

建筑物内气体爆炸效应简化计算研究综述^{*}

高康华^{1,2}, 赵天辉¹, 孙松¹, 郭强¹

(1. 陆军工程大学爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 江苏 南京 210007;

2. 解放军 92656 部队, 海南 三亚 572000)

摘要: 根据当前受限空间内气体爆炸效应的研究成果, 综述了建筑物内气体爆炸事故发生时室内压力、结构荷载及动力响应的简化计算方法, 内容包括室内气体爆燃压力及结构荷载特点、爆燃压力和结构响应计算模型等。重点阐述了基于实验数据的泄爆压力关联式和反映燃气爆燃主要物理过程的压力简化计算模型, 并分析了各类计算模型的适用性、存在问题以及爆燃荷载特征对结构响应的影响; 探讨了考虑建筑功能特点影响的工程简化计算模型, 对建筑物内爆燃压力计算应重点考虑点火位置、爆室几何特征、火焰燃烧速率、湍流效应以及泄爆结构开启过程等因素; 对爆燃事故中结构响应的计算, 应考虑爆燃荷载时程、结构初始静载与动载耦合、结构支座边界受载变化等因素。

关键词: 安全工程; 建筑物; 爆燃泄放; 计算方法

中图分类号: X932

国标学科代码: 1301575

文献标志码: A

当前建筑物内气体爆炸事故频频发生, 多以爆燃形式出现^[1-3], 室内气体爆燃压力上升速率慢、超压小(5~50 kPa), 但上升、持续时间长, 峰值多, 对结构和设备造成极大破坏^[4]。建筑物内气体爆炸效应研究关键在于确定爆燃压力及其在结构上产生的荷载, 而爆燃条件下结构变形、破坏可按现有工程结构抗爆计算方法^[5-6]计算, 但需注意荷载特点差异引发结构动力特性的变化。当前 FLUENT、LS-DYNA 等软件能较好模拟气体爆炸流场及结构动力响应, 但计算量大、耗时长, 仍需发展实用、简化的计算方法。根据已有研究成果, 针对气体爆炸效应评估、防护设计的工程实用计算方法, 从燃气爆燃压力特性及其简化计算模型、结构荷载确定及其动力计算等方面进行综述, 结合建筑功能特点, 探讨建筑物内燃气爆燃效应简化计算模型, 为进一步研究提供思路。

1 建筑物内部燃气爆燃压力特性

气体爆燃时形成由前驱波阵面和后续燃烧波阵面(火焰阵面)构成的双波三区结构, 火焰阵面与前驱波相互耦合形成正反馈机制, 前驱波强度随火焰传播速度 S_T 加快而增大, 当燃烧波追上前驱波时二者合一则形成爆轰波^[7]。研究表明^[1,8], S_T 较低时前驱波强度非常小, 近似于声波, 当 S_T 达到临界值 S_T^* 时, 前驱波强度开始增大, 可取 $S_T^* = 100 \text{ m/s}$ ^[1], 也可按下式计算^[8]:

$$\frac{S_T^*}{c_0} = \left\{ \frac{b-1}{(N+1)+b[1-(N+2)/\sigma]} \right\}^{1/(N+1)}, \quad b = 1 + \frac{0.5N}{\gamma_0 + 1}, \quad \sigma = \frac{\gamma_b - 1}{\gamma_b} \left(\frac{\gamma_0 - 1}{\gamma_0} + \frac{Q_0 \rho_0}{p_0} \right) \quad (1)$$

式中: c 为声速, γ 为绝热指数, ρ 为密度, Q 为混合物比燃烧热, p 为压力。下标 0 表示初始燃气混合物, 下标 b 表示燃烧阵面后方介质。 N 为对称参数, 对平面波 $N=0$, 柱面波 $N=1$, 球面波 $N=2$ 。

一般厂房、民宅中发生爆燃事故时, 气体浓度往往未达到最危险浓度, 爆炸初始即由泄压装置开启、门窗和隔墙破裂形成泄压口而伴随内部气体泄放, $S_T \ll S_T^*$ 时, 只需考虑燃烧压力波效应。文献[4,9]指出绝对尺寸较小的空间, 压力波传播距离较短, 室内压力发展可视为准静态过程, 采取泄压措施可有效降低室内压力峰值, 且 S_T 越小泄压效果越好。当前对受限空间泄爆已有大量研究^[10-13], 图1为立方体容器中心点火泄爆时内部压力时程^[14], 显示峰值多、作用时间长的特点。压力 p_1 到达时刻泄压口完全开启, 压力增

^{*} 收稿日期: 2016-07-06; 修回日期: 2016-11-08

基金项目: 国家自然科学基金项目(51308542)

第一作者: 高康华(1983—), 男, 博士, weikang515@163.com。

长速率先减小后增大;爆室充满爆燃产物后,压力增长速率开始下降(p_3 前后);压力 p_2 出现在燃烧产物开始泄放并点燃泄压口外未燃烧气体时刻,体现外部压力影响^[15];最高峰值压力 p_4 ,是爆燃后空间两个平行刚性壁面声振驻波,引发压力振荡和振荡燃烧产生^[16-17]。图 2 给出几种室内气体爆燃压力形式,其中图 2(a)仅包含单个峰值,常见于密闭空间或无约束泄压受限空间内部爆燃,曲线 2 为典型泄爆压力曲线^[18],认为爆燃后期压力上升速率很大,当前使用较多^[19-20];图 2(b)压力形式可能出现于由玻璃、隔墙等构件破裂时的气体泄放情况,该情况未考虑泄爆防护,泄压面积相对较小,仅能降低室内压力增长速率,不一定能形成明显峰值;图 2(c)、图 2(d)给出了安装泄爆设施时室内爆燃压力时程,第一个峰值出现在泄压口完全开启时刻,一般为最大峰值,第二个峰值对应于爆燃结束时,若泄爆结构不能有效开启或达不到泄压需求时,也会出现图 2(b)或图 2(d)所示情况。

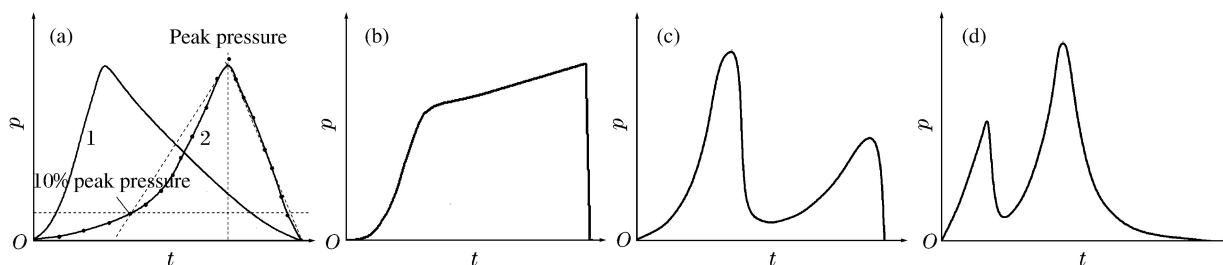


图 2 室内气体爆燃压力简图

Fig. 2 Indoor gas deflagration pressures diagram

建筑屋空间尺寸、泄压面积、内部障碍物等会引发 S_T 加快,使室内压力呈现明显的冲击波特性,并随时间、空间而变化。Lowensmith 等^[21]在 69 m^3 的空间内对甲烷/氢气混合物爆燃时不同部位压力进行量测,表明 S_T^* 最高可达 263 m/s ,空间内各点压力不相同,最高峰压发生在空间角落处,约为最低峰压的 2 倍,主要系压力波与结构壁面相互作用所致。在高速爆燃及爆轰状态下,气体泄放对室内压力发展影响较小^[22],泄压防护意义不大。

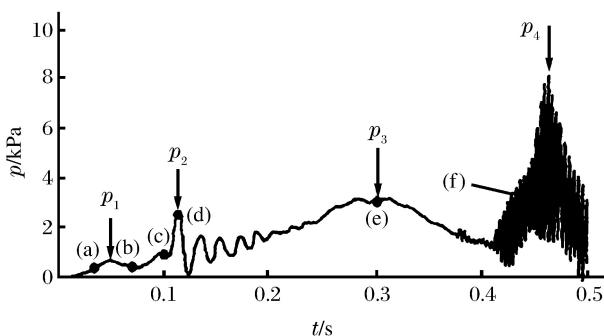
2 气体泄爆压力的工程实用计算

气体泄爆压力工程实用计算方法大多基于室内准静态压力假设,主要包括泄爆压力关联式和简化计算模型,前者是基于实验数据建立经验公式;后者根据爆燃特征引入合理假设建立简化数学模型,运用方程描述泄爆过程并求解。当前这两方面研究主要针对中小型规则几何空间,考虑中心或末端中部点火、气体混合均匀、内部空敞、泄放口单一等简单条件。而建筑物内爆燃压力受诸多因素影响(见表 1),应根据具体情况和防护需要,考虑主要影响因素,建立适用于某种条件的计算模型。

表 1 气体爆燃泄放影响因素

Table 1 Influencing factors of gas venting deflagration

类别	影响因素
爆源	燃气种类、组分及浓度
初始条件	点火前初始压力、温度和内部扰动
点火情况	点火源位置、点火强度
空间特性	爆室几何形状、尺寸、布局(单个房间或多个房间相连)
内部障碍物	形状、尺寸、位置、距离、排列形式
泄压口	尺寸、面积、位置、布列方式
泄爆结构	型式(门窗、隔墙、泄爆板等)、单位质量、开启压力

图 1 爆燃泄放压力时程图^[14]Fig. 1 Vent deflagration pressure time-history curve^[14]

2.1 泄爆压力关联式

泄爆压力关联式由实验数据拟合得到,参数较少、形式简单,便于工程计算;但大多以化学计量浓度或最佳浓度的某类混合气体在单一爆室内实验,旨在得到能用于工程泄压设计的最大泄爆压力 p_{red} 。文献[23-26]结合大量实验数据,分析现有泄爆压力关联式的适用范围和计算精度,指出其适用范围受实验条件严格限制,部分公式会产生较大误差。在预测建筑物内泄爆压力时,关联式无法确定压力时程,也不能全面考虑建筑功能特点,但可考虑一些主要影响因素并快速估算 p_{red} 。以下给出几种关联式,应用时根据实际工况按实验条件选取。

2.1.1 NFPA68—2013 公式

NFPA68—2013^[11]用下式计算建筑物等低强度封闭体的 p_{red} :

$$p_{\text{red}} < 50 \text{ kPa 时: } p_{\text{red}}^{1/2} = \frac{CA_s}{A_v}, C = \frac{S_u \rho_u}{2G_u} \frac{\lambda}{C_d} \left[\left(\frac{p_{\text{max}} + 1}{p_0 + 1} \right)^{\frac{1}{\gamma_b}} - 1 \right] (p_0 + 1)^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

式中: A_v 为泄爆面积, A_s 为包围体内表面积, p_{max} 为同条件下密闭空间内爆燃最大压力, p_0 为点燃前初始压力, S_u 为混合气体层流燃烧速度, ρ_u 为未燃混合气体密度, G_u 未燃气体声速质量流量, λ 为火焰速度增强因子, C_d 为泄流排放系数, C 为泄放参数。

式(2)将 p_{red} 与 A_v 和包围体几何尺度关联,可用于大型空间、气体浓度接近化学计量比、长径比 $L/D \leq 5$ 的情况。 γ 考虑火焰不稳定、气体泄放、障碍物等因素产生的湍流效应,避免发生对包含复杂工业设备的大型建筑物设计泄放面积偏小的情况,但无法考虑障碍物重复出现对火焰速度的提高^[15]。

2.1.2 Molkov 广泛关联式

Molkov 等^[27]基于实验数据拟合爆燃泄放影响参数,引入因子 π_{red} 和 Br_t 建立广泛关联式:

$$\pi_{\text{red}} < 1, Br_t > 1 \text{ 时: } \pi_{\text{red}} = Br_t^{-2.4}; \quad \pi_{\text{red}} > 1, Br_t < 1 \text{ 时: } \pi_{\text{red}} = 7 - 6Br_t^{0.5} \quad (3a)$$

$$\pi_{\text{red}} = \frac{p_{\text{red}} - p_0}{p_0}, Br_t = \frac{\sqrt{E_i/\gamma_u}}{\sqrt{36\pi_0}} \frac{A_v}{V^{2/3}} \frac{c_0}{S_u(E_i - 1)(\chi/\mu)}, \chi/\mu = \Xi_K \Xi_{LP} \Xi_{FR} \Xi_u' \Xi_{AR} \Xi_O \quad (3b)$$

式中: E_i 为燃烧产物膨胀因子, γ_u 为未燃气体绝热指数, V 为爆室体积, χ 为湍流因子, μ 为广义泄放因子, Ξ_K 为火焰阵面本身褶皱造成的湍流参数, Ξ_{LP} 为考虑某类燃气在空气中优先扩散造成火焰褶皱的湍流参数, Ξ_{FR} 为火焰表面不规则碎片增长引发的湍流效应参数, Ξ_u' 为考虑初始湍流的参数, Ξ_{AR} 为考虑爆室长径比的对火焰阵面影响的参数, Ξ_O 为考虑室内障碍物对火焰阵面影响的参数。该式通过调整 χ/μ 值减小计算结果与实验数据间的误差,可考虑多种因素对 p_{red} 影响,适用于各种化学计量参数混合物在 $10\,000 \text{ m}^3$ 容积范围爆室内爆燃泄放,可用于室内初始压力高达 0.7 MPa 的情况。但用于低强度封闭体泄爆时忽略静态开启压力,在用于建筑物泄爆时会产生一定误差。

2.1.3 Мишурев 关系式

Мишурев 等^[28]给出了适用于计算单个长方体房间内部 p_{red} 的关系式:

$$p_{\text{red}} = 16V_0 \sqrt[3]{V_0} \lambda^2 S_u^2 (\epsilon - 1)^2 \rho_v / A_v^2, \epsilon = p_{\text{max}} / p_0, \lambda = 2 + (5A_{\text{obs}}) / A_s \quad (4)$$

式中: V_0 为除去障碍物后房间容积; A_{obs} 为室内障碍物表面积之和; ρ_v 为泄放气体密度,房间长 L 、宽 B 、高 H 接近时,取 $\rho_v = 1.25 \text{ kg/m}^3$; $L/\sqrt{HB} \leq 10$ 且外墙泄压口均匀分布房间,按 $\rho_v \approx \rho_u/\epsilon + (\rho_u - \rho_u/\epsilon)(\sqrt{HB}/L)^{1/2}$ 计算,若泄压口集中在房间一端,则在泄压口附近点火时 $\rho_v = \rho_u/\epsilon$,在无孔一端点火时取 $\rho_v = \rho_u$ 。

该式考虑火焰阵面自紊流及内部构件、设备等障碍物的影响,通过泄放气体密度考虑房间尺寸及泄压口面积及分布对 p_{red} 影响,但未考虑气流泄放引发湍流效应对火焰速度的影响,室内结构、设备较为复杂时, A_i 、 λ 计算难度增大。

2.1.4 Dragosavic 公式

Dragosavic^[29]在体积为 $20.8 \sim 36.0 \text{ m}^3$ 的容器内进行天然气泄爆实验,考虑爆室体积、泄压面积和开启压力等因素,提出了民宅内天然气爆炸 p_{red} 计算式:

$$p_{\text{red}} > p_v + 3 \text{ kPa 时: } p_{\text{red}} = p_0 + 1\,000[3 + 0.5(p_v - p_0) + 0.04V_0^2/A_v^2] \quad (5)$$

式中: p_v 为玻璃等构件破坏压力,但未考虑湍流效应引发火焰的加速。

2.1.5 Sustek 公式

Sustek^[30] 基于 58 m³ 的房间内充入部分甲烷-空气混合物的爆炸实验数据^[31], 提出了最大泄爆压力 p_{red} 计算式:

$$p_{red} = p_a + p_i(\epsilon - 1) \frac{V_{cl}}{V} \exp \left\{ - \left[\frac{C_d A_v}{A_{x,v}} \frac{S_{CH_4} K_E}{S_u K_i} + \frac{2V}{V_{cl}} - \frac{0.05 A_v \omega}{V} - \frac{0.2 p_v}{p_i} \right] \right\} \quad (6)$$

式中: p_a 为环境压力, p_i 为室内点火时的绝对压力, p_v 为泄压口绝对开启压力; V_{cl} 为混合燃料体积, 取 $C_d = 0.81$, 取经验系数 $K_E = 5.118$; K_i 为点火系数, 当点火位置在泄压口对面的墙时取 $K_i = 1$, 点火位置在混合燃料中间时取 $K_i = 0.75$; $A_{x,v}$ 为泄压口所在墙的面积, S_{CH_4} 为甲烷-空气混合物层流燃烧速度。该式考虑爆室内部未充满混合燃料及部分特殊点火位置等因素, 可用于各类混合燃料, 但同样未考虑湍流效应引发火焰的加速。

2.1.6 Rasbash 公式

Rasbash 等^[32] 考虑了混合燃料的层流燃烧速度和泄爆装置开启的惯性效应, 给出了下式:

$$p_{red} = 1.5(p_v - p_i) + 1000\chi(P_1 + 2.5A_{x,min}/A_v)S_0/0.45, P_1 = (0.203\omega A_{x,min}/A_v + 1.17)V_0^{-1/3} \quad (7)$$

式中: χ 为湍流因子, $A_{x,min}$ 为最小壁面积, P_1 为泄爆装置惯性效应影响参数, ω 为泄压装置单位面积质量。并与 Butlin 等^[33] 在 28 m³ 容器中内用化学计量比的天然气-空气爆燃实验数据进行了对比。

2.1.7 Cubbage 和 Marshall 关系式

Cubbage 和 Marshall^[34] 基于两个容积均为 28 m³ 的连通房间内气体爆炸实验, 给出室内爆燃时相邻房间泄爆压力计算式:

$$p_2 = (ap_1 + bp_2^2)^{0.5}, a = (V_2/V_1)[46K_{w,2AV}v_b/V_2^{0.33}], b = (V_2/V_1)(K_2/K_{1,2}) \quad (8)$$

式中: p_1 、 p_2 为房间 1、2 内压力, V_1 、 V_2 为房间 1、2 的体积, $K_{w,2AV}$ 为房间 2 中压力折减系数平均值, v_b 为气体标准燃烧速度, $K_{1,2}$ 为房间 1、2 之间的泄放系数, K_2 为房间 2 的泄放系数。

该式可用于计算某室内气体爆燃时相邻房间内泄放压力, 主要以泄放系数控制两个房间压力变化, 未考虑泄爆过程湍流效应、泄爆结构开启等因素, 当实际工况与实验条件相差较大时会产生误差。

2.2 简化计算模型

当前受限空间内部泄爆压力简化计算模型多采用多域模型: 将室内爆燃分为密闭空间内爆燃和泄放燃烧 2 个阶段, 室内气体分为已燃气体、未燃气体和火焰阵面 3 个部分, 通过合理简化, 联立质量守恒、能量守恒方程、气体状态方程和泄流方程等建立的计算模型。通常采用了以下假设: 燃气、空气混合均匀并充满爆室; 爆室中心或末端点火; 火焰阵面不计厚度, 初始为球形, 传播时除与爆室内壁接触部分外, 其余阵面仍保持球形; 理想气体, 整个过程等熵、绝热; 气体泄放视为一维气体从小孔泄流; 室内爆燃压力发展为准静态过程; 某一时刻仅有未燃或已燃一种气体泄放; 引入湍流因子考虑湍流效应对火焰速度的增强等。现有多域模型研究中^[35-37], 尽管控制方程表达式不同, 但本质一致, 主要针对某一时段 Δt 内室内压力、气体质量等物理量变化, 建立运动方程组并求解。通过不计与内壁接触面积的火焰燃烧阵面面积 A_f 、传播速度 S_T , 联立等熵压缩方程得到爆燃产物质量 m_b , 如下式:

$$d\lambda/dt = (p_i/p_0)^{1/\gamma_u} A_f S_T / V_0 \quad \lambda = m_b/m \quad (9a)$$

式中: m 为初始时刻室内气体总质量。

根据未燃气体消耗量 m_u , 联立等熵压缩方程、质量守恒及体积方程可得爆燃产物体积 V_b :

$$\frac{dV_b}{dt} = (V_0 - V_b) \frac{1}{\gamma_u p_i} \frac{dp_i}{dt} + \left(\frac{p_i}{p_0} \right)^{-\frac{1}{\gamma_u}} V_0 \left(\frac{d\lambda}{dt} + \frac{d\beta}{dt} \right) \quad (9b)$$

式中: $\beta = m_c/m$, m_c 为泄放气体质量; p_i 为爆燃压力。若令 $V_b = V_b(x)$, 可得火焰传播距离 dx/dt 的表达式。

根据理想气体状态方程、等熵压缩方程及无耗散定压燃烧过程中能量守恒, 可得:

$$\left[\frac{1}{\gamma_b p_i} \left(\frac{p_i}{p_0} \right)^{\frac{1}{\gamma_u}} - (1 - \lambda - \beta) \left(\frac{1}{\gamma_b} - \frac{1}{\gamma_u} \right) \frac{1}{p_i} \right] \frac{dp_i}{dt} = \left[\frac{\gamma_u(\gamma_b - 1)}{\gamma_b} \frac{Q}{c_0^2} \left(\frac{p_i}{p_0} \right)^{\left(\frac{1}{\gamma_u} - 1 \right)} + \frac{\gamma_b - \gamma_u}{\gamma_b(\gamma_u - 1)} \right] \frac{d\lambda}{dt} - \frac{d\beta}{dt} \quad (9c)$$

式中: Q 为单位质量气体在定压燃烧过程中释放的能量, β 可按下式确定:

$$\frac{d\beta}{dt} = \begin{cases} C_D \frac{A_v}{V_0} \sqrt{\frac{2\gamma}{k-1}} p_i \rho_0 \left[\left(\frac{p_e}{p_i} \right)^{\frac{2}{\gamma}} - \left(\frac{p_e}{p_i} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma}} \right] & \frac{p_e}{p_i} \geq \beta_\gamma \\ C_D \frac{A_v}{V_0} \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1}} \left[\left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{2}{\gamma-1}} - \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{\gamma+1}{\gamma-1}} \right] p_i \rho_0 & \frac{p_e}{p_i} < \beta_\gamma \end{cases} \quad (9d)$$

式中: p_e 为室外绝对压力, $\beta_\gamma = [2/(\gamma_v + 1)]^{\gamma_v/(\gamma_v - 1)}$, γ_v 为泄放气体绝热指数, ρ_0 为室内气体初始密度。

文献[38-40]运用多域模型计算单个长方体房间内爆燃压力,可考虑室内中心或端部点火,不同燃料浓度、泄放面积、初始泄放压力、空间尺寸等因素影响。国外应用较多的有:DYNAMICS模型^[41]可考虑泄爆结构开启后惯性运动,用于任意形状的爆室,但爆室最大尺寸与最小尺寸比限定在5:1之内;SCOPE模型^[42]考虑了内部障碍物、点火点与泄放口位置,以及泄压口附近泄放气体点燃产生外部压力抑制气体泄放,引发室内压力增大的情况,适用于单个房间泄爆压力计算;CLICHÉ模型^[43]可用于计算含有障碍物的多个相连空间内任意位置点火的气体爆炸压力。这些模型均被大量实验数据所验证,比泄爆压力关联式更贴切实际、适用范围更大,但使用时应遵循假设条件,模型中火焰传播速度多为经验关联式,是制约简化模型发展的主要因素。

2.3 考虑建筑功能特点的简化计算模型

建筑功能特点使内部爆燃压力发展更为复杂,经验关联式受实验条件限制较大,爆室长径比常在3以内(该范围内点火位置距泄压口距离对泄放压力影响不大^[44]),很少考虑障碍物引发的火焰湍流效应,难以反映实际建筑物组合空间、尺寸多样、内部情况复杂的实际情况;简化计算模型总体上能较好反映泄爆物理本质,适用性较强、计算简便,但计算精度受假设条件影响较大。为使压力预测更符合实际,应从爆燃压力峰值、上升时间、持续时间等特征参量出发,抓住建筑功能影响的主要因素,发展相应的物理子模型,并通过大量各类规模的实验数据加以验证。总的看来,建筑功能对室内气体爆燃压力计算的影响主要为几何特征、火焰湍流效应、泄爆结构开启过程3个因素,体现在火焰阵面面积、火焰传播速度及泄压面积等物理量的确定方面。

2.3.1 几何特征的影响

影响建筑物泄爆压力的几何特征因素主要包括房间形状、几何尺寸和点火位置。简化计算模型中通过 A_f 计算 m_b , A_f 的确定与几何特征密切相关。图3给出了天然气在立方体容器中心点火时火焰形状变化^[14],爆燃初始火焰阵面呈球形,随着气流泄放会面向泄压口拉伸而呈现水滴状,且火焰阵面越靠近泄压口这一影响越大。

为简化计算,文献[35-36,39]将整个泄爆过程中火焰未与爆室内壁接触的阵面均视为球形,并由此确定 A_f 与火焰传播半径 r 的几何解析式,但仅适用于球形、柱形、长方体等简单、规则的爆室在内部中心或端部中心点火的情况。对任意形状爆室内部任意位置点火的情况,确定 A_f-r 的解析式十分困难,可根据实际情况借助现有三维建模软件,以空间几何体内部某点为球心绘制一系列半径不断增大的球体,利用相关命令即可确定半径为 r_i 的球体与空间几何体的相交部分的面积或体积,以此拟合出该工况下的 A_f-r 关系式,但该方法仍无法考虑泄放引发火焰形状的变化。泄爆过程中,实际火焰阵面形状非常复杂,文献[40]针对左侧开设一个泄压口的单个长方体空间(见图4),针对室内中心和右端中心点火,将火焰形状视为椭球体和球体的组合,火焰阵面接触泄压口前,室内中心点火时 $A_f = (A_e + A_s)/2$,其中 A_e 、 A_s 分别为椭球体和球体部分表面积,右侧端部中心点火时 $A_f = A_e/2$,火焰阵面接触泄压口后只需减去泄放口外的椭球体面积。

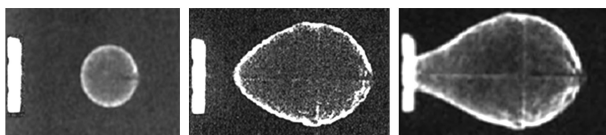


图3 泄爆过程中室内火焰传播^[14]

Fig. 3 Internal flame propagation at various phases of a vented explosion^[14]

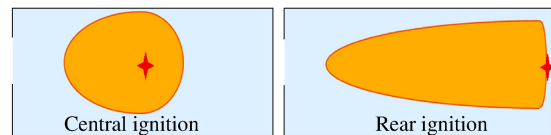


图4 不同点火位置的火焰阵面形状^[40]

Fig. 4 Flame shapes varying with ignition location^[40]

2.3.2 爆燃火焰传播速度

爆燃火焰传播速度是建筑物泄爆计算的关键。燃料种类、浓度一定的情况下, S_T 主要受 3 方面影响, 一是建筑物较大尺度的内部空间, 会使传播过程中火焰阵面出现各种不稳定现象和细胞状态结构, 阵面出现褶皱并偏离球形形状; 二是泄压口形状和位置要满足建筑使用要求, 多样的布列形式会使气体泄放造成的火焰湍流效应更为严重; 三是建筑内往往含有大量障碍物, 其任意性和不规则性也使引发的湍流效应难以预测。当前简化计算模型中主要采用燃烧子模型处理火焰传播问题^[45], 多用经验关联式确定^[46]。根据容器泄爆, 有^[11,36,47]:

$$S_T = \lambda S_u, S_u = S_0 (T/T_0)^\alpha (p/p_0)^\beta, \lambda = \lambda_1 \lambda_2, \beta_1 = 1.23, \beta_2 = 0.0487 \text{ m/s} \quad (10a)$$

$$\lambda_1 = \begin{cases} 1 & (Re_f < Re_{fc}) \\ \left(\frac{Re_f}{Re_{fc}}\right)^\theta & (Re_f \geq Re_{fc}) \end{cases}, \lambda_2 = \max\left\{1, \beta_1 \left(\frac{Re_v}{10^6}\right)^{\beta_2/S_u}\right\}, \begin{cases} Re_f = \frac{\rho_u S_u D}{2\mu_u} \\ Re_v = \frac{\rho_v u_v D_v}{2\mu_v} \end{cases}, u_v = \begin{cases} \sqrt{2 \times 10^5 \frac{p_{red}}{\rho_u}} & (p_{red} < 90 \text{ kPa}) \\ c_u & (p_{red} \geq 90 \text{ kPa}) \end{cases} \quad (10b)$$

式中: T 为室内温度, 下标 0 为初始值; S_0 为标准层流燃烧速度; α, β 为温度和压力指数, 取 $\alpha = 2.18 + 0.8(\varphi - 1)$, $\beta = -0.16 + 0.22(\varphi - 1)$ ^[36], 或 $\alpha = 1.5 \sim 2.0$, $\beta = -0.25$ ^[47]; φ 为当量比, 可取 $\varphi = 0.8 \sim 1.5$; λ_1 为燃烧不稳定性系数; λ_2 为泄放扰动系数; Re 为雷诺数, μ 为气体动力黏度, 下标 f 表示火焰, u, v 表示未燃烧和泄放气体; D 为爆室等效水力学直径, D_v 为泄放口直径; u_v 为泄放气流速度; Re_{fc} 为临界火焰雷诺数, 取 $Re_{fc} = 15\,555E_i - 16\,667$ ^[36], 或 $Re_{fc} = 4\,000$ ^[11]; 经验参数 θ 与爆室和气体特性无关^[36], 可取 $\theta = 0.39$ ^[11]。

上式用于容器泄爆, 适用条件为 0.04~5 MPa 室内压力、298~700 K 温度范围内, 通过 λ 考虑各类因素对 S_T 的影响, 使计算大为简化, 若结合建筑实际工况引入相关参数, 可更好确定 S_T , 如式(3b)。与爆炸容器相比, 建筑物内障碍物较多, 引发湍流效应更复杂, 当前主要在密闭管道内研究爆燃火焰湍流效应, 多为通过实验对空间几何特性、阻塞率、障碍物形状、尺寸、数量、间距等进行定性分析^[48-50], 或运用物理子模型对某特定情况进行详细数值模拟^[51-53], 缺少适用于定量分析建筑内部爆燃火焰湍流效应的简化方法。NFPA68-2013^[11], 令 $\lambda = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 \lambda_4$, 并用实验数据验证^[54], 其中 λ_3 为室内障碍物影响参数, $A_{obs}/A_s < 0.4$ 时, $\lambda_3 = 1$; $A_{obs}/A_s \geq 0.4$ 时, $\lambda_3 = 0.6 + A_{obs}/A_s$ 。 λ_4 为考虑屋室长径比 L/D 的影响参数, $L/D \leq 2.5$ 时, $\lambda_4 = 1$; $L/D = 2.5 \sim 5.0$ 且 $p_{red} < 200 \text{ kPa}$ 时, $\lambda_4 = 1 + [(L/D)/2.5 - 1]^2$ 。文献[28]考虑障碍物影响时, 也将 λ 视为 A_{obs}/A_s 的函数, 如式(4)。当室内障碍物繁杂时 A_{obs} 计算也十分复杂, NFPA68-2013^[11] 给出了相应的计算原则。此外, 上述计算式中, 部分参数值是通过与实验数据对比调节获得, 在用于建筑物内泄爆压力计算时, 这些参数仍需运用相关实验数据反复验证并确定。

2.3.3 泄爆结构的开启过程

建筑物泄压口往往用泄爆结构封堵, 如泄爆门窗、泄爆墙体(屋面)等, 室内达到开启压力后即打开。对于强爆轰状态, 室内压力和结构荷载瞬间到达峰值, 使泄爆结构瞬间开启, 但室内设备和结构很可能在泄压前就已经被破坏, 泄压防护效果不大; 对爆燃状态, 泄压面积随泄爆结构开启过程逐渐增大, 这是在计算中应当考虑的。但现有泄爆关联式大多未考虑泄爆结构开启过程, 部分公式针对某一单位质量范围内的泄爆板惯性作用^[11], 适当增加了泄放面积。为此, 在理论简化计算模型中, 可将式(9d)中 A_v 按下式确定:

$$A_v = \left(\sum_{j=1}^n S_{v,j}^W \psi_j\right) S_W^C / S_W + \left(\sum_{k=1}^m S_{v,k}^R \psi_k\right) S_R^C / S_R \quad (9e)$$

式中: n, m 为建筑物墙内和顶部可被击穿形成泄压口的结构种类数量; S_v^W, S_v^R 为墙内、顶部的可击穿构件面积; S_W, S_R 为墙壁和顶部面积; S_W^C, S_R^C 为 Δt 时段某类泄放气体与爆室墙体和顶部内壁的接触面积; ψ 为可击穿结构开启的相对泄压面积, 通过确定其与室内超压 Δp 关系 $\psi(\Delta p)$ 反映可击穿结构泄压面积的形成规律。

SCOPE2 模型用标准压力泄放流动关系式模拟火焰传播前方泄放口开启, 认为泄压面积随着泄放结构开启而线性增大; 文献[55-56]基于实验数据^[57], 考虑铰支转动式和移动式泄放惯性板的开启规

律,分析泄放面积形成过程,并将应用于 CINDY 程序;文献[58]针对不同打开方式的转动式泄爆板,基于板的运动方程确定开启过程中的有效泄放面积,将其运用到多域模型中,计算了建筑墙体或屋面单独安装某类泄爆板的泄放压力。

此外,易碎性泄爆结构通过爆炸压力作用下自身碎裂形成泄压口,泄压效率取决于结构破坏效果,受到材料性能、几何尺寸、边界条件等因素影响,泄爆效率和开启过程预测难度大。而在实际情况中部分结构又不可避免的行使着泄爆职能和影响爆燃压力的发展,主要有以下3种情况:一是玻璃用作建筑采光和外部装饰,在内部压力作用下势必破碎并形成泄压口;二是建筑非承重砖墙、内部隔墙等强度较低的脆性结构,在爆燃压力作用下可能会先于承重结构破裂形成泄压孔洞;三是现行图集^[59]中给出了易碎性泄爆结构的制作详图,当前我国众多工业厂房防爆设计均采用了大面积易碎性的泄爆墙、泄爆屋顶。这几种情况下泄爆口开启首要解决泄爆结构动力响应问题,对爆燃压力的影响则取决于泄爆结构的开启过程,目前研究常认为泄压口瞬间完全敞开,结构的初始破碎压力即为严重破坏压力^[60],而忽略结构破裂后泄压面积逐渐增大的过程,这与实际情况差别较大。鉴于易碎性结构主要承受从零到结构破裂时刻对应爆燃压力,可通过实验和数值模拟研究其爆炸破坏状态,构建出关系式 $\psi(\Delta p)$,将其作为子模型应用到简化计算模型中。

3 气体爆燃下结构动力计算

3.1 结构荷载计算

建筑物内部燃气爆燃时,结构动载与火焰传播速度 S_T 密切相关。现有研究认为 S_T 较小时结构爆炸荷载可视为均匀分布,等值于室内准静态压力。准静态荷载假设大大简化了计算方法,但也由于忽略了压力波和气体流动的爆燃特征而产生误差,仅能作为室内爆燃压力的一种预估方法。对于地下坑道、煤矿巷道以及综合管廊等一类特种建(构)筑物内部,或者内部有复杂障碍物(设备、管道等)的房间,爆燃时 S_T 不断增大,有可能发生高速爆燃甚至爆轰事故,产生极强的压差,室内爆燃波效应明显,准静态压力计算模型误差更大^[45]。此时应首先确定爆燃波参数,再考虑波与结构相互作用确定结构荷载,考虑压力波反射一般分为规则反射和不规则反射区,结构荷载分布可能不均匀。对上述两类方法的适用范围,文献[61]认为 $S_T^*/c_0=0.1\sim 0.2$,然而确定实际火焰传播速度极为困难,在评估室内爆燃压力对结构毁伤效应和结构抗爆设计时,可按两种方法计算,再取危险值作为结构爆炸荷载。

尽管气体爆燃波与炸药爆炸冲击波均可视为间断面的运动,但爆燃波后伴随着化学反应,在间断面后释放化学能,同时火焰阵面是在被前驱波扰动过的介质中传播,这与无反应气体中的冲击波所不同。当前对爆燃波参数研究中,文献[1]给出了 $S_T < S_T^*$ 时前驱波与火焰阵面之间超压 Δp 的计算式,但无法计算前驱波参数:

$$\Delta p/p_0 = 2\gamma_0(1 - \epsilon^{-1})(S_T/c_0)^3(c_0 t/r - 1) \quad (11)$$

式中: r 、 t 为火焰传播距离和时间。文献[8]给出了可计算任意火焰阵面传播速度下,燃气混合物一维爆燃时包括前驱波和火焰阵面在内的整个流动区域中所有参数分布的解析关系式,计算偏差约2%~4%。关于气体爆炸波与结构的相互作用,可按冲击波在刚性表面一维反射计算^[8],以反射超压作为结构最大爆炸荷载。当前对荷载上升、持续时间研究较少,对考虑气体爆燃波波效应的结构荷载工程计算方法有待进一步研究。

室内气体爆炸升压时间一般在100~300 ms范围,远大于结构基本周期,文献[62-63]将其视为静载作用,但实验表明,按等峰值静载计算结构响应与实验数据有较大不同^[64],原因在于忽略材料在动载作用下强度的变化。文献[18]认为爆炸后期压力上升速率很大,高压持续时间短,如图5(a)所示,不考虑动力效应会产生较大误差,文献[19]将该曲线简化为图5(b)三角形荷载,其中 p_v 为泄爆超压, p_m 为峰值超压, t_v 为泄爆时间, t_m 为峰值时间。为此,工程设计中常采用等效静载法,用动力系数 K_d 考虑动力效应,与荷载、结构频率和变形程度等相关^[65]。文献[11]对建筑物等弱强度包围体强度设计,将荷载视为直线上升三角荷载(图5(b)中A点后三角形荷载形式),考虑压力升高速率产生的动态效应,认为

最不利情况时取 $K_d = 1.5$ 。文献[66]基于实验数据,确定 K_d 如下:

$$K_d = \begin{cases} 1.1 & S_T \leq 30 \text{ m/s} \\ 1.1 + 0.0043(S_T - 30) & 30 \text{ m/s} \leq S_T < 100 \text{ m/s} \\ 1.4 & S_T \geq 100 \text{ m/s} \end{cases} \quad (12)$$

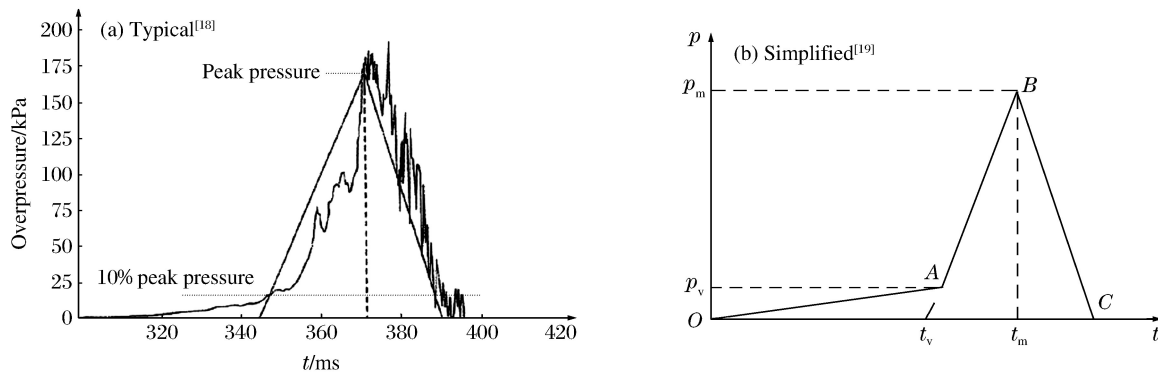


图 5 泄爆压力曲线

Fig. 5 Venting deflagration pressures

3.2 结构动力响应计算

现有爆炸条件下结构动力响应研究主要在化学爆炸和核爆炸情况下^[5],在结构抗爆设计和毁伤效应快速评估中多采用单自由度等效体系近似计算最大位移和内力。与化爆或核爆炸瞬间产生冲击波相比,室内燃气爆燃条件下,爆燃压力峰值多、上升时间和作用时间长,结构最大位移、内力不一定在振动第一周期,随着振动循环次数增加阻尼衰减影响愈加显著,受载对象多为工民建结构,设计时未考虑爆炸动载,楼板、天花板等部分结构存在初始静载和位移,爆室顶板受载运动引发柱、墙等承重结构顶部支座轴向压力变化。当前此方面研究主要考虑了上升时间 t_r 、作用时间 t_d 对结构响应的影响,如文献[67]计算表明峰值相同时, t_r 越大,荷载上升速率越小,结构变形也越小;而文献[68]分析了 $t_r/t_d = 0$ 和 $t_r/t_d = 0.4$ 两种情况下结构响应的压力-冲量曲线($p-I$ 图),指出在动态区某一范围内,上升时间较长的荷载使结构产生的动力响应更大,原因在于加载速率和结构频率之间的共振。但是,现有文献对气体爆燃条件下,结构初始静载与动载耦合、结构支座边界受载变化等因素对动力响应的影响研究很少。同时,对屋室内部产生较高强度的爆燃波及至爆轰波条件下,结构荷载的确定、动力响应特性以及泄爆后室内压力的计算方法研究也不多。

4 结 论

(1)室内气体爆燃压力与火焰传播速度密切相关,火焰传播速度较小时,压力发展可视为准静态过程;随着火焰传播速度的增大,爆燃压力的波动效应逐渐明显,室内压力不均匀,确定结构荷载时应考虑压力波与结构的相互作用。鉴于实际爆燃事故中火焰传播速度很难确定,应分别按两种方法确定爆炸荷载并计算结构响应,再取最危险值作为结构抗爆设计荷载。

(2)按准静态假设计算室内爆燃压力时,经验关联式适用范围受实验条件限制较大,大多为计算最大泄放压力和泄压面积,无法确定整个压力时程。简化计算模型采用理想几何特征简化实际情况,计算泄爆主要物理过程的相关参数,使用时应考虑爆燃几何特征、火焰传播速度、泄爆结构开启过程等建筑功能特点,可采用物理子模型分别考虑这些因素对室内压力的影响,并运用大量实验数据加以验证。

(3)对气体爆燃条件下建筑结构毁伤效应评估和抗爆设计,应充分考虑爆燃荷载的动力效应。运用单自由度等效体系计算模型时,应考虑爆燃压力上升、作用时间长、峰值多的特点,以及结构初始静载与动载耦合、结构支座边界受载变化等因素对结构动力响应的影响。

建筑物内部气体爆燃破坏效应受较多因素影响,在实际计算时应根据实际工况和防护需要具体分析,引入合理假设确定适用、简化的计算模型。

参考文献:

- [1] 赵衡阳. 气体和粉尘爆炸原理[M]. 北京:北京理工大学出版社,1996:75,291.
- [2] 韩永利,陈龙珠. 燃气爆炸事故对住宅建筑的破坏[J]. 土木建筑与环境工程,2011,33(6):120-123,128.
HAN Yongli, CHEN Longzhu. Failure analysis of residential buildings under the gas explosion accident[J]. Journal of Civil, Architectural and Environmental Engineering, 2011,33(6):120-123,128.
- [3] 曲艳东,吴敏,王家力,等. 燃气爆炸对砖混建筑的结构破坏研究[J]. 渤海大学学报(自然科学版),2013,34(3):323-327.
QU Yandong, WU Min, WANG Jiali, et al. Study on the structure failure of the masonry buildings under the flammable gas explosion[J]. Journal of Bohai University (Natural Science Edition), 2013,34(3):323-327.
- [4] 毕明树,杨国刚. 气体和粉尘爆炸防治工程学[M]. 北京:化学工业出版社,2012:13,46-57.
- [5] 钱七虎,王明洋. 高等防护结构计算理论[M]. 南京:江苏科学技术出版社,2009:68-149.
- [6] KRAUTHAMMER T. Modern protective structures (civil and environmental engineering)[M]. Boca Raton: CRC Press, 2008.
- [7] 张奇,白春华,梁慧敏. 燃烧与爆炸基础[M]. 北京:北京理工大学出版社,2007.
- [8] 奥尔连科 И И. 爆炸物理学[M]. 孙承伟,译. 北京:科学出版社,2011:549-557.
- [9] 中国土木工程学会. 中国土木工程指南[M]. 2版. 北京:科学出版社,2000:1537.
- [10] Accidental actions and background materials for internal explosion; EN 1991-1-7-2006[S]. CEN, 2006.
- [11] NFPA. Standard on explosion protection by deflagration venting; NFPA 68-2013[S]. Quincy, MA: National Fire Protection Association, 2013.
- [12] Pressure venting of dust explosions; VDI 3673-1-2002[S]. Dusseldorf: Verein Deutscher Ingenieure, 2002.
- [13] 中华人民共和国公安部. 建筑设计防火规范; GB 50016-2014[S]. 北京:中国计划出版社,2014.
- [14] 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.
- [15] Rodgers S A, Zalosh R. NFPA 68-new gas venting equations[C]//9th Global Congress on Process Safety. San Antonio Texas, 2013:1-26.
- [16] 王宝兴. 声动不稳定燃烧压力峰 P3 的产生机理和实验验证[J]. 工程热物理学报,1988,9(4):379-383.
WANG Baoxing. The buildup mechanism of pressure peak (P3) driven by acoustically instable combustion and its examination tests[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 1988,9(4):379-383.
- [17] 王宝兴,李振彦. 可燃气体爆炸泄压过程中声动不稳定燃烧压力峰减弱方法的研究[J]. 爆炸与冲击,1989,9(2):130-136.
WANG Baoxing, LI Zhenyan. On the elimination measures of pressure peak driven by acoustically unstable combustion in vented gas explosions[J]. Explosion and Shock Waves, 1989,9(2):130-136.
- [18] MURRAY J S, VINCENT H Y T, BRIAN C. Analysis of results from large scale hydrocarbon gas explosions [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2000,13(2):167-173.
- [19] 韩笑. 燃气爆炸荷载下砖砌墙体的动力响应研究[D]. 西安:长安大学,2012:48-50.
- [20] 韩永利,陈洋,陈龙珠. 基于 LS-DYNA 的墙体抗燃气爆炸能力数值分析[J]. 防灾减灾工程学报,2010,30(3):298-302.
HAN Yongli, CHEN Yang, CHEN Longzhu. Simulation on anti-blast ability of masonry wall under gas explosion load based on LS-DYNA[J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2010,30(3):298-302.
- [21] LOWESMITH B J, MUMBY C, HANKINSOM G, et al. Vented confined explosions involving methane/hydrogen mixtures[C]//3rd ICHS, 2009:16-18.
- [22] BJERKETVEDT D, BAKKE J R, VAN WINGERDEN K. Gas explosion handbook[J]. Journal of Hazardous Materials, 1997,52(1):1-150.
- [23] 李岳,王淑兰,丁信伟,等. 气体爆炸泄放计算方法比较与实验[J]. 石油化工设备,2003,14(1):6-10.
LI Yue, WANG Shulan, DING Xinwei, et al. Comparison of calculation methods and experiment for venting of gas explosion[J]. Petro-Chemical Equipment, 2003,14(1):6-10.

- [24] RAZUS D, KRAUSE U. Comparison of empirical and semi-empirical calculation methods for venting of gas explosions[J]. Fire Safety Journal, 2001,36(1):1-23.
- [25] PARK D J, LEE Y S. A comparison on predictive models of gas explosions[J]. Korean Journal of Chemical Engineering, 2009,26(2):313-323.
- [26] SUSTEK J, JANOVSKY B. Comparison of empirical and semi-empirical equations for vented gas explosion with experimental data[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2013,26(6):1549-1557.
- [27] MOLKOV V, BRAGIN M. Hydrogen-air deflagrations; Vent sizing correlation for low-strength equipment and buildings[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2015,40(2):1256-1266.
- [28] РАСТОРГУЕВ Б С, ПЛОТНИКОВ А И, ХУСНУТДИНОВ Д З. Проектирование зданий и сооружений при аварийных взрывных воздействиях. Учебное пособие [М]. Издательство Ассоциации Строительных Вузов, 2007.
- [29] DRAGOSAVIC M. Structural measures against natural-gas explosion in high-rise blocks of flats[Z]. Heron, 1973.
- [30] SUSTEK J. Vypocet maximalniho pretlaku pri ventilovanem vybuchu plynuve 3D geometrii[D]. Diplomova prace, Pardubice: KTTV, 2006.
- [31] JANOVSKY B, SELESOVSKY P, HORKEL J, et al. Vented confined explosions in stramberk experimental mine and AutoReaGas simulation[J]. Journal of Loss Prevention in Process Industries, 2006,19(2/3):280-287.
- [32] RASBASH D J, DRYSDALE D D, KEMP D. Design of an explosion relief system for a building handling liquefied fuel gas[C]//Symposium Series on Process Industry Hazards. London: Institution of Chemical Engineers, 1976:145-156.
- [33] BUTLIN R N, TONKIN P S. Pressures produced by gas explosions in a vented compartment:1019[R]. Borehamwood: Fire Research Station, 1974:3-5.
- [34] BANGASH M Y H. Shock, impact and explosion[M]. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag, 2009:691.
- [35] KIM Joon Hyun, KIM Joo-Hyun. Simplified modeling of deflagration in vessels[J]. KSME International Journal, 2004,18(8):1338-1348.
- [36] 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,2006:22-57.
- [37] KOBIERA A, KINDRACKI J, ZYDAK P, et al. A new phenomenological model of gas explosion based on characteristics of flame surface[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2007,20(3):271-280.
- [38] HAN Yongli, CHEN Longzhu. Mechanical model of domestic gas explosion load[J]. Transactions of Tianjin University, 2008,14(6):434-440.
- [39] 孙敖. 建筑物内可燃气体爆燃泄放研究[D]. 南京:解放军理工大学,2013.
- [40] UGARTE O J, AKKERMAN V, RANGWALA A S. A computational platform for gas explosion venting[J]. Process Safety and Environmental Protection, 2016,99:167-174.
- [41] MOLKOV V V. Explosions in buildings: Modeling and interpretation of real accidents[J]. Fire Safety Journal, 1999,33(1):45-56.
- [42] PUTTOCK J S, YARDLEY M R, CRESSWELL T M. Prediction of vapour cloud explosions using the SCOPE model[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2000,13(3):419-430.
- [43] CATLIN C A. CLICHÉ: A generally applicable and practicable offshore explosion model[J]. Process Safety and Environmental Protection, 1990,68(B):245-253.
- [44] 王宝兴, 龚延晖, 张银花, 等. 超长建筑物爆炸泄压特性的试验研究[J]. 工程热物理学报, 1998,19(5):652-656. WANG Baoxing, GONG Yanhui, ZHANG Yinhu, et al. The experimental studies on deflagration venting from elongated building[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 1998,19(5):652-656.
- [45] LEA C J. A review of the state-of-the-art in gas explosion modeling[R]. Buxton: Fire and Explosion Group, 2002.
- [46] 孙明波, 白雪松, 王振国. 湍流燃烧火焰面模式理论及应用[M]. 北京:科学出版社,2014:5-15.
- [47] 吴冬辉, 王淑兰. 气体燃爆泄放过程中燃烧速率的评价[J]. 化学工业与工程技术, 2005,26(3):4-7. WU Donghui, WANG Shulan. The evaluation of combustion speed in gas explosion venting process[J]. Journal of

- Chemical Industry and Engineering, 2005,26(3):4-7.
- [48] IBRAHIM S S, MASRI A R. The effects of obstructions on overpressure resulting from premixed flame deflagration[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2001,14(3):213-221.
- [49] 齐峰. 障碍物对甲烷-煤粉爆炸强度影响的实验研究[D]. 大连:大连理工大学,2008.
- QI Feng. Experimental study on the effect of obstruction on methane-coal dust explosion intensity[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2008.
- [50] 毕明树,董呈杰. 密闭空间障碍物条件下甲烷-空气爆炸实验[C]//中国职业安全健康协会 2009 年学术年会论文集. 北京:煤炭工业出版社,2009.
- [51] FAIRWEATHER M, HARGRAVE G K, IBRAHIM S S, et al. Studies of premixed flame propagation in explosion tubes[J]. Combustion and Flame, 1999,116(4):504-518.
- [52] 应展烽. 预混火焰与障碍物相互作用的研究[D]. 南京:南京理工大学,2008.
- YING Zhanfeng. Research on the interact between premixed flame and obstruction[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2008.
- [53] 李帆. 管道内障碍物对可燃气体燃爆影响的仿真研究[D]. 太原:中北大学,2009.
- LI Fan. Numerical simulation of combustive gas explosion in the horizontal pipeline build-in obstacles [D]. Taiyuan: North University of China, 2009.
- [54] ZALOSH R G. Explosion venting data and modeling literature review[R]. Quincy, MA: Fire Protection Research Foundation, 2008.
- [55] MOLKOV V V, EBER R M, GRIGORASH A V, et al. Vented gaseous deflagrations: Modelling of translating inertial vent covers[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2003,16(5):395-402.
- [56] MOLKOV V V, GRIGORASH A V, EBER R M, et al. Vented gaseous deflagrations: Modelling of hinged inertial vent covers[J]. Journal of Hazardous Materials, 2004(116):1-10.
- [57] HÖHST S, LEUCKEL W. On the effect of venting large vessels with mass inert panels[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 1998,11(2):89-97.
- [58] 高康华,王明洋,程志军,等. 泄爆板开启规律及对室内爆燃压力的影响[J]. 深圳大学学报:理工版,2011,28(6):529-534.
- GAO Kanghua, WANG Mingyang, CHENG Zhijun, et al. Open-rules of vent closures and its effect on internal deflagration pressure[J]. Journal of Shenzhen University: Science and Engineering, 2011,28(6):529-534.
- [59] 中国建筑标准设计研究院. 国家建筑标准设计图集-14J938:抗爆、泄爆门窗及屋盖、墙体建筑构造 [M]. 北京:中国计划出版社,2014.
- [60] 曾清樵. 建筑防爆设计[M]. 北京:中国建筑工业出版社,1986.
- [61] ОРПОВ Г Г. Легкосбрасываемые конструкции для взрывозащиты промышленных зданий[M]. Москва: Стройиздат, 1987.
- [62] 叶宏. 民用燃气爆炸及对建筑结构影响的分析与研究[D]. 北京:清华大学,1994.
- YE Hong. Analysis and research of gas explosion effect on structure[D]. Beijing: Tsinghua University, 1994.
- [63] 郭文军,崔京浩,江见鲸. 燃爆作用下板的动力响应分析[J]. 工程力学,1999,16(增刊):505-509.
- GUO Wenjun, CUI Jinghao, JIANG Jianjing. The dynamic response analysis of board under gas explosion load [J]. Engineer Mechanical, 1999,16(suppl):505-509.
- [64] BEAK M, COLWELL S A, CROWHURST D, et al. The behavior of masonry and concrete panels under explosion and static loading [R]. Bucknalls Lane, Watford: Building Research Establishment, 1994.
- [65] 方秦,柳锦春. 地下防护结构[M]. 北京:中国水利水电出版社,2010:195.
- [66] ПИЛЮГИН Л П. Обеспечение взрывоустойчивости зданий с помощью предохранительных конструкций[M]. Пожарная Безопасность И наука, 2000.
- [67] KANG K Y, CHOI K H, CHOI J W, et al. Dynamic response of structural models according to characteristics of gas explosion on topside platform[J]. Ocean Engineering, 2016,113:174-190.
- [68] BAKER W E, COX P A, WESTINE P S. 爆炸危险性及其评估[M]. 张国顺,文以民,刘定吉,译. 北京:群众出版社,1988.

Simplified calculation methods of gaseous explosion effects in buildings

GAO Kanghua^{1,2}, ZHAO Tianhui¹, SUN Song¹, GUO Qiang¹

(1. *National Key Laboratory for Explosion & Impact and Disaster Prevention & Mitigation*,
Army Engineering University, Nanjing 210007, Jiangsu, China;
2. *92656 Troops, PLA, Sanya 572000, Hainan, China*)

Abstract: In this paper the simplified calculation methods of internal pressure, structure load and dynamic response in gas deflagration in buildings were reviewed based on the current research achievements of gas explosion in confined space, including mainly the characteristics of deflagration pressure and structural load, the computation models of deflagration pressure and structural response. The empirical correlations of venting deflagration pressure based on experiment data and simplified calculation methods of venting deflagration pressure reflecting the fundamental physical process were examined in detail. The applicability of various models and the influences of deflagration load characteristics on the structural response were analyzed. The simplified calculation models for engineering that considering the influence of building functions were discussed with some advices given. In terms of the deflagration pressure calculation model, the ignition position, geometric characteristics of the blast chamber, turbulence effect of flame propagation and open process of venting structures should be considered. It was concluded that in terms of the calculation method of the structural dynamic response, some influencing factors such as deflagration load time-history, static-dynamic coupling loading and structure supporting load change should be taken into account.

Keywords: safety engineering; building; venting deflagration; calculation methods

(责任编辑 毛大胜)