

研究论文

DOI: 10.11949/j.issn.0438-1157.20170220

破坏压力对含有弱顶面受限空间内油气爆燃超压荷载的影响

王世茂¹, 杜扬¹, 梁建军¹, 周艳杰², 李国庆¹, 齐圣¹

(1 中国人民解放军陆军勤务学院, 重庆 401311; 2 中国石油长庆油田分公司规划设计处, 陕西 西安 710018)

摘要: 基于实验研究了静态破坏压力 (p_{ST}) 对含有弱顶面受限空间内油气爆燃超压荷载的影响, 实验结果显示: 不同 p_{ST} 下超压时序曲线分为 4 种类型, 超压峰值包括破膜峰值 (Δp_1)、泄流峰值 (Δp_2)、外部爆燃峰值 (Δp_3) 和局部不稳定燃烧峰值 (Δp_4)。当 $0 \leq p_{ST} \leq 2.5$ kPa 时, 内部的最大峰值为 Δp_3 ; 而当 $5 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 30$ kPa 时, 内部的最大峰值为 Δp_1 。对于受限空间外部, 最大峰值均为 Δp_3 。当 $2.5 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 20$ kPa 时, 外部爆燃和泄放负压耦合会诱导容器内形成压力振荡, 振荡周期和持续时间与 p_{ST} 有关。破膜阶段持续时间与 p_{ST} 呈正比, 而泄流、外部爆燃、压力荷载振荡阶段持续时间与 p_{ST} 呈反比。内外超压峰值均随着 p_{ST} 的增大而升高, 内部 Δp_1 和 Δp_2 的数值与 p_{ST} 呈线性关系, 外部 Δp_3 的数值与 p_{ST} 呈二次函数关系。

关键词: 弱顶面; 受限空间; 油气; 超压; 混合物; 爆燃; 实验验证

中图分类号: X 932

文献标志码: A

文章编号: 0438—1157 (2017) 12—4865—09

Effect of static rupture pressure on overpressure loadings of gasoline-air mixture deflagration in confined space with weak roof

WANG Shimao¹, DU Yang¹, LIANG Jianjun¹, ZHOU Yanjie², LI Guoqing¹, QI Sheng¹

(¹The Army Logistics University of PLA, Chongqing 401311, China; ²Planning Division of PetroChina Changqing Oilfield Company, Xi'an 710018, Shaanxi, China)

Abstract: The effect of static rupture pressure (p_{ST}) on overpressure loadings caused by gasoline-air mixture deflagration was obtained based on experimental research in a vessel with a weak roof. The results showed that Δp - t profiles under different p_{ST} were divided into four types, and the main overpressure peaks were burst peak (Δp_1), vent flow peak (Δp_2), external deflagration peak (Δp_3) and locally instable combustion peak (Δp_4). The maximum overpressure peak inside the vessel was Δp_3 when p_{ST} was greater than or equal to 2.5 kPa, however, the maximum overpressure peak was Δp_1 when p_{ST} was greater than or equal to 5 kPa and less than or equal to 30 kPa. For the external overpressure, the maximum overpressure peak was Δp_3 . Induced by the coupling of external deflagration and negative pressure, pressure oscillation occurred when p_{ST} was greater than or equal to 2.5 kPa and less than or equal to 20 kPa, and the frequency as well as the duration of pressure oscillation were related to p_{ST} . Duration of burst stage showed an increasing trend with the increase of p_{ST} , while duration of venting stage, external deflagration stage, and pressure oscillation stage showed an opposite trend. The value of internal and external overpressure peaks were both proportional to p_{ST} . With the increase of the p_{ST} , the internal pressure peak Δp_1 and Δp_2 increased in linear and the external pressure peak Δp_3 increased in quadratic.

2017-03-07 收到初稿, 2017-08-30 收到修改稿。

联系人: 杜扬。第一作者: 王世茂 (1990—), 男, 博士研究生。

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51704301); 重庆市研究生科研创新项目 (CYB17150)。

Received date: 2017-03-07.

Corresponding author: Prof. DU Yang, duyang58@163.com

Foundation item: supported by the National Natural Science Foundation of China (51704301) and the Graduate Research Innovation Project of Chongqing (CYB17150).

Key words: weak roof; confined space; gasoline-air; overpressure; mixture; explosion; experimental validation

引 言

汽油蒸气是石油化工行业常见的危险源,当受限空间内发生油气爆燃时,火焰波与压力波将破坏受限空间的弱面结构,如油罐罐顶^[1]、卷帘门^[2-3]、玻璃窗^[2-3]等,进而形成泄放爆燃。弱面结构破坏后超压和火焰将迅速释放至外部空间,增大了毁伤范围,甚至引发连环爆燃事故,拱顶储罐的油气爆炸成灾过程更是如此^[1]。因此研究含弱面结构受限空间中油气爆燃特性,对确定可燃气体爆燃成灾机制具有参考价值。

含有弱面结构受限空间中可燃介质爆燃特征的研究大多针对可燃气体和粉尘等介质的泄爆过程^[4-24]。Bauwens 等^[5-9]研究了点火位置、泄放口大小、障碍物阻塞率对“氢气-空气混合物”和“碳氢介质-空气混合物”的泄爆过程的影响,基于实验结果构建了泄爆数值模型,并进一步考虑了 R-T 不稳定影响。Fakandu 等^[10-11]研究了短管中氢气的泄爆过程,研究结果显示开口越小、膜片强度越大,泄爆超压越大,峰值个数越少。Bao 等^[4]、Kuznetsov 等^[15]和 Tomlin 等^[21]研究了中、大尺度空间内氢气和甲烷的泄爆过程,结果显示随着尺度增大和障碍物增多,超压升高的同时火焰泄放速度也随之增加,而且在大尺度空间内超压峰值个数变多^[4]。

当前针对弱面空间内油气爆燃的研究以 2 L 和 16 L 容积式顶部开口容器^[17, 25-26]、6 L 小长径比底部开口容器^[27]和 250 L 旁侧开口容器^[28]内的油气爆燃特征为主,主要研究了不同油气体积分数、开口率、开口个数等条件下的爆燃特征,结果表明不同初始工况下爆炸超压的控制机制有明显差异^[17, 25],最强爆炸工况对应油气体积分数在 1.65%~1.80%^[17, 25-26],然而针对弱结构静态破坏压力对油气爆燃内外超压荷载影响的研究,当前仍较为欠缺。

本文利用等长径比顶部开口容器,研究了静态破坏压力对含有弱顶面受限空间中油气爆燃超压荷载的影响规律,以期防爆抑爆等工程应用提供实验支撑和理论指导。

1 实验系统及初始条件

1.1 实验系统

实验系统以文献[25-26]中的实验系统为基础改

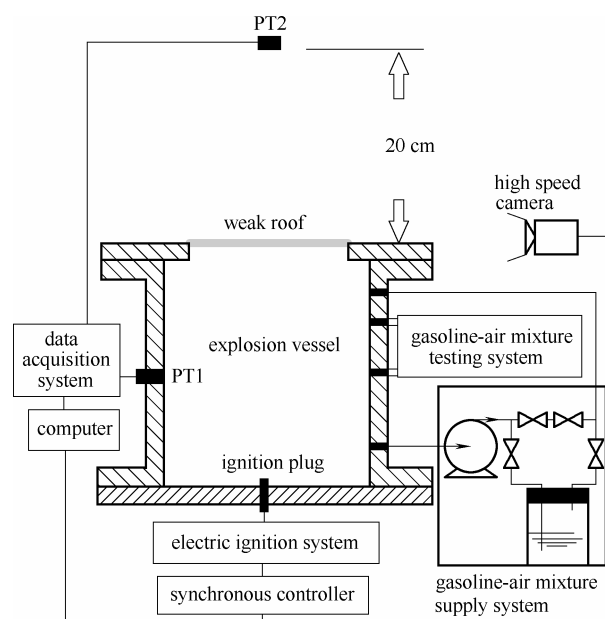


图 1 实验系统

Fig.1 Scheme of experimental system

进而成,如图 1 所示。

实验容器为直径和高均为 29 cm 的有机玻璃圆筒,顶部开口率为 60%并在实验开始前用铝箔泄爆片封口,底部用法兰板封闭,其余主要组成模块与文献[26]一致。容器内外分别设置压力传感器 PT1 和 PT2; PT1 到顶部距离为 14 cm, PT2 到顶部开口中心距离为 20 cm,传感器型号均为 ZXP-660,根据实验工况需求,PT1 量程为 5 kPa ($0 \leq p_{ST} \leq 5$ kPa) 和 40 kPa ($10 \leq p_{ST} \leq 30$ kPa), PT2 量程为 5 kPa。在实验过程中,动态数据采集、高速图像拍摄、预混气体配制、点火能、同步激发等关键采集参数和主要操作流程均与文献[25-26]相同。已有研究表明当油气体积分数在 1.65%~1.80%时,爆炸强度最为猛烈,因此取初始油气体积分数 1.77%作为典型初始工况^[25-27];另外,考虑到石化工业中拱顶罐的弱链接罐顶结构的静态破坏压力多小于 30 kPa^[1-3],因此取初始静态破坏压力范围为 0~30 kPa。

1.2 实验初始条件

基于图 1 给出的实验系统开展实验,为保证实验结果的准确性,每个实验重复 3 次。在分析内外场超压荷载时序变化规律时,以单次实验获得的典型爆炸超压时序曲线作为分析对象;在分析爆炸超压关键参数时,以 3 次实验结果的平均值作为分析对象。实验的初始条件见表 1。

表 1 实验初始条件

Table 1 Initial conditions of experiment

Parameter	Value
concentration/%	1.77
combustible medium	93 [#] gasoline vapor
ignition power/J	1.5
temperature/K	293
opening rate/%	60
burst pressure/kPa	0, 2.5, 5, 10, 20, 30

2 实验结果与讨论

2.1 不同破坏压力下内场超压荷载时序变化规律

2.1.1 不同破坏压力条件下的超压峰值 图 2 为不同静态破坏压力 ($p_{ST}=0\sim 30\text{ kPa}$) 下的油气浓度为 1.77% 时的内场超压时序曲线, 以超压峰值个数划分, 不同 p_{ST} 条件下的内场超压时序曲线分为 4 种, 共有 4 个不同的超压峰值, 超压时序变化曲线也可主要分为 4 种 (Type A、B、C、D)。从图 2 可以看出, 对于 Type A 和 B, Δp_3 为最大超压峰值; 对于 Type C 和 D, Δp_1 为最大超压峰值。

考虑到不同类型的超压时序曲线中相同类型的超压峰值具有相同的控制机制, 因此选取具有代表性的爆炸工况对不同超压峰值 $\Delta p_1\sim\Delta p_4$ 的生成机制进行分析: 以 Type A ($p_{ST}=0$) 和 Type C ($p_{ST}=10\text{ kPa}$) 为主要分析对象, Type A 用于分析峰值 Δp_3 , Type C 用于分析峰值 Δp_1 、 Δp_2 、 Δp_4 , Type A ($p_{ST}=0$) 和 Type C ($p_{ST}=10\text{ kPa}$) 两种工况下不同属性超压峰值时刻所对应的火焰行为如图 3 所示。

Δp_1 (破膜超压峰值, 以 Type C 为分析对象): 点火后容器内压力上升, 当内部压力超出弱顶面承压能力时, 膜片破裂, 超压迅速降低, 从而形成 Δp_1 , 大小为 12.5 kPa (0.025 s)^[10, 29]。图 3 显示此时火焰向口部加速, 其前锋面呈现出模糊的毛刷状边缘, 这说明弱顶面破坏瞬间的泄放拉伸效应会增强容器内的湍流, 使火焰产生剧烈形变。

Δp_2 (泄流超压峰值, 以 Type C 为分析对象): 弱顶面破坏后, 容器内湍流增强, 火焰加速变形加剧了油气的燃烧, 使压力升高; 当火焰面抵达开口后, 低密度燃烧产物的泄放导致体积流量增大, 压力降低从而形成 Δp_2 ^[9-10, 29], 大小为 5.1 kPa (0.031 s)。图 3 显示此时火焰已冲出破坏口, 火焰面产生了较明显的形变, 有进一步加速的趋势。

Δp_3 (外部爆燃超压峰值, 以 Type A 为分析对

象): 未燃油气在容器口膨胀形成膨胀波, 膨胀波在油气云团边缘被反射所形成的压缩波会在云团中心集聚, 诱导形成高浓度油气集中区域, 被泄出的火焰引燃后油气迅速燃烧, 形成外部爆燃超压峰值 Δp_3 , 大小为 0.59 kPa (0.056 s)^[14, 30]。图 3 显示外部火球呈对称蘑菇云状, 主要原因是 K-H 不稳定性和斜压效应使外部油气沿横向拉伸, 当外部油气云团被引燃后会形成蘑菇云状火球。

Δp_4 (局部不稳定燃烧超压峰值, 以 Type C 为分析对象): 外部爆燃产生的反向气流向容器内部加速, 对容器内流场产生剧烈扰动, 使容器内出现局部不稳定燃烧加剧的现象, 进而形成峰值 Δp_4 , 大小为 9.9 kPa (0.058 s)^[4]。由于局部不稳定燃烧加剧具有空间位置上的随机性, 因此 Δp_4 的形成也具有随机性, 仅当反向气流导致的不稳定燃烧加剧现象发生在测点附近时, Δp_4 才会出现。结合图 3 可得, Δp_4 出现时外部爆炸火球逐渐衰弱, 但容器内测点 PT1 附近区域仍维持剧烈燃烧。

2.1.2 不同破坏压力下的内场超压荷载振荡现象 当 $2.5\text{ kPa}\leq p_{ST}\leq 20\text{ kPa}$ 时, 峰值 Δp_2 或 Δp_3 出现后, 容器内出现超压荷载振荡现象, 如图 4 所示。

图 4 给出了不同 p_{ST} 下超压荷载振荡规律, 图 5 给出了 $p_{ST}=10\text{ kPa}$ 时超压振荡过程中典型时间点 (图 4 中 A~D 时序点) 的火焰行为, 将图 4 中 $p_{ST}=10\text{ kPa}$ 超压振荡曲线与图 5 中对应时刻的火焰行为进行耦合分析, 共截取两个振荡周期, 即从波峰 Δp_2 形成到波峰 D 形成的过程。

定义峰值 Δp_2 (0.031 s) 为超压荷载振荡的第 1 个波峰。在泄放惯性作用下, 容器内低密度已燃气体加速外泄, 体积流量增加使容器内形成负压并于 0.0336 s 达到第 1 个波谷 (图 4 中 A 时刻), 超压大小为 -1.55 kPa , 此时火焰从容器口喷射而出。

强泄放的加速过程又会使得火焰锋面失稳变形, 增大了火焰面积, 油气燃烧速率升高; 同时外部爆燃形成的反向气流与容器内火焰面对撞, 产生剧烈湍流也使火焰面发生振荡并进一步增大燃烧面积, 压力又再次回升并于 0.0359 s 时达到第 2 个波峰 (图 4 中 B 时刻), 超压大小为 1.97 kPa , 此时外部油气被引燃, 火球扩张并开始沿横向拉伸。

内部压力的升高使火焰锋面进一步扩张变形, 从而将更多气体挤压到容器外, 增强了泄放强度, 压力再次降低并于 0.0383 s 时达到第 2 个波谷 (图 4 中 C 时刻), 超压大小为 -0.833 kPa ; 由于受到 K-H 不稳定性和斜压效应的影响, 外部火球逐渐向

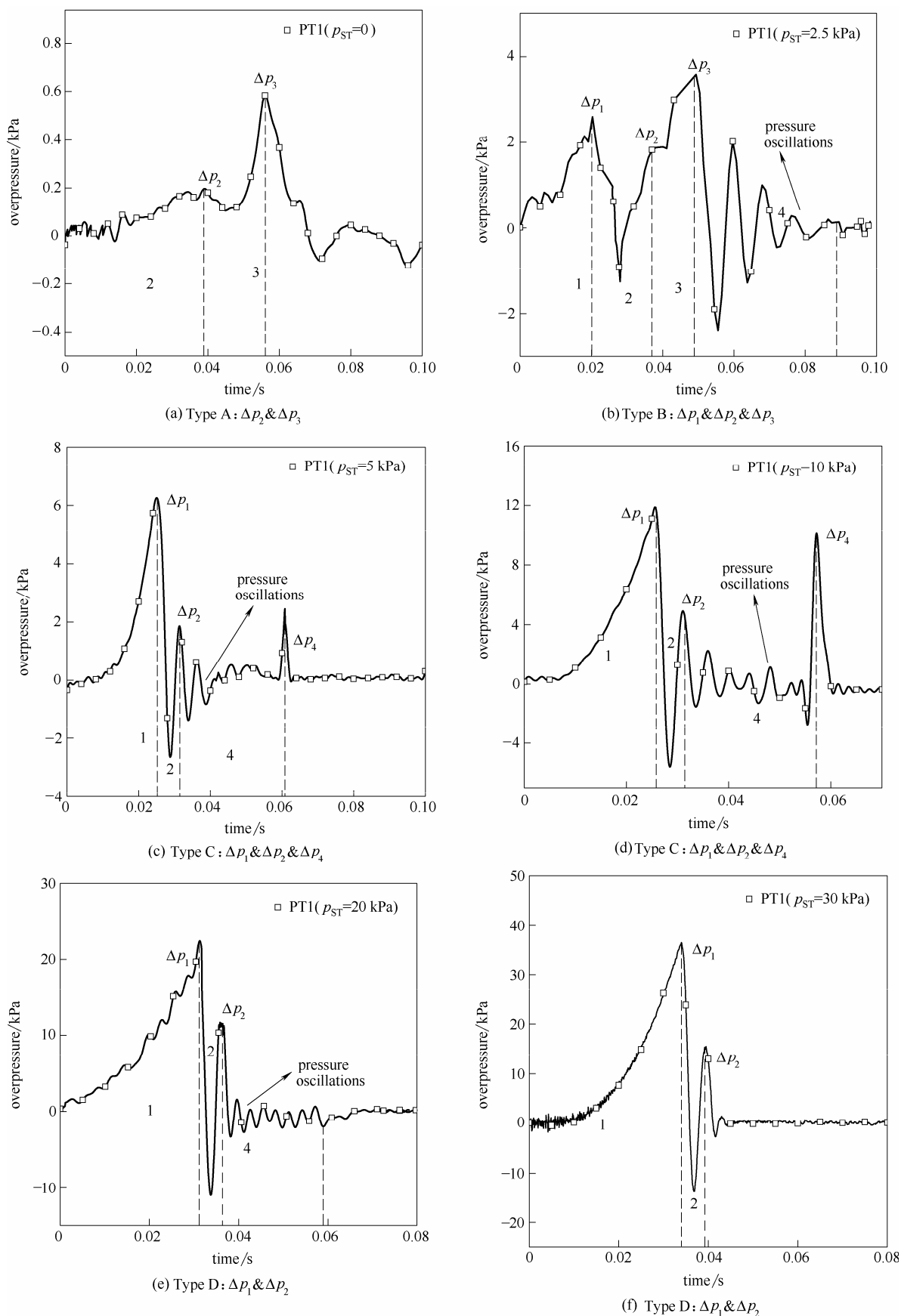


图 2 不同破坏压力下内场压力时序曲线 ($C_{CH}=1.77\%$)

Fig.2 Internal Δp - t profiles under different burst pressure ($C_{CH}=1.77\%$)

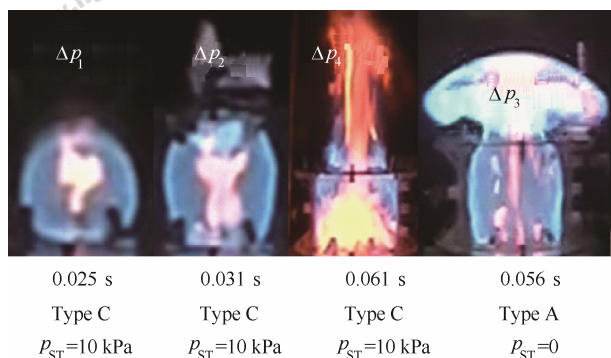


图 3 不同超压峰值对应的火焰行为

Fig.3 Flame behaviors coupling with different overpressure peaks

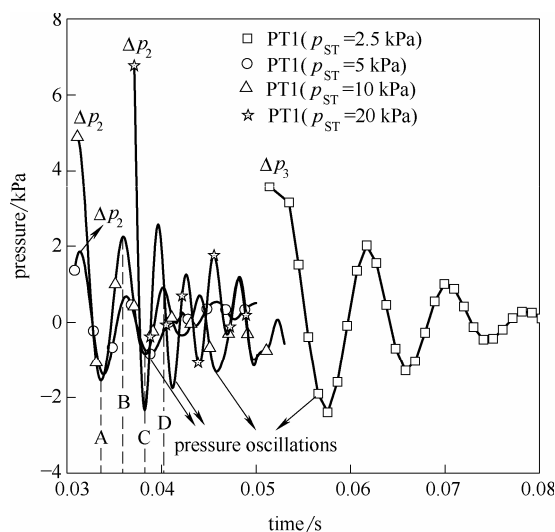
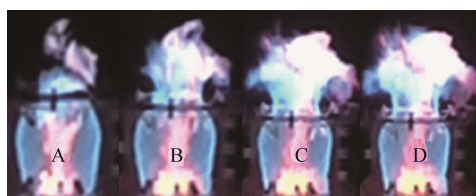


图 4 不同破坏压力下的超压荷载振荡

Fig.4 Pressure oscillations under different p_{ST} 图 5 压力荷载振荡阶段的火焰行为 ($p_{ST}=10$ kPa)Fig.5 Flame behaviors during pressure oscillations ($p_{ST}=10$ kPa)

蘑菇云状发展^[25]。

当超压降低至第 2 个波谷后, 外部爆燃已经具有一定强度, 所产生反冲气流进一步增强了容器内的湍流强度, 油气进一步燃烧, 压力再次升高并于 0.0402 s 到达第 3 个波峰(图 4 中 D 时刻), 超压大小为 0.914 kPa, 此时外部火球范围进一步扩大, 形成蘑菇云状火焰。

以图 4 中 $p_{ST}=10$ kPa 的超压时序曲线结合图 5 中火焰行为可得: 外部爆燃产生的反向气流会增强

容器内的湍流强度, 并与火焰相互耦合, 使火焰面积增大并加剧了油气的燃烧, 从而使超压升高; 但剧烈的燃烧也促进了容器内气体的外泄, 增强了泄放强度, 形成负压从而使超压降低, 从而使得容器内形成一个周期性的超压荷载振荡。

另外超压振荡频率和持续时间均受 p_{ST} 影响, 如图 6 所示, 随着 p_{ST} 升高, 振荡持续时间呈负指数规律衰减, 而振荡频率则呈对数规律升高。这是由于较大的 p_{ST} 会形成更大的憋压, 增强了弱顶面破坏后的泄流加速效应, 泄放的油气在未完全扩散的情况下就被引燃, 增大了外部爆燃强度; 从而使外部爆燃与泄放负超压的耦合强度增强, 但持续时间减少, 最终使振荡频率增大, 振荡持续时间缩短。

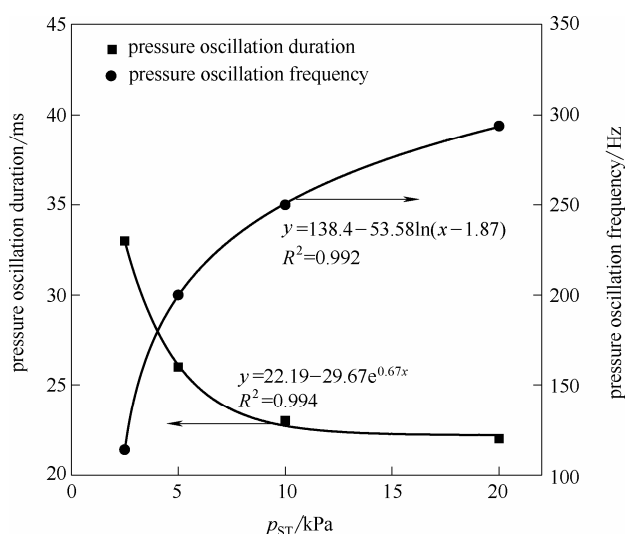


图 6 压力振荡参数与初始破坏压力的关系

Fig.6 Relationship between pressure oscillation parameters and p_{ST}

2.1.3 破坏压力对超压发展过程中各分阶段的持续时间的影 响 从图 2 中可以看出, 在不同 p_{ST} 内场压力时序曲线具有一定相似性, 但不同阶段的持续时间又有所差异, 以正超压峰值和振荡现象出现和消失的时间点作为分界点, 定义超压发展过程中的分阶段 Stage 1~Stage 4 如下。

Stage 1: 从点火到弱顶面破坏的阶段, 该阶段的持续时间反映了弱顶面约束能力大小, 持续时间越短, 弱顶面约束能力越小。

Stage 2: 弱顶面破坏到火焰完全泄出的分阶段, 该阶段的持续时间反映了弱顶面破坏后的泄流强度, 持续时间越短, 泄流强度越大。

Stage 3: 从火焰泄出到外部爆燃强度最猛烈的分阶段, 该阶段的持续时间反映了外部爆燃发展速

率,持续时间越短,外部爆燃发展速率越快。

Stage 4: 外部爆燃引发的反向气流和泄放惯性引发的负超压相互作用,从而引起超压荷载振荡的分阶段,该阶段的持续时间反映了外部爆燃对容器内流场扰动的持续时间,持续时间越短,说明外部爆燃对容器内的扰动越小。

表 2 给出了各个分阶段的持续时间,从表 2 可得,随着 p_{ST} 升高,超压发展过程中各个分阶段持续时间具有较大差异,主要体现在:①Stage 1(破膜阶段)的持续时间逐渐增长;②Stage 2~Stage 4(泄流、外部爆燃、压力荷载振荡阶段)的持续时间逐渐缩短;③随着破坏压力的升高($p_{ST} \geq 5$ kPa 后),外部爆燃阶段(Stage 3)逐渐消失。

表 2 内场超压各阶段的持续时间

Table 2 Duration of 4 internal pressure stages/ms

p_{ST} /kPa	Stage 1	Stage 2	Stage 3	Stage 4
0		35	21	—
2.5	20	13	15	33
5	21	11	—	26
10	26	7	—	23
20	31	6	—	21
30	35	5	—	—

产生这种差异性的主要原因在于不同 p_{ST} 影响了从点火到弱顶面破坏阶段(Stage 1)的时间, p_{ST} 越大,Stage 1 所持续的时间越长,憋压越明显;而较大的憋压使得弱顶面破坏后未燃气体和火焰具有更大的初速度和泄放惯性,加剧了泄流和外部爆燃,大量外泄油气在短时间内迅速燃烧,泄流和外部爆燃过程的持续时间均变短;甚至此时外部爆燃产生的反冲力不足以对容器内产生明显扰动,进而又导致压力振荡阶段的持续时间缩短甚至逐渐消失,因此 Stage 1 持续时间增长,Stage 2~Stage 4 持续时间缩短。

2.2 不同破坏压力下外场超压荷载时序变化规律

2.2.1 不同破坏压力条件下的外场超压时序曲线的整体变化规律 图 7 给出了不同 p_{ST} 下外部压力的整体变化规律,外部测点(PT2)超压时序曲线有较强的相似性,其超压整体时序变化规律为“正超压峰值→负超压峰值→压力回升→持续负超压”^[25]。

以 $p_{ST}=30$ kPa 为例,在点火初期,由于弱顶面未被破坏,该时间段内外部压力为零;当弱顶面破坏后,油气外泄发生外部爆燃,超压升高并形成正超压峰值,大小约为 4.7 kPa;随着外部油气燃烧,

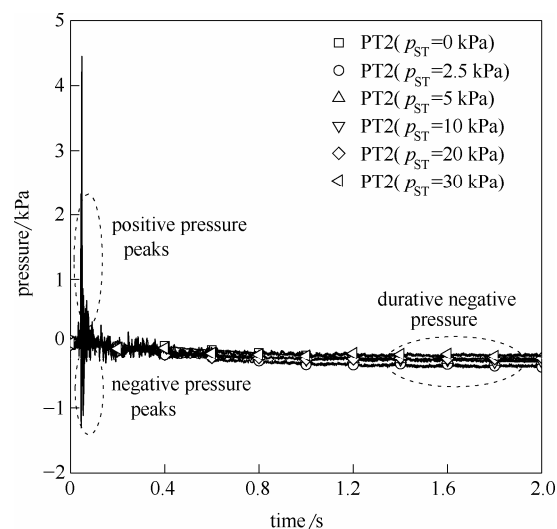


图 7 不同破坏压力下内场压力时序曲线(整体)

Fig. 7 External Δp - t profiles under different burst pressure (integrated process) ($C_{CH}=1.77\%$)

大量低密度燃烧产物的扩散膨胀诱导产生稀疏波,从而形成负超压峰值,大小约为-1.2 kPa;当外部爆炸结束后,残余油气的燃烧形成上升热流,使气体密度降低,进而形成持续时间较长的负超压。

2.2.2 不同破坏压力外部超压荷载的细节变化 为分析不同 p_{ST} 下外部超压时序关系的差异性,图 8 给出了不同 p_{ST} 下,外部超压局部时间段的变化曲线。图 8 显示随着弱顶面破坏压力的升高,外部最大超压值逐渐增大,正超压峰值个数先增多再减少,超压荷载振荡先增强后减弱。

当 p_{ST} 较小时($p_{ST}=0$ 和 2.5 kPa),超压时序曲线相对平滑,正超压峰值只有一个,即外部爆燃峰值 Δp_3 ,大小分别为 0.57 kPa ($p_{ST}=0$) 和 0.71 kPa ($p_{ST}=2.5$ kPa)。较小的 p_{ST} 导致内部憋压较小,弱顶面破坏时难以形成足够大的扰动,而且由于破坏时间较早,未形成明显的火焰加速,泄出的油气具有充足的时间进行扩散和稀释,被引燃后其峰值 Δp_3 相对较小。

随着 p_{ST} 的增大($p_{ST}=5, 10$ kPa),外部超压荷载呈振荡状变化,体现为正负超压交替出现并形成多个正超压峰值,此时 Δp_1 、 Δp_2 、 Δp_3 均出现,其数值分别为 0.78、0.59、0.66 kPa ($p_{ST}=5$ kPa) 和 1.07、0.46、0.54 kPa ($p_{ST}=10$ kPa)。由于弱顶面具备一定的强度,破坏前产生了一定的憋压,导致破坏时的泄放强度增加从而形成负压稀疏波,稀疏波与外部爆燃产生的压缩波在一定时间段内会相互耦合,从而形成正负超压交替出现的形式。

当 p_{ST} 进一步升高时($p_{ST}=20, 30$ kPa),超

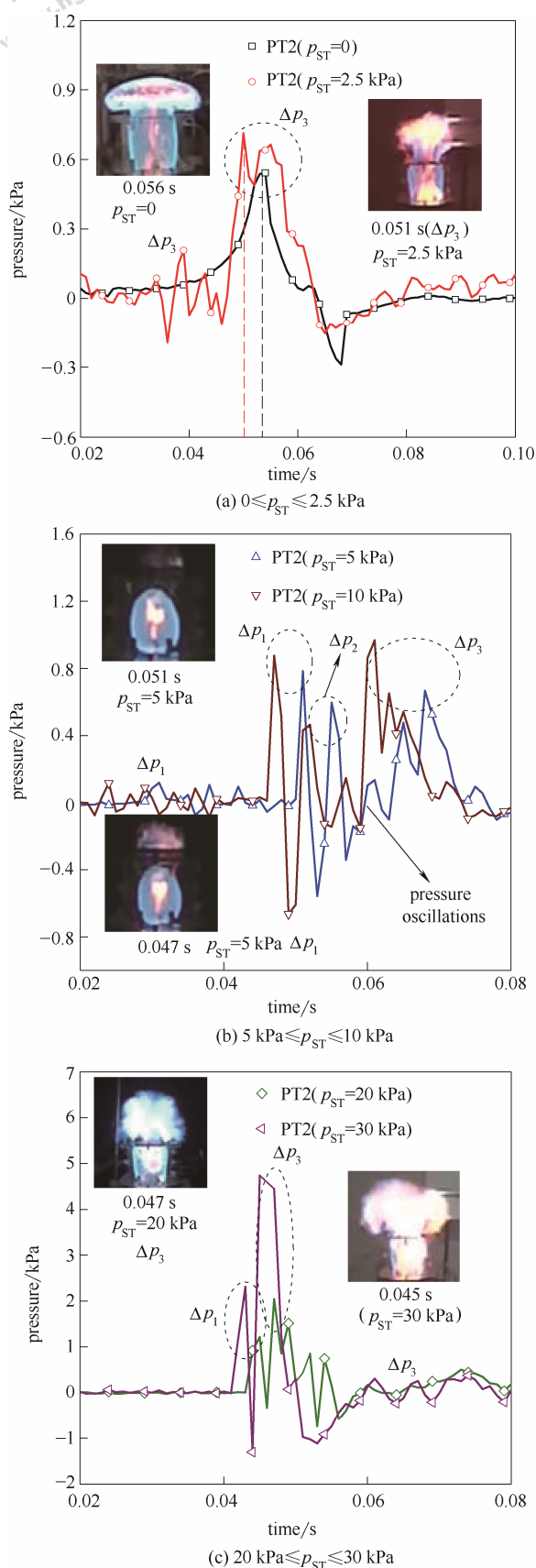


图 8 不同破坏压力下外场压力时序曲线 (局部)
Fig.8 External Δp - t profiles under different burst pressure (local process) ($C_{CH}=1.77\%$)

压时序曲线相对简单化, 没有明显的压力振荡, 仅出现两个峰值 Δp_1 和 Δp_3 , 大小分别为 1.23、2.04 kPa ($p_{ST}=20 \text{ kPa}$) 和 2.31、4.74 kPa ($p_{ST}=30 \text{ kPa}$)。较大的 p_{ST} 会形成更大的憋压, 破坏瞬间会形成超压峰值 Δp_1 , 同时弱顶面破坏瞬间会产生更强的泄放惯性, 火焰加速效应更明显, 形成强度大、持续时间短的外部爆燃, 产生了数值更大的超压峰值 Δp_3 , 但由于泄放速度过快, 泄放负压持续时间段, 无法与外部爆燃超压持续耦合, 因此在较大 p_{ST} 下, 超压时序曲线相对简单化。

2.3 破坏压力对油气爆炸超压峰值的影响

在不同 p_{ST} 下, 内外场超压荷载的差异主要体现在以下两个方面: ①不同 p_{ST} 下超压峰值的个数和主要控制机制有所区别; ②不同 p_{ST} 下内外最大超压峰值的数值有所差异^[29]。表 3 给出了不同 p_{ST} 时内外超压峰值的属性及数值。

表 3 不同破坏压力下超压峰值
Table 3 Pressure peaks under different p_{ST}/kPa

p_{ST}/kPa	Δp_1		Δp_2		Δp_3		Δp_4	
	PT1	PT2	PT1	PT2	PT1	PT2	PT1	PT2
0	—	—	—	—	0.56	0.57	—	—
2.5	2.59	—	1.64	—	3.57	0.71	—	—
5	6.25	0.78	1.86	0.59	—	0.66	2.44	—
10	11.89	0.82	4.9	0.46	—	0.96	10.02	—
20	22.41	1.23	11.23	—	—	2.04	—	—
30	34.75	2.31	15.39	—	—	4.74	—	—

从表 3 可以看出: 当 $p_{ST}=0$ 时, 内外场仅有一个超压峰值 Δp_3 , 这是由于弱顶面强度较小, 无法充分憋压, 破坏时产生的扰动较小, 使得内外场的超压时序曲线相对简单, 超压峰值个数少。

当 $2.5 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 10 \text{ kPa}$ 时, 此时弱顶面破坏前已经形成一定的憋压, 弱顶面的瞬间破坏也会产生一定扰动, 并且形成了持续时间较长的泄放加速效应, 另外外部爆燃产生的压缩波与气体泄放形成的稀疏波也相互叠加, 产生更大扰动的同时也造成容器油气发生局部不稳定燃烧, 这一系列复杂的过程相互影响最终导致流场发生复杂变化, 从而使超压峰值 $\Delta p_1 \sim \Delta p_4$ 均出现。

当 p_{ST} 进一步升高时 ($20 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 30 \text{ kPa}$), 此时弱顶面破坏前产生了更大的憋压, 破坏瞬间内外压差更大, 已燃气体在破坏瞬间加速向口部运动, 容器内部形成两个超压峰值 Δp_1 和 Δp_2 ; 但由于较大的内外压差导致泄放惯性过大, 加速运动的火焰在极短时间内就会引燃外部相对集中的油气,

使外部爆燃强度大、持续时间短,无法产生持续时间较长的扰动,仅形成了 Δp_1 和 Δp_3 。

另外,从表 3 还可以看出对内场产生明显影响的超压峰值 Δp_1 和 Δp_2 ,对外场产生明显影响的超压峰值为 Δp_3 。图 9 为内外超压峰值与 p_{ST} 之间的关系:当 $p_{ST} \leq 30$ kPa 时,内部超压 Δp_1 和 Δp_2 的数值与 p_{ST} 近似呈线性关系;外部超压 Δp_3 的数值与 p_{ST} 近似呈二次函数关系。

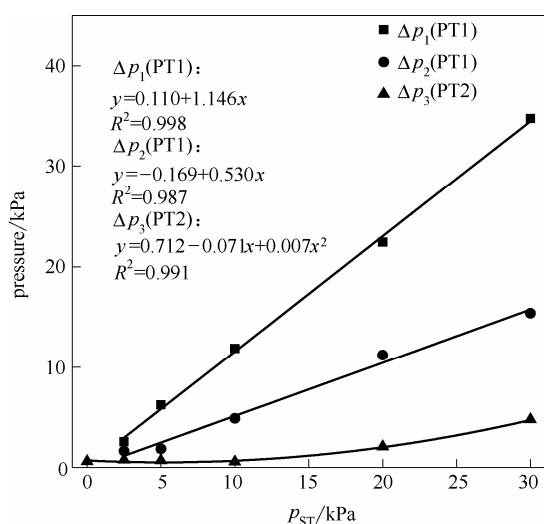


图 9 超压峰值数值与静态破坏压力的关系

Fig.9 Relationship between pressure peak values and p_{ST}

从对图 2 和图 9 的分析中可以得出,随着 p_{ST} 增加,弱顶面破坏前憋压也相应增加,从而使 Δp_1 增大;其次,高强度的弱顶面破坏瞬间内外压差会更大,从而产生更强的加速效果和泄放惯性,一方面造成较强的扰动,使湍流增强,另一方面使泄放的未燃油气和已燃气体密度差变大,气体体积流量差异更加明显,形成更大的 Δp_2 。对于外部爆燃超压峰值 Δp_3 ,当 p_{ST} 较大时,弱顶面破坏前容器内未燃气体已充分压缩,泄放的未燃油气相对集中,而且加速传播的火焰使得外部的油气在充分扩散稀释之前就被引燃,大量油气在短时间小范围内剧烈燃烧,形成更大的 Δp_3 ^[30]。

3 结 论

当静态破坏压力不同时,含有弱顶面受限空间中油气爆炸内场超压时序曲线可分为 4 种类型,整个爆燃过程中共具有 4 种正超压峰值,分别为破膜峰值(Δp_1)、泄流峰值(Δp_2)、外部爆燃峰值(Δp_3)、局部不稳定燃烧峰值(Δp_4);外场共形成 3 种超压峰值,分别为破膜峰值(Δp_1)、泄流峰值(Δp_2)、

外部爆燃峰值(Δp_3)。在小破坏压力下($0 \leq p_{ST} \leq 2.5$ kPa)内场最大超压峰值为 Δp_3 ,而随着破坏压力增大($5 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 30 \text{ kPa}$),内场最大超压峰值变为 Δp_1 。

在一定破坏压力范围内($5 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 20 \text{ kPa}$),当弱顶面破坏后,外部爆燃产生的反向气流和强泄放形成的负超压相互耦合,受限空间内部会形成周期性压力荷载振荡,其振荡频率和持续时间均受破坏压力影响。另外,随着破坏压力的升高,点火到破膜阶段持续时间所占比例逐渐增大,泄流、外部爆燃、压力振荡阶段持续时间所占比例逐渐减小。

外场超压峰值的个数随着破坏压力的升高先增多后减少:当 $0 \leq p_{ST} \leq 2.5 \text{ kPa}$ 时,超压峰值仅有一个(Δp_3);当 $5 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 10 \text{ kPa}$ 时, Δp_1 、 Δp_2 、 Δp_3 同时出现,且三者大小基本相同;当 $20 \text{ kPa} \leq p_{ST} \leq 30 \text{ kPa}$ 时,外部有两个超压峰值(Δp_1 和 Δp_3),外场最大超压峰值均由外部爆燃所形成(Δp_3)。

受限空间内外超压峰值大小均随着 p_{ST} 的升高而升高,但其主要超压峰值有所不同。内场主要超压为 Δp_1 和 Δp_2 ,其数值均与初始破坏压力 p_{ST} 呈线性关系;外场主要超压峰值为 Δp_3 ,其数值与初始破坏压力呈二次函数关系。

References

- [1] 丁宇奇. 立式拱顶储罐超压破坏机理与弱顶结构研究[D]. 大庆: 东北石油大学, 2014.
DING Y Q. Research on broken mechanism of vertical dome roof tank overpressure and weak roof structure[D]. Daqing: Northeast Petroleum University, 2014.
- [2] MERCX M, VAN DEN BERG C. The explosion blast prediction model in the revised "Yellow Book"// The 31st Annual Loss Prevention Meeting. Houston, 1997.
- [3] BJERKETVEDT D, BAAKE J, WINGERDEN K. Gas explosion handbook[J]. Journal of Hazardous Materials, 1997, (52): 1-150.
- [4] BAO Q, FANG Q, ZHANG Y D, 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.
- [5] BAUWENS C, 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.
- [6] BAUWENS C R, DOROFEEV S B. Effect of initial turbulence on vented explosion overpressures from lean hydrogen-air deflagrations[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014, 39(35): 20509-20515.
- [7] BAUWENS C, CHAFFEE J, DOROFEEV S. Experimental and numerical study of methane-air deflagrations in a vented enclosure[J]. Fire Safety Science, 2008, 9: 1043-1054.

- [8] BAUWENS C. Effect of ignition location, vent size, and obstacles on vented explosion overpressures in propane-air mixtures[J]. Combustion Science and Technology, 2010, **182**: 1915-1932.
- [9] CHAO J, BAUWENS C, DOROFEEV S B. An analysis of peak overpressures in vented gaseous explosions[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2011, **33**(2): 2367-2374.
- [10] FAKANDU B. The venting of hydrogen-air explosions in an enclosure with $L/D=2.8[C]$ // Proc. Ninth International Symposium on Hazardous Process Materials and Industrial Explosions (IX ISHPMIE). Krakow, 2012.
- [11] FAKANDU B M, ANDREWS G E, PHYLAKTOS H N. Vent burst pressure effects on vented gas explosion reduced pressure[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2015, **36**: 429-438.
- [12] GUO J, SUN X X, RUI S C, *et al.* Effect of ignition position on vented hydrogen-air explosions[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2015, **40**(45): 15780-15788.
- [13] GUO J, WANG C J, LIU X Y. Experimental study on duct-vented explosion of hydrogen-air mixtures in a wide range of equivalence ratio[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2016, **55**(35): 9518-9523.
- [14] KEENAN J, MAKAROV D V, MOLKOV V. Rayleigh-Taylor instability: modeling and effect on coherent deflagrations[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014, **39**(35): 20467-20473.
- [15] 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.
- [16] MA Q J, ZHANG Q, PANG L, *et al.* Effects of hydrogen addition on the confined and vented explosion behavior of methane in air[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2014, **27**: 65-73.
- [17] QI S, DU Y, WANG S M, *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.
- [18] QUILLATRE P, VERMOREL O, POINSOT T, *et al.* Large eddy simulation of vented deflagration[J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2013, **52**(33): 11414-11423.
- [19] 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.
- [20] SCHIAVETTI M, MARANGON A, CARCASSI M. Experimental study of vented hydrogen deflagration with ignition inside and outside the vented volume[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2014, **39**(35): 20455-20461.
- [21] 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.
- [22] TASCAN A, AGUADO P J. CFD simulations to study parameters affecting dust explosion venting in silos[J]. Powder Technology, 2015, **272**: 132-141.
- [23] VYAZMINA E, JALLAIS S. Validation and recommendations for FLACS CFD and engineering approaches to model hydrogen vented explosions: effects of concentration, obstruction vent area and ignition position[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2016, **41**(33): 15101-15109.
- [24] SARLI D, BENEDETTO A, RUSSO G. Using large eddy simulation for understanding vented gas explosions in the presence of obstacles[J]. Journal of Hazardous Materials, 2009, **169**(1/2/3): 435-442.
- [25] 杜扬, 王世茂, 齐圣, 等. 油气在顶部含约束结构受限空间内的爆炸特性[J]. 爆炸与冲击, 2017, **37**(1): 53-60.
- DU Y, WANG S M, QI S, *et al.* Explosion of gasoline/air mixture in confined space with weakly constrained structure at the top[J]. Explosion and Shock Wave, 2017, **37**(1): 53-60.
- [26] 王世茂, 杜扬, 李国庆, 等. 局部开口受限空间油气爆燃的超压瞬变与火焰行为[J]. 化工学报, 2017, **68**(8): 3310-3318.
- WANG S M, DU Y, LI G Q, *et al.* Overpressure transients and flame behaviors of gasoline-air mixture deflagration in confined space with local opening[J]. CIESC Journal, 2017, **68**(8): 3310-3318.
- [27] 李阳超, 杜扬, 王世茂, 等. 端部开口受限空间汽油蒸气爆燃超压特性研究[J]. 中国安全生产科学技术, 2016, **12**(7): 32-36.
- LI Y C, DU Y, WANG S M, *et al.* Study on characteristics of deflagration overpressure for gasoline vapor in confined space with end opening[J]. Journal of Safety Science and Technology, 2016, **12**(7): 32-36.
- [28] 吴松林, 杜扬, 欧益宏, 等. 圆柱形管道旁侧油气泄爆实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2016, **36**(5): 680-687.
- WU S L, DU Y, OU Y H, *et al.* Experimental study for lateral gasoline-air venting explosion in cylindrical pipeline[J]. Explosion and Shock Wave, 2016, **36**(5): 680-687.
- [29] GUO J, LI Q, CHEN D 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.
- [30] YAN X Q, YU J L, GAO W. Flame behaviors and pressure characteristics of vented dust explosions at elevated static activation overpressures[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2015, **33**: 101-108.