续受载特征。

3.3 复杂建筑空间气体爆炸耦合过程模拟

复杂建筑空间中的气体爆炸通常不是单一腔体内均匀预混气体的简单燃烧过程,而是非均匀气体分布、室内障碍物、动态泄压边界、多室连通和外部再燃等因素共同作用的非定常过程。在此类场景中,火焰传播路径、压力波传播路径、泄压排放路径和外部燃烧路径相互交织,直接影响压力峰出现时刻、主导峰来源和空间破坏分布。大型全尺寸实验虽然能够较真实地反映建筑场景,但受试验成本、安全风险、场地条件和测量布置限制,难以系统覆盖不同房间布局、泄压路径、点火位置、障碍物布置和浓度分布等多因素组合^[15, 46, 47, 119]。因此,复杂建筑空间气体爆炸数值模拟不仅用于预测峰值超压,更重要的是服务于压力时程、火焰传播路径、流场重构和主导压力峰形成机制的联合分析。

复杂建筑场景的数值模拟还面临尺度转换和模型可信度问题。小尺度或中尺度研究能够较好地分离火焰失稳、障碍物致湍、泄压喷射和外部再燃等基本机制,但其结果不能简单按几何比例放大后直接用于真实建筑场景。爆炸相似性需结合爆炸类型和主控过程具体判断:对于高能炸药形成的冲击波, Hopkinson-Cranz 比例距离 $Z = R/W^{1/3}$ 可在一定条件下用于冲击波载荷缩尺;但气体泄压爆燃属于火焰传播、湍流生成、泄压排放和外部再燃共同控制的反应流动过程,不能简单采用单一几

何相似准则直接外推^[120, 121]。在封闭均匀预混条件下, $K_G = V^{1/3}(dp/dt)_{\max}$ 可用于表征标准条件下的爆炸严重度^[122]; 在泄压爆炸中, $A\sqrt{V}^{2/3}$ 、泄压比、燃料反应性、膨胀比和湍流因子等参数可用于建立工程关联^[121, 123]。但对于建筑室内小长径比/多室空间而言, 点火位置、障碍物/拥塞、门窗泄压、室间连通、动态边界和外部再燃等因素可能改变主导压力峰来源和火焰传播路径。因此, 这类空间的模拟不能只追求几何相似或峰值相似, 还应关注主导物理过程是否一致, 包括压力峰来源、火焰到达关键边界的时刻、泄压喷射方向、外部再燃强度和主要流场结构等。

基于上述特点, 复杂建筑空间气体爆炸宜采用分层研究思路。小尺度和中尺度实验/数值模拟适合用于识别基本机制和开展参数敏感性分析, 大尺度实验适合用于检验尺度效应和复杂边界影响, 建筑尺度工程 CFD 模拟则适合用于评估真实房间布局、泄压路径和多室连通条件下的爆炸演化规律。不同尺度之间不宜通过单一几何比例直接换算, 而应通过机理识别—参数校核—场景验证的路径, 建立压力时程、火焰传播路径、流场结构和主导压力峰之间的一致性。因此, 复杂建筑空间气体爆炸模拟的重点应由单一峰值预测, 转向多尺度数据、多模型方法和多验证指标的协同使用。

3.3.1 典型建筑场景的耦合过程模拟

复杂建筑空间气体爆炸模拟通常围绕多室互连、室内拥塞和泄压外部火焰等典型场景展开。这三类场景分别突出空间连通、内部障碍物和内外泄压反馈三种耦合路径: 多室互连空间关注压力波、未燃气体和火焰的跨室传递; 厨房和设备间等拥塞空间关注障碍物诱导流场重构与火焰加速; 带泄压口空间则关注泄压喷射、外部再燃及反压反馈^[15, 32, 36, 46, 47]。这些场景并非彼此独立, 而是在实际建筑爆炸中经常相互叠加, 因此可作为复杂建筑空间耦合过程模拟的基本对象。

多室互连空间模拟主要关注压力波、未燃气体和火焰在不同房间之间的传递过程。Pedersen 等^[15]以大尺度双室泄压爆炸为对象开展 FLACS 模拟, 并与实验压力时程和火焰发展过程进行比较。该类研究表明, 多室空间中的压力峰不一定由点火室内燃烧单独控制, 而可能由门洞质量交换、相邻室燃烧、流动反转和外部泄压共同作用形成^[15]。因此, 多室模拟不应只比较整体最大超压, 还应关注不同房间压力峰时序、火焰到达门洞时间、门洞流向变化和相邻室压力增长过程。

厨房和房间拥塞模拟主要关注室内障碍物、设备和家具对局部流场和火焰传播的调控作用。Pang 等^[46]以典型中国民用厨房为对象, 采用 CFD 方法研究天然气泄压爆炸过程中拥塞对流场参数的影响; Pang 等^[47]进一步研究大尺度拥塞与泄压面的相互作用, 说明室内障碍物不仅改变火焰传播模式和局部流场, 还会影响泄压口外部火焰和超压发展。这类研究说明, 房间、舱室等建筑空间不能简单用空腔模型代替; 障碍物几何、空间布置、泄压口位置及火焰传播路径共同决定局部湍流生成、火焰加速和压力峰形成^[45-47]。

泄压外部火焰与反压反馈模拟主要关注室内燃烧与室外燃烧之间的耦合。泄压开启后, 外排未燃混合气、喷射火焰和外部可燃云之间的相互作用, 可导致外部再燃或外部爆炸, 并进一步影响内部泄放和压力峰形成^[32, 36]。对于该类问题, 简化泄压模型或计算平台可用于泄压面积、容器形状、点火位置和燃烧速度参数的快速筛选, 但其空间分辨能力有限, 难以解析外部可燃云形态、门洞射流、障碍物尾流和多室流动反转等三维过程。因此, 涉及外部再燃和反压反馈的建筑场景, 应将简化模型与工程 CFD 或实验数据结合使用。

综合来看, 现有模拟研究已从理想单室容器逐步扩展到互连房间、厨房拥塞、泄压外部火焰和复杂边界等建筑相关场景。但不同研究在尺度、燃料、边界条件、障碍物处理和验证指标上差异较大, 结果之间的横向比较仍不充分。后续模拟研究应加强过程性表征: 不仅比较峰值超压, 还应比较压力峰时序、火焰传播路径、外部火焰形态、关键流动方向和主导压力峰来源, 从而识别不同建筑场景下火焰—流动—压力耦合机制的差异。

3.3.2 面向耦合过程的数值模型、燃烧模型及适用边界

针对上述场景需求,复杂建筑气体爆炸模拟按研究目的、空间分辨能力、火焰模型复杂度和障碍物处理方式,可概括为低维/工程关联模型、工程 CFD 模型和高分辨率 CFD 模型。不同模型之间的差异并不只是软件平台不同,更根本的是其控制方程、湍流封闭方式、燃烧/火焰模型、障碍物处理方法和尺度适用范围不同。因此,模型选用应服务于具体耦合过程的识别,而不宜仅依据软件名称或计算精度等级进行判断。

低维/工程关联模型通常基于质量守恒、能量守恒、经验火焰速度和泄放流量关系,用于快速评估泄压面积、容器形状、点火位置和燃烧速度表达式等参数影响^[124]。这类模型计算效率高,适合泄压参数初筛、趋势判断和工程初判,但由于缺少空间分辨能力,难以描述门洞射流、障碍物尾流、外部可燃云形成和多室流动反转等三维过程。因此,其适用边界主要在单室或简化泄压条件下的参数敏感性分析,不宜单独用于解释复杂建筑空间中的火焰路径转移和主导压力峰转换。

工程 CFD 模型适合建筑尺度多室、拥塞和复杂泄压路径模拟,可在可接受计算成本下考虑复杂几何、障碍物诱导湍流和火焰传播路径。FLACS 在大尺度双室泄压爆炸和建筑类多室场景模拟中已有应用^[15]; Pang 等^[46, 47]的厨房模拟也体现了工程 CFD 在房间布局、拥塞和泄压耦合分析中的作用。这类模型的优势不在于完全解析所有小尺度火焰结构,而在于能够比较不同房间布局、泄压路径和拥塞条件下的火焰传播路径、压力峰时序和主导危险区域。因此,工程 CFD 的可信度不应只由峰值超压的吻合程度判断,还应结合压力峰时序、火焰到达时间、关键流动方向和外部火焰形态等过程性指标进行校核。

在工程 CFD 中,孔隙分布阻力方法(Porosity Distributed Resistance, PDR)可用于处理拥塞区域中大量小尺度障碍物对流动和燃烧的平均化影响^[125]。该方法通过孔隙率、阻力项和火焰面积输运等方式,将亚网格障碍物对流动阻滞、湍流生成和火焰加速的影响等效引入计算过程,从而降低建筑尺度或工程尺度模拟的计算代价。但由于局部障碍物边缘、剪切层、尾流涡结构和细尺度火焰褶皱被平均化处理,PDR 方法更适合拥塞区域的等效表征和场景对比,不适合替代高分辨率模型开展局部剪切层、障碍物尾流燃烧和真实家具局部效应的机理分析。

高分辨率计算流体力学模型,如大涡模拟(large eddy simulation, LES)方法,更适合局部机理解析,例如障碍物尾流燃烧、泄压口附近剪切层、外部再燃、压力波—火焰相互作用和局部火焰褶皱化^[32, 107]。这类模型能够提供更细致的瞬态速度场、涡结构、火焰面形态和热释放分布,有助于解释工程 CFD 难以分辨的局部耦合机制。但其计算成本高,且对网格分辨率、亚网格燃烧模型和边界条件敏感,尚难直接用于大量真实建筑场景的工程评估。因此,高分辨率 CFD 更适合作为关键局部过程的机理解析工具,用于补充和解释工程 CFD 结果,而不是替代工程尺度场景模拟。

由此可见,复杂建筑空间气体爆炸不宜依赖单一模型完成从参数筛选、场景评估到机理解释的全部任务。更合理的做法是采用分层模拟思路:低维/工程关联模型用于泄压参数初筛和敏感性分析,工程 CFD 用于建筑尺度场景对比和主导危险区域识别,PDR 方法用于工程 CFD 中拥塞区域的等效处理,高分辨率 CFD 用于关键局部过程的机理解析。模型可信度应结合压力峰时序、火焰到达时间、火焰传播路径、泄压喷射、门洞流向和外部火焰形态等过程性指标综合判断。换言之,复杂建筑空间气体爆炸模拟的核心不是追求某一模型对峰值超压的单点吻合,而是检验模型是否能够合理再现主导耦合过程、关键火焰路径和压力峰形成顺序。

综合上述分析,表 4 比较大长径比管道与小长径比空间在几何约束、火焰传播方式、流动结构、压力响应和模拟关注重点等方面的差异。前者更强调轴向火焰加速、压力波沿程传播和极端条件下的 DDT 风险;后者则更突出短距离边界反馈、多方向火焰传播、泄压喷射、外部再燃、障碍物诱导湍流和跨室传播等过程。

表 4 大长径比管道与小长径比空间火焰—流动—压力耦合演化差异

Table 4 Differences in flame-flow-pressure coupling evolution between long ducts and low-aspect-ratio spaces

对比项	大长径比管道	小长径比空间
几何特征	轴向尺度占优，传播方向相对明确	长、宽、高尺度接近，边界作用更早介入
代表场景	管道、隧道、巷道、长通道	厨房、住宅房间、设备舱、多室连通空间
火焰传播特征	以一维或准一维轴向传播为主	二维/三维多方向传播，路径依赖性强
火焰加速方式	沿程湍流累积、障碍物周期扰动、压力波推进	壁面反射、泄压牵引、障碍物尾流、门洞射流和外部反压诱发局部加速
主要流动结构	边界层、轴向压缩波、障碍物尾流	回流区、剪切层、泄压射流、跨室喷射、外部反压
压力响应	沿程发展，压力波累积明显，极端条件下可能发生 DDT	多峰、空间非均匀、主导峰易转换，不同空间峰值时序可能不同
典型控制因素	管长、管径、障碍物间距、堵塞率、初始湍流	点火位置、浓度分布、泄压口、门窗、家具/设备、多室连通
耦合机制	火焰加速—压力波增强—湍流反馈，必要条件下向 DDT 发展	泄压喷射—外部再燃—反压反馈；障碍物诱导正反馈；跨室射流耦合；Helmholtz 振荡与声学耦合
模拟关注重点	火焰加速距离、压力波传播、DDT 风险	压力峰来源、火焰路径、泄压喷射、跨室传播、局部破坏分布

4 结论与展望

4.1 结论

本文围绕小长径比受限空间气体爆炸研究进展，从超压演化及载荷表征、火焰传播行为、火焰—流动—压力耦合机理、关键调控因素及复杂建筑场景模拟等方面，对相关实验、理论和数值研究进行了系统梳理。综合现有研究可知，小长径比受限空间气体爆炸的本质特征，不是单一腔体内火焰的简单传播，而是有限空间内火焰、压力波、诱导流、泄压边界、障碍物和空间连通共同作用下的非定常耦合过程。其危险性不仅取决于峰值超压，还取决于压力峰来源、火焰传播路径、泄压时序、外部再燃、跨室传递和结构受载过程。主要结论如下。

(1) 小长径比受限空间气体泄压爆炸超压演化具有阶段性、多峰性和主导峰转换特征。泄压构件开启、外部可燃云再燃、腔内火焰面积增长、障碍物诱导湍流、负压回吸以及 Helmholtz 振荡等过程均可能形成特征超压峰。不同工况下，初期泄放峰(P_1)、外部爆炸峰(P_2)、燃烧增压峰(P_3)和振荡压力峰(P_4)以及跨室传播诱发的次级压力峰均可能成为主导峰。因此，该类爆炸载荷不宜仅用峰值超压表征，还应结合压升速率、正相持续时间、冲量、特征峰出现时刻及空间分布综合评价。

(2) 火焰传播表现出由规则扩展向受限变形、喷射拉伸、褶皱加速和跨区传播转变的特征。在建筑房间、舱室和多室连通空间中，火焰较早受到壁面、泄压口、障碍物、门洞和相邻空间的共同扰动，难以保持长距离、单方向的规则传播。火焰传播速度也不应简单等同于层流燃烧速度，而应区分层流燃烧速度、表观火焰速度和湍流火焰速度，并结合火焰前锋位置、火焰面积、局部湍流和泄压诱导流进行解释。

(3) 火焰—流动—压力正反馈是超压增强、火焰加速和后期振荡形成的核心机制。燃烧放热引起气体膨胀、压力波和诱导流形成；压力波和诱导流又可通过压缩未燃气体、改变火焰面形态、诱发界面失稳和重构局部流场反向强化燃烧。Rayleigh-Taylor 类失稳、Helmholtz 振荡与声学耦合、外部爆炸—反压反馈、障碍物诱导正反馈以及门洞/连通口射流耦合，是解释复杂压力峰、局部火焰加速和跨区传播的重要机制。这些机制往往不是孤立发生，而是在泄压开启、外部再燃、障碍物尾流和室间压差变化过程中相互叠加。

(4) 真实建筑空间气体爆炸的主导路径和破坏模式由多因素耦合决定。混合气体浓度及空间分布决定可燃反应区和反应潜力；点火位置决定火焰到达泄压口、障碍物或门洞的先后顺序；泄压面积、开启压力和边界开启/失效方式决定喷射强度和外部再燃条件；家具/设备堵塞和多室连通则通过尾流、剪切层、门洞射流和流动反转进一步放大耦合强度。因此，真实建筑爆炸不宜用单一浓度、单一泄压面积或单一峰值超压解释，而应从气体分布—火焰路径—泄压时序—外部再燃—跨室传递

—结构响应的链式过程进行分析。

(5) 数值模拟已成为复杂建筑场景气体爆炸机理分析的重要工具,但模型适用边界和验证指标仍需明确。低维/工程关联模型适合泄压参数初筛,工程 CFD 适合建筑尺度场景对比, **PDR 方法** 适合堵塞区域等效处理,高分辨率 CFD,尤其是 LES 方法更适合局部剪切层、外部再燃和压力波—火焰相互作用等机理解析。复杂建筑空间模拟的核心不应是追求单一峰值超压的吻合,而应检验模型能否合理再现压力峰时序、火焰到达时间、火焰传播路径、泄压喷射方向、门洞流向、外部火焰形态和主导压力峰来源。

4.2 展望

尽管小长径比受限/多室空间气体爆炸研究已取得较多进展,但与真实建筑场景相比,现有研究仍存在场景还原不足、动态边界考虑不充分、多因素耦合关系不清、模型验证指标单一和工程转化不足等问题。未来研究可从以下方面进一步推进。

(1) 加强真实建筑场景下非均匀气体分布与多室连通实验。后续研究应由均匀预混、规则单室和理想泄压边界,逐步扩展到天然气高位聚集、液化石油气低位聚集、局部分层、跨室迁移以及动态泄漏—点火过程。应同步获取不同房间内的压力时程、火焰到达时间、浓度演化、外部可燃云形成和结构响应信息,以揭示非均匀气体分布条件下跨室传播、延迟燃烧和多峰压力形成机制。

(2) 深化动态泄压边界与燃烧过程的耦合研究。实际建筑中的玻璃破裂、窗框变形、门扇开启、门锁失效和轻质隔墙破坏,会导致有效泄压面积、泄放方向和喷射强度随时间变化。未来应结合高速摄影、压力测试、构件位移测量和结构动力响应分析,研究边界开启/失效—泄压喷射—外部再燃—反压反馈—结构受载的连续过程,并将峰值超压、压升速率、正相冲量和构件破坏阈值纳入统一评价框架。

(3) 由单因素规律研究转向多因素耦合机制图谱构建。气体浓度、点火位置、泄压面积、开启压力、障碍物布置和多室连通状态之间存在显著交互作用。未来应明确不同因素分别控制的演化阶段、压力峰类型和火焰传播模式,构建因素—机制—压力峰—破坏模式的映射关系。该图谱有助于提高不同实验、不同尺度和不同模型结果之间的可比性,也可为建筑燃气爆炸风险评估提供机制化依据。

(4) 建立面向小长径比建筑空间的标准化实验数据库和模型验证体系。后续应形成包含几何参数、浓度分布、点火位置、泄压构件、障碍物布置、压力时程、火焰图像、温度场和结构响应的标准化数据库。模型验证应采用分层思路:低维模型用于参数初筛,工程 CFD 用于建筑尺度风险评估,高分辨率 CFD 用于局部机理解析。验证指标应由单一峰值超压扩展为压力时程、火焰路径、关键流动方向、外部火焰形态和主导压力峰来源的联合验证。

(5) 推动机理研究向防爆设计、风险评估和事故调查转化。未来应将多峰超压结构、压升速率、正相冲量和火焰传播路径转化为门窗、隔墙、围护结构和人员风险的分级判据;将热损伤分布、火焰到达路径、非均匀气体层深度和压力破坏特征用于泄漏源位置、点火位置和爆炸发展路径反演。进一步建立压力破坏证据—热损伤证据—数值反演模型相结合的事故调查方法,是连接机理研究与工程应用的重要方向。

总体而言,小长径比受限/多室空间气体爆炸研究应由理想单室、单因素和单峰值评价,转向面向真实建筑场景的多因素、多尺度、多物理场综合研究。只有将实验测量、图像诊断、结构响应、数值模拟和事故证据分析结合起来,才能更准确揭示建筑室内气体爆炸灾变演化机理,并为燃气安全治理、防爆减灾设计和事故调查提供可靠支撑。

参考文献

- [1] 张云明. 气体爆炸原理与防治技术[M]. 北京: 化学工业出版社, 2018.
- [2] WANG Z, LV H, LIU D, et al. Damage-mutation Mode of Premixed methane-air explosions in a small-L/D vented vessel[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2025: 105658. DOI: 10.1016/j.jlp.2025.105658.
- [3] TOMLIN G, JOHNSON D M, CRONIN P, et al. The effect of vent size and congestion in large-scale vented natural gas/air explosions[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2015, 35: 169-181. DOI: 10.1016/j.jlp.2015.02.005.
- [4] YUE C, CHEN L, LI Z, et al. Experimental study on gas explosions of methane-air mixtures in a full-scale residence building[J]. *Fuel*, 2023, 353(000): 13. DOI: 10.1016/j.fuel.2023.129166.
- [5] BYCHKOV V, VALIEV D, ERIKSSON L. Physical mechanism of ultrafast flame acceleration[J]. *Physical Review Letters*, 2008, 101(16): 164501. DOI: 10.1103/PhysRevLett.101.164501.
- [6] CICCARELLI G, DOROFEEV S. Flame acceleration and transition to detonation in ducts[J]. *Progress in Energy and Combustion Science*, 2008, 34(4): 499-550. DOI: 10.1016/j.pecs.2007.11.002.
- [7] British Standards Institution. BS EN 14994:2007 Gas explosion venting protective systems[S]. London: British Standards Institution, 2007.
- [8] National Fire Protection Association. NFPA 68: Standard on explosion protection by deflagration venting[S]. Quincy: National Fire Protection Association, 2023.
- [9] 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.
- [10] CHOW S K, CLEAVER R P, FAIRWEATHER M, et al. An experimental study of vented explosions in a 3: 1 aspect ratio cylindrical vessel[J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2000, 78(6): 425-433. DOI: 10.1205/095758200530970.
- [11] 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.
- [12] KUZNETSOV M, FRIEDRICH A, STERN G, et al. Medium-scale experiments on vented hydrogen deflagration[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2015, 36: 416-428. DOI: 10.1016/j.jlp.2015.04.013.
- [13] FAKANDU B M, ANDREWS G E, PHYLAKTU H N. Gas explosion venting: comparison of experiments with design standards and laminar flame venting theory[C]//*Proceedings of the 11th Symposium on Hazards, Prevention and Mitigation of Industrial Explosions*. Dalian, China: ISHPMIE, 2016.
- [14] YANG K, HU Q, SUN S, et al. Research progress on multi-overpressure peak structures of vented gas explosions in confined spaces[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2019, 62: 103969. DOI: 10.1016/j.jlp.2019.103969.
- [15] PEDERSEN H H, TOMLIN G, MIDDHA P, et al. Modelling large-scale vented gas explosions in a twin-compartment enclosure[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2013, 26(6): 1604-1615. DOI: 10.1016/j.jlp.2013.08.001.
- [16] POLANDOV Y, KOROLCHENKO A, DOBRIKOV S. Gas explosion in a room with a window and passage to an adjacent room[C]//*MATEC Web of Conferences*. Les Ulis: EDP Sciences, 2016, 86: 04031. DOI: 10.1051/mateconf/20168604031.
- [17] TOMLIN G B, PHYLAKTU H N, JOHNSON D M, et al. Gas explosions in partially filled, large twin enclosures connected with an open door and having variable vent sizes on both compartments[C]//*Proceedings of the Eighth International Seminar on Fire and Explosion Hazards*. Hefei: Press of the University of Science and Technology of China, 2016.
- [18] GUO J, LI Q, CHEN D, et al. Effect of burst pressure on vented hydrogen-air explosion in a cylindrical vessel[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2015, 40(19): 6478-6486. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2015.03.059.
- [19] RUI S, WANG C, LUO X, et al. Experimental study on the effects of ignition location and vent burst pressure on vented hydrogen-air deflagrations in a cubic vessel[J]. *Fuel*, 2020, 278: 118342. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.118342.
- [20] XING H, QIU Y, SUN S, et al. Visualization of explosion characteristics of methane-air mixtures with different ignition positions and vent areas in a large-scale venting chamber[J]. *Fuel*, 2020, 279: 118380. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.118380.

- [21] RUI S, WANG C, LUO X, et al. External explosions of vented hydrogen-air deflagrations in a cubic vessel[J]. *Fuel*, 2021, 301: 121023. DOI: 10.1016/j.fuel.2021.121023.
- [22] 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.
- [23] SOLBERG D M, PAPPAS J A, SKRAMSTAD E. Observations of flame instabilities in large scale vented gas explosions[C]//: Symposium (International) on Combustion, 1981. Elsevier.
- [24] BAUWENS C R, CHAFFEE J, DOROFEEV S. Effect of ignition location, vent size, and obstacles on vented explosion overpressures in propane-air mixtures[J]. *Combustion Science and Technology*, 2010, 182(11-12): 1915-1932. DOI: 10.1080/00102202.2010.497415.
- [25] 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.
- [26] POLI M, GRÄTZ R, SCHRÖDER V. An experimental study on safety-relevant parameters of turbulent gas explosion venting at elevated initial pressure[J]. *Procedia engineering*, 2012, 42: 90-99. DOI: 10.1016/j.proeng.2012.07.398.
- [27] WANG L, MA H, SHEN Z. On the explosion characteristics of hydrogen-air mixtures in a constant volume vessel with an orifice plate[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2019, 44(12): 6271-6277. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2019.01.074.
- [28] WANG L, MA H, SHEN Z. An experimental investigation on explosion behaviors of syngas-air mixtures in a vessel with a large blockage ratio perforated plate[J]. *Fuel*, 2020, 264: 116842. DOI: 10.1016/j.fuel.2019.116842.
- [29] GUO J, WANG C, LI Q, et al. Effect of the vent burst pressure on explosion venting of rich methane-air mixtures in a cylindrical vessel[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2016, 40: 82-88. DOI: 10.1016/j.jlp.2015.12.006.
- [30] MCCANN D, THOMAS G O, EDWARDS D H. Gas dynamics of vented explosions part I: Experimental studies[J]. *Combustion and Flame*, 1985, 59(3): 233-250. DOI: 10.1016/0010-2180(85)90128-2.
- [31] CAO Y, LI B, GAO K. Pressure characteristics during vented explosion of ethylene-air mixtures in a square vessel[J]. *Energy*, 2018, 151: 26-32. DOI: 10.1016/j.energy.2018.03.012.
- [32] FERRARA G, WILLACY S K, PHYLAKTU H N, et al. Venting of gas explosion through relief ducts: Interaction between internal and external explosions[J]. *Journal of hazardous materials*, 2008, 155(1-2): 358-368. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2007.11.077.
- [33] 王超强, 杨石刚, 方秦, 等. 点火位置对泄爆空间甲烷-空气爆炸荷载的影响[J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(04): 898-904. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0344.
- WANG C Q, YANG S G, FANG Q, et al. Effects of ignition position on explosion loads of methane-air mixtures in vented enclosures[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(4): 898-904.
- [34] CHEN Y, LI Y, LI Z, et al. Experimental studies on external pressures during vented lean hydrogen deflagrations in a 27 m³ chamber[J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2020, 139: 334-340. DOI: 10.1016/j.psep.2020.04.005.
- [35] LI J, WANG X, GUO J, et al. Effect of concentration and ignition position on vented methane-air explosions[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2020, 68: 104334. DOI: 10.1016/j.jlp.2020.104334.
- [36] WANG S, YAN Z, LI X, et al. The venting explosion process of premixed fuel vapour and air in a half-open vessel: An analysis of the overpressure dynamic process and flame evolution behaviour[J]. *Fuel*, 2020, 268: 117385. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.117385.
- [37] LIU W, GUO J, ZHANG J, et al. Effect of vent area on vented deflagration of hydrogen-methane-air mixtures[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(9): 6992-6999. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2020.11.123.
- [38] QIU Y, XING H, SUN S, et al. Experimental study of the effects of vent area and ignition position on internal and external pressure characteristics of venting explosion[J]. *Fuel*, 2021, 300: 120935. DOI: 10.1016/j.fuel.2021.120935.
- [39] 马秋菊, 邵俊程, 万孟赛, 等. 点火位置对容器外部二次爆炸影响研究[J]. *中国安全科学学报*, 2021, 31(9): 90. DOI:

10.16265/j.cnki.issn1003-3033.2021.09.013.

MA Q J, SHAO J C, WAN M S, et al. Study on influence of ignition location on external secondary explosion of vessel[J]. China Safety Science Journal, 2021, 31(9): 90.

[40] 陈晔, 李毅, 李紫婷, 等. 受限空间氢泄爆外部超压特性研究[J]. 消防科学与技术, 2022, 41(3): 310-315.

CHEN Y, LI Y, LI Z T, et al. External overpressure characteristics of vented hydrogen deflagration in confined space[J]. Fire Science and Technology, 2022, 41(3): 310-315.

[41] RUI S, WANG Q, WANG C, et al. Effects of ignition location and vent area on the external explosion in vented hydrogen explosions[J]. Process Safety and Environmental Protection, 2024, 183: 602-616. DOI: 10.1016/j.psep.2023.10.070.

[42] LUO X, WANG C, RUI S, et al. Effects of ignition location, obstacles, and vent location on the vented hydrogen-air deflagrations with low vent burst pressure in a 20-foot container[J]. Fuel, 2020, 280: 118677. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.118677.

[43] BAUWENS C R, CHAFFEE J, DOROFEEV S. Experimental and numerical study of methane-air deflagrations in a vented enclosure[J]. Fire Safety Science, 2008, 9: 1043-1054. DOI: 10.3801/IAFSS.FSS.9-1043.

[44] YU M, ZHENG K, CHU T. Gas explosion flame propagation over various hollow-square obstacles[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2016, 30: 221-227. DOI: 10.1016/j.jngse.2016.01.006.

[45] 杨凯, 吕鹏飞, 胡倩然, 等. 大尺度障碍物与泄爆面对天然气内爆炸的协同作用规律研究[J]. 中国安全生产科学技术, 2018, 14(12): 21-27. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2018.12.003.

YANG K, LYU P F, HU Q R, et al. Collaborative effect of large-scale obstacles and venting surface on natural gas explosion in an enclosure[J]. Journal of Safety Science and Technology, 2018, 14(12): 21-27.

[46] PANG L, HU Q, JIN M, et al. Effect of congestion on flow field of vented natural gas explosion in a kitchen[J]. Advances in Civil Engineering, 2021, 2021(1): 6671875. DOI: 10.1155/2021/6671875.

[47] PANG L, JIN M, HU Q, et al. Numerical Simulation of Interaction between Large-Scale Congestion and Vent during the Natural Gas Explosion in a Kitchen[J]. Advances in Civil Engineering, 2021, 2021(1): 2665510. DOI: 10.1155/2021/2665510.

[48] 徐睿智, 唐柏鉴, 陈力. 点火位置和障碍物对泄爆空间丙烷-空气爆炸荷载的影响[J]. 消防科学与技术, 2023, 42(08): 1038-1045. DOI: 10.3969/j.issn.1009-0029.2023.08.003.

XU R Z, TANG B J, CHEN L. Effects of ignition position and obstacles on explosion loads of vented propane-air mixtures[J]. Fire Science and Technology, 2023, 42(8): 1038-1045. DOI: 10.3969/j.issn.1009-0029.2023.08.003.

[49] BAUWENS C R, CHAFFEE J, DOROFEEV S. Effect of instabilities and acoustics on pressure generated in vented propane-air explosions[C]//22nd International Colloquium on the Dynamics of Explosions and Reactive Systems. Minsk, Belarus: ICDERS, 2009.

[50] 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.

[51] KIM K T. Combustion instability feedback mechanisms in a lean-premixed swirl-stabilized combustor[J]. Combustion and Flame, 2016, 171: 137-151. DOI: 10.1016/j.combustflame.2016.06.003.

[52] BEAK M, COLWELL S A, CROWHURST D, et al. The behaviour of masonry and concrete panels under explosion and static loading[C]//Institution of Chemical Engineers Symposium Series, 1994. HEMISPHERE PUBLISHING CORPORATION.

[53] FOSTER C D. Investigation of gas phase explosions in buildings[M]//BEVERIDGE A. Forensic Investigation of Explosions. London: Taylor& Francis, 1998: 183-229.

[54] BOB C. Evaluation and rehabilitation of a building affected by a gas explosion[J]. Progress in Structural Engineering and Materials, 2004, 6(3): 137-146. DOI: 10.1002/pse.172.

[55] 李润之, 刘明帅, 黄子超, 等. 可燃气体泄爆特性研究现状及发展趋势[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(11): 111402. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0493.

LI R Z, LIU M S, HUANG Z C, et al. Research status and development trend of combustible gas explosion venting characteristics[J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(11): 111402. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0493.

- [56] CUI G, WANG S, LIU J, et al. Explosion characteristics of a methane/air mixture at low initial temperatures[J]. *Fuel*, 2018, 234: 886-893. DOI: 10.1016/j.fuel.2018.07.139.
- [57] 孙松, 王明洋, 高康华, 等. 大尺度泄爆构件对室内爆燃压力影响的实验研究[J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(02): 359-366. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0211.
- SUN S, WANG M Y, GAO K H, et al. Experimental study on effects of large-scale explosion relief components on indoor deflagration pressure[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(2): 359-366. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0211.
- [58] LIANG Z, GARDNER L, CLOUTHIER T, et al. Hydrogen deflagrations in stratified flat layers in the large-scale vented combustion test facility[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2021, 46(23): 12533-12544. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2020.08.205.
- [59] 闫晨朝, 王筱蓉, 姜根柱. 乙醇/甲烷/氢气预混气体爆炸特性研究[J]. *火工品*, 2024(2): 86-92. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1480.2024.02.015.
- YAN C Z, WANG X R, JIANG G Z. Study on the explosion characteristics of ethanol/methane/hydrogen premixed gas[J]. *Initiators & Pyrotechnics*, 2024(2): 86-92. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1480.2024.02.015.
- [60] 苑春苗, 孙凯文, 李刚, 等. 瓦斯煤尘及其混合物着火爆炸特性研究进展[J]. *矿业安全与环保*, 2024, 51(06): 42-53. DOI: 10.19835/j.issn.1008-4495.20240911.
- YUAN C M, SUN K W, LI G, et al. Research progress on ignition and explosion characteristics of gas, coal dust and their mixtures[J]. *Mining Safety & Environmental Protection*, 2024, 51(6): 42-53. DOI: 10.19835/j.issn.1008-4495.20240911.
- [61] LIN S, XU Y, YANG P, et al. The research into the propagation law of the shock wave of a gas explosion inside a building[J]. *Shock and Vibration*, 2021, 2021(1): 4939014. DOI: 10.1155/2021/4939014.
- [62] PROUST C, LEPRETTE E. The dynamics of vented gas explosions[J]. *Process Safety Progress*, 2010, 29(3): 231-235. DOI: 10.1002/prs.10368.
- [63] SUN S, WANG M, GAO K, et al. Effect of vent conditions on internal overpressure time-history during a vented explosion[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2018, 54: 85-92. DOI: 10.1016/j.jlp.2018.03.002.
- [64] JIA H, CUI B, DUAN Y, et al. Study on the influence of vent shape and blockage ratio on the premixed gas explosion in the chamber with a small aspect ratio[J]. *ACS Omega*, 2022, 7(26): 22787-22796. DOI: 10.1021/acsomega.2c02367.
- [65] 王纪哲, 胡倩然, 杨慧洁, 等. 泄压口阻塞率对大尺度气体泄爆特性的影响[J]. *中国安全生产科学技术*, 2025, 21(02): 5-14. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2025.02.001.
- WANG J Z, HU Q R, YANG H J, et al. Effect of vent blockage ratio on large-scale gas explosion venting characteristics[J]. *Journal of Safety Science and Technology*, 2025, 21(2): 5-14. DOI: 10.11731/j.issn.1673-193x.2025.02.001.
- [66] MATSUNAGA T, MOGI T, DOBASHI R. Influence of bursting vessel strength on blast waves from gas explosions[J]. *Journal of Chemical Engineering of Japan*, 2015, 48(8): 715-719. DOI: 10.1252/jcej.14we341.
- [67] SUN H, YANG G, MA X, 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.
- [68] LI J, GUO J, SUN X, et al. Effect of the ignition position and obstacle on vented methane-air deflagration[J]. *Combustion, Explosion, and Shock Waves*, 2023, 59(5): 608-619. DOI: 10.1134/S0010508223050106.
- [69] ELLIS O D C. Flame movement in gaseous explosive mixtures[J]. *J. Fuel Sci.*, 1928, 7: 502-508.
- [70] MATALON M, MCGREEVY J L. The initial development of a tulip flame[C]//Symposium (International) on Combustion. Pittsburgh: The Combustion Institute, 1994, 25(1): 1407-1413.
- [71] CLANET C, SEARBY G. On the "tulip flame" phenomenon[J]. *Combustion and Flame*, 1996, 105(1-2): 225-238. DOI: 10.1016/0010-2180(95)00112-3.
- [72] XIAO H, MAKAROV D, SUN J, et al. Experimental and numerical investigation of premixed flame propagation with distorted tulip shape in a closed duct[J]. *Combustion and Flame*, 2012, 159(4): 1523-1538. DOI: 10.1016/j.combustflame.2011.12.003.

- [73] OPPONG F, LUO Z, LI X, et al. Intrinsic instability of different fuels spherically expanding flames: A review[J]. Fuel Processing Technology, 2022, 234: 107325. DOI: 10.1016/j.fuproc.2022.107325.
- [74] RYUZAKI H. An experimental and numerical investigation of premixed flame propagation in confined/semi-confined explosion chamber[C]//International Gas Union Research Conference. Seoul: International Gas Union, 2011.
- [75] DOROFEEV S B. Flame acceleration and explosion safety applications[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2011, 33(2): 2161-2175. DOI: 10.1016/j.proci.2010.09.004.
- [76] HU Q, SHEN X, HUANG Z, et al. Shock wave dynamics and venting overpressure hazards induced by indoor premixed hydrogen/air explosion[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2024, 51: 830-847.
- [77] YANG J, GUO J, WANG C, et al. Effect of equivalence ratio on hydrogen-methane-air deflagration in a duct with an open end[J]. Fuel, 2020, 280: 118694. DOI: 10.1016/j.fuel.2020.118694.
- [78] XING H, XU G, YU R, et al. Experimental study of external flame evolution and temperature characteristics after a methane explosion in a rectangular chamber[J]. ACS Omega, 2023, 8(22): 19822-19832. DOI: 10.1021/acsomega.3c01721.
- [79] QI S, LI Y, JING Q, et al. Flame Propagation and Explosion Characteristics of Multi-component Natural Gas in a Low-pressure Hydrogen-doped Environment[C]//: Journal of Physics: Conference Series, 2024. IOP Publishing.
- [80] DRAGOSAVIĆ M. Structural measures against natural-gas explosions in high-rise blocks of flats[M]. Delft: Stevin Laboratory of the Department of Civil Engineering, Delft University of Technology, 1973.
- [81] BYCHKOV V, AKKERMAN V, FRU G, et al. Flame acceleration in the early stages of burning in tubes[J]. Combustion and Flame, 2007, 150(4): 263-276. DOI: 10.1016/j.combustflame.2007.01.004.
- [82] METGHALCHI M, KECK J C. Laminar burning velocity of propane-air mixtures at high temperature and pressure[J]. Combustion and Flame, 1980, 38: 143-154. DOI: 10.1016/0010-2180(80)90046-2.
- [83] GÜLDER Ö L. Correlations of laminar combustion data for alternative SI engine fuels[R]. Warrendale: SAE International, 1984. DOI: 10.4271/841000.
- [84] 谷祖虹. 处理可燃气体设备安全设计与软件开发[D]. 大连: 大连理工大学, 2006.
- [85] SILEGHEM L, ALEKSEEV V A, VANCOILLIE J, et al. Laminar burning velocity of gasoline and the gasoline surrogate components iso-octane, n-heptane and toluene[J]. Fuel, 2013, 112: 355-365. DOI: 10.1016/j.fuel.2013.05.049.
- [86] AMIRANTE R, DISTASO E, TAMBURRANO P, et al. Laminar flame speed correlations for methane, ethane, propane and their mixtures, and natural gas and gasoline for spark-ignition engine simulations[J]. International Journal of Engine Research, 2017, 18(9): 951-970. DOI: 10.1177/1468087417720018.
- [87] 陈洪强, 李俊磊, 张成龙, 等. 掺氢可燃气体燃爆特性研究进展[J]. 力学与实践, 2023, 45(2): 345-361. DOI: 10.6052/1000-0879-22-688.
- CHEN H Q, LI J L, ZHANG C L, et al. Research progress on combustion and explosion characteristics of hydrogen-blended combustible gases[J]. Mechanics in Engineering, 2023, 45(2): 345-361.
- [88] DIRRENBARGER P, GLAUDE P A, LE GALL H, et al. Laminar flame velocity of components of natural gas[C]//Turbo Expo: Power for Land, Sea, and Air. Vancouver: ASME, 2011.
- [89] FAGHIH M, CHEN Z, HUO J, et al. On the determination of laminar flame speed from low-pressure and super-adiabatic propagating spherical flames[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2019, 37(2): 1505-1512. DOI: 10.1016/j.proci.2018.07.080.
- [90] LAW C K. Combustion physics[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 2006.
- [91] DAMKÖHLER G. Der einfluss der turbulenz auf die flammengeschwindigkeit in gasgemischen[J]. Zeitschrift für Elektrochemie und angewandte physikalische Chemie, 1940, 46(11): 601-626.
- [92] BRAY K, LIBBY P A, MASUYA G, et al. Turbulence production in premixed turbulent flames[J]. 1981. DOI: 10.1080/00102208108547512.
- [93] SIVASHINSKY G I. Cascade-renormalization theory of turbulent flame speed[J]. Combustion science and technology,

1988, 62(1-3): 77-96. DOI: 10.1080/00102208808923918.

[94] KOLLA H, ROGERSON J W, SWAMINATHAN N. Validation of a turbulent flame speed model across combustion regimes[J]. *Combustion Science and Technology*, 2010, 182(3): 284-308. DOI: 10.1080/00102200903430362.

[95] TURNS S R. *Introduction to combustion*[M]. 3rd ed. New York: McGraw-Hill, 2012.

[96] SOHN J, SON J, SHIN D. Turbulent flame speed and turbulent markstein length in the near field of a harmonically oscillating flame[J]. *Combustion Science and Technology*, 2025, 197(3): 497-524. DOI: 10.1080/00102202.2023.2251169.

[97] 高康华, 赵天辉, 孙松, 等. 建筑物内气体爆炸效应简化计算研究综述[J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(02): 443-454. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0201.

GAO K H, ZHAO T H, SUN S, et al. Review on simplified calculation of gas explosion effects in buildings[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(2): 443-454. DOI: 10.11883/bzycj-2016-0201.

[98] HU E, HUANG Z, HE J, et al. Experimental and numerical study on laminar burning characteristics of premixed methane-hydrogen-air flames[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2009, 34(11): 4876-4888. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2008.12.067.

[99] OKAFOR E C, HAYAKAWA A, NAGANO Y, et al. Effects of hydrogen concentration on premixed laminar flames of hydrogen-methane-air[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2014, 39(5): 2409-2417. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2013.11.129.

[100] WANG C, CUI Y, MEBARKI A, et al. Effect of a tilted obstacle on the flame propagation of gas explosion in case of low initial pressure[J]. *Combustion Science and Technology*, 2021, 193(14): 2405-2422. DOI: 10.1080/00102202.2020.1740689.

[101] QI S, DU Y, WANG S, et al. The effect of vent size and concentration in vented gasoline-air explosions[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2016, 44: 88-94. DOI: 10.1016/j.jlp.2016.08.008.

[102] GUO J, LIU X, WANG C. Experiments on vented hydrogen-air deflagrations: the influence of hydrogen concentration[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2017, 48: 254-259. DOI: 10.1016/j.jlp.2017.02.003.

[103] YANG W, YANG X, ZHANG K, et al. Experimental study on the explosion flame propagation behavior of premixed CH₄/H₂/air mixtures with inert gas injection[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2024, 84: 106-117. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2024.08.120.

[104] TEERLING O J, MCINTOSH A C, BRINDLEY J, et al. Premixed flame response to oscillatory pressure waves[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2005, 30(2): 1733-1740. DOI: 10.1016/j.proci.2004.08.138.

[105] LEO Y, ZHANG B. Explosion behavior of methane-air mixtures and Rayleigh-Taylor instability in the explosion process near the flammability limits[J]. *Fuel*, 2022, 324: 124730. DOI: 10.1016/j.fuel.2022.124730.

[106] QIAN C, LIBERMAN M A. The influence of flame-pressure waves collisions on the development and evolution of tulip flames[J/OL]. arXiv:2406.16950, 2024[2026-06-12]. <https://arxiv.org/abs/2406.16950>.

[107] MOLKOV V, MAKAROV D, PUTTOCK J. The nature of coherent deflagrations[C]//*Proceedings of the Fifth International Symposium on Hazards, Prevention and Mitigation of Industrial Explosions*. Krakow: Central Mining Institute, 2004.

[108] WEI H, XU Z, ZHOU L, et al. Effect of initial pressure on flame-shock interaction of hydrogen-air premixed flames[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2017, 42(17): 12657-12668. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2017.03.099.

[109] CUI G, LI Z, LI H, et al. Numerical study on premixed methane-air flame propagation in a confined vessel at low initial temperature[J]. *Energy & Fuels*, 2018, 32(2): 2465-2478. DOI: 10.1021/acs.energyfuels.7b03433.

[110] HAN S, YU M, YANG X, et al. Flame propagation mode transition of premixed syngas-air mixtures in a closed duct[J]. *Fuel*, 2022, 318: 123649. DOI: 10.1016/j.fuel.2022.123649.

[111] KIM J H, KIM J. Simplified modeling of deflagration in vessels[J]. *KSME International Journal*, 2004, 18(8): 1338-1348. DOI: 10.1007/BF02984248.

[112] DOBASHI R. Experimental study on gas explosion behavior in enclosure[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 1997, 10(2): 83-89. DOI: 10.1016/S0950-4230(97)00006-7.

- [113] BAUWENS C R, CHAO J, DOROFEEV S B. Effect of hydrogen concentration on vented explosion overpressures from lean hydrogen–air deflagrations[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2012, 37(22): 17599-17605. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2012.04.053.
- [114] YAGUCHI J, KIM W, MOGI T, et al. Effect of expansion ratio on flame acceleration during hydrogen fueled gas explosions[C]//*Proceedings of the 8th International Conference on Hydrogen Safety*. Adelaide, Australia, 2019.
- [115] LI R, LUO Z, WANG T, et al. The effect of pressure evolution on flame propagation dynamics of H₂/CH₄ mixtures explosion in a horizontal closed duct[J]. *Fuel*, 2024, 373: 132283. DOI: 10.1016/j.fuel.2024.132283.
- [116] CHEN X, ZHANG Y, ZHANG Y. Effect of ch₄–air ratios on gas explosion flame microstructure and propagation behaviors[J]. *Energies*, 2012, 5(10): 4132-4146. DOI: 10.3390/en5104132.
- [117] SABELNIKOV V A, LIPATNIKOV A N. Recent advances in understanding of thermal expansion effects in premixed turbulent flames[J]. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 2017, 49(1): 91-117. DOI: 10.1146/annurev-fluid-010816-060135.
- [118] LI X, XIAO H, DUAN Q, et al. Numerical study of premixed flame dynamics in a closed tube: Effect of wall boundary condition[J]. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2021, 38(2): 2075-2082. DOI: 10.1016/j.proci.2020.06.110.
- [119] PEDERSEN H H, MIDDHA P. Modelling of vented gas explosions in the CFD tool FLACS[J]. *Chemical engineering transactions*, 2012, 26: 357-362. DOI: 10.3303/CET1226060.
- [120] BJERKETVEDT D, BAKKE J R, WINGERDEN K V. Gas explosion handbook[J]. *Journal of Hazardous Materials*, 1997, 52(1): 1-150. DOI: 10.1016/S0304-3894(97)81620-2.
- [121] MOLKOV V V. Turbulence generated during vented gaseous deflagrations and scaling issue in explosion protection[R]. Rugby: Institution of Chemical Engineers, 2001.
- [122] RAZUS D, MOVILEANU C, OANCEA D. The rate of pressure rise of gaseous propylene-air explosions in spherical and cylindrical enclosures[J]. *Journal of Hazardous Materials*, 2007, 139(1): 1-8. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2006.05.103.
- [123] LIANG Z. Scaling effects of vented deflagrations for near lean flammability limit hydrogen-air mixtures in large scale rectangular volumes[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2017, 42(10): 7089-7103. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2016.12.086.
- [124] UGARTE O J, AKKERMAN V Y, RANGWALA A S. A computational platform for gas explosion venting[J]. *Process Safety and Environmental Protection*, 2016, 99: 167-174. DOI: 10.1016/j.psep.2015.11.001.
- [125] PUTTOCK J, WALTER F, CHAKRABORTY D, et al. Numerical simulations of gas explosion using Porosity Distributed Resistance Approach Part - 1: Validation against small-scale experiments[J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2022, 75: 104659. DOI: 10.1016/j.jlp.2021.104659.