

# 高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987年9月创刊

2019 年主题专刊

• 气相爆炸 •

## 目 次

环境温度对多相混合物爆炸特性影响的实验研究 ..... 白春华, 张成均, 刘楠, 姚宁  
温度与 CO 气体耦合作用对瓦斯爆炸界限影响实验 ..... 白刚, 周西华, 宋东平  
管廊内燃气爆炸作用下不同抗爆结构性能研究 ..... 刘希亮, 李烨, 王新宇, GURKALO Filip



官方网站：[www.gywlxb.cn](http://www.gywlxb.cn)

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话：0816-2490042



## 《高压物理学报》2019年主题专刊名录

- ❖ 高压物性实验研究
- ❖ 高压物性的计算与模拟
- ❖ 高压合成新材料
- ❖ 高压地球科学
- ❖ 高压实验技术
- ❖ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ❖ 高压下材料动态响应实验研究
- ❖ 脆性材料的动态响应
- ❖ 界面不稳定性
- ❖ 高压科学应用——炸药起爆及安全性
- ❖ 高压科学应用——水下爆炸
- ❖ 高压科学应用——侵彻与防护
- ❖ 高压科学应用——气相爆炸

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

# 环境温度对多相混合物爆炸特性影响的实验研究

白春华, 张成均, 刘楠, 姚宁

(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081)

**摘要:**为了研究环境温度对以铝粉、乙醚、硝基甲烷为原料的气液固多相混合物爆炸特性的影响, 利用20 L球型爆炸罐, 在不同环境温度(20~50 °C)下, 实验研究了温度变化对混合物的爆炸超压、最大爆炸压力上升速率和爆炸下限的影响。结果表明: 实验工况下, 乙醚的爆炸特性参数随温度升高而降低; 铝粉的爆炸特性参数受温度影响较小; 气液固多相混合物的爆炸压力随温度升高略微下降, 最大爆炸压力上升速率先升后降, 存在一个最佳浓度配比使爆炸威力最佳; 气液固多相混合物的爆炸下限随温度升高而下降, 在绝大部分易挥发物质汽化后, 混合物下限趋于稳定。

**关键词:**环境温度; 爆炸特性; 爆炸下限; 多相混合物

**中图分类号:**X932

**文献标识码:**A

随着现代工业的发展和国防装备FAE武器的研制, 金属粉末和易燃、易爆、易挥发性液体的使用越来越广泛, 生产工艺流程中难免会在车间空气中积聚悬浮粉尘和易燃易爆气体, 形成极具爆炸性的粉尘云团, 国内外发生的粉尘爆炸事故屡见不鲜。不同的材料、配比和复杂的生产环境等多种工况需要考虑若干种影响因素, 如王振刚<sup>[1]</sup>、代濠源<sup>[2]</sup>、Yu<sup>[3]</sup>和Kalman<sup>[4]</sup>等研究了粉尘粒径、初始温度、含水量、粉尘质量浓度、含氧量对粉尘爆炸特性的影响。粉尘爆炸的爆炸特性主要看最大爆炸压力和最大压力上升速率两个参数, 粉尘爆炸不像气体爆炸那样具有普遍意义, 不同种类的粉尘也有不同的爆炸特性。袁然<sup>[5]</sup>得出随着镁铝合金粉浓度的增加, 最大爆炸压力呈现出先逐渐增大后逐渐减小的趋势。田甜<sup>[6]</sup>证明了随着初始压力增大, 最大爆炸压力和最大压力上升速率大致与之成正比增长。何宁等<sup>[7]</sup>研究了硝基甲烷蒸气与空气中铝粉粉尘所形成的爆炸性混合物云团的燃爆特征及规律, 认为硝基甲烷蒸气浓度越高, 爆炸超压峰值越大。罗艾民等<sup>[8]</sup>根据热渗透理论分析了在液相硝基甲烷爆炸热作用下铝粉颗粒的温度响应。曹卫国等<sup>[9]</sup>证明了在相同的实验条件下, 煤粉-甲烷-空气混合物的爆炸强度均高于煤粉-空气混合物的爆炸强度, 气相爆炸物的存在对混合物爆炸威力存在加成作用。蒋丽等<sup>[10]</sup>得到了铝粉、乙醚和空气三相混合物燃烧转爆轰过程的宏观规律以及三相混合物燃爆性能随质量浓度变化的规律。国内外研究人员对多相混合物爆炸特性的各种影响因素进行了大量研究, 但针对环境温度的研究还不够全面。

本研究重点关注环境温度对粉尘、气液、气液固多相混合物爆炸特性的影响, 实验物料使用铝粉、乙醚和硝基甲烷。铝粉、乙醚单质与空气的混合物的研究已有不少, 将其混合并加上硝基甲烷与空气混合是本研究的新颖之处, 具有重要的军事应用背景。实验主要内容是在一定温度范围内, 研究环境温度对粉尘、气液、气液固多相混合物最大爆炸压力和最大爆炸压力上升速率的影响规律, 分析环境温度对气液固多相混合物形成的粉尘云团的爆炸特性参数的影响以及气液固多相混合物的爆炸下限随环境温度的变化规律。

\* 收稿日期: 2018-10-10; 修回日期: 2019-01-02

基金项目: 国家自然科学基金(11732003)

作者简介: 白春华(1959—), 男, 博士, 教授, 主要从事多相云雾爆轰理论研究与应用.

E-mail: chbai@bit.edu.cn

通信作者: 张成均(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事多相爆轰理论基础研究. E-mail: 874523657@qq.com

## 1 实验系统和方法

多相混合物以铝粉为主,粉尘的爆炸特性测试按照国家标准GB/T 16426-1996中规定,使用粉尘爆炸参数测试装置的体积可为1 m<sup>3</sup>和20 L, Proust<sup>[11]</sup>证明了20 L爆炸装置的点火效率高于1 m<sup>3</sup>。本研究使用定浓度、变温度的方法,讨论环境温度的改变对该浓度的混合物爆炸特性的影响。基于此,使用对喷式喷头的20 L球型罐,二次脉冲气动喷雾多相爆炸测试系统由王悦等<sup>[12]</sup>设计,并证明该设计具有良好的分散效果,如图1所示。实验系统主要包括20 L的爆炸罐体、配气系统、点火系统、加热系统、数采系统5部分,配气系统提供0.4 MPa的气动压力。经过大量准备实验探索,为避免不同工况下因点火能量不够影响点火,且考虑到点火器的稳定重复供能最大值为90 J,将点火能量定为90 J。多相混合物产生最大爆炸压力的质量浓度在500~700 g/m<sup>3</sup>之间,设定多相混合物实验质量浓度为600 g/m<sup>3</sup>。采用罐体中心点火方式,经数值计算和实验考量,点火延迟时间设置为90 ms。储料室存放称量好的物料并进行预混,电磁阀开启时长50 ms,混合物在高压气体50 ms的气动作用下通过喷头进入爆炸罐,铝粉颗粒、液相和在分散过程中挥发的气相部分在罐体中持续分散90 ms形成多相混合物。加热系统控制罐体内部温度在20~50 °C之间,因系统增温快降温慢,经测试在温度区间内罐体内部平均每20 s自然下降0.1 °C,喷入混合物后球罐内部几乎没有温差变化,视混合物形成的瞬间温度与设定温度一致。数采系统压力传感器采集壁面压力变化数据,并输出文件。

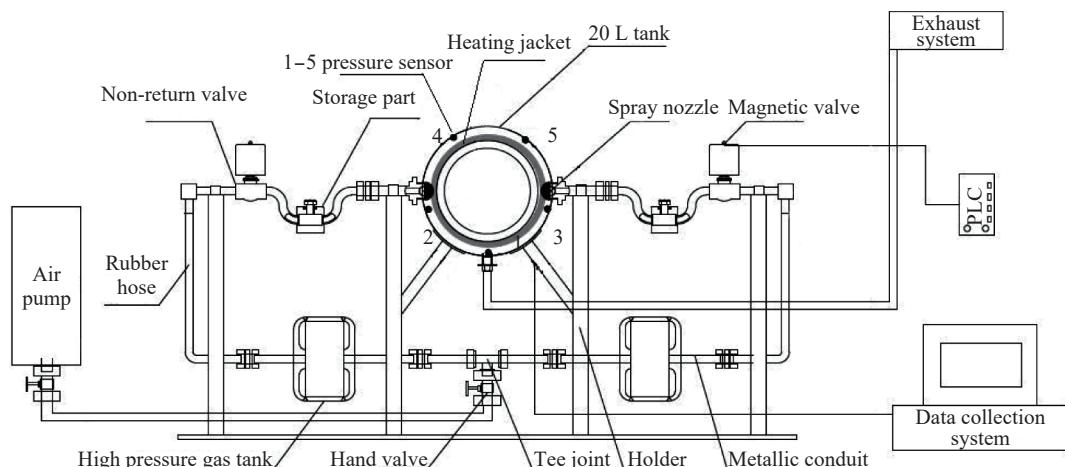


图1 20 L球罐爆炸系统

Fig. 1 20 L spherical explosion system

由于粉尘爆炸重复性差,且实验设备的质量浓度精度控制在5 g/m<sup>3</sup>,误差在2%~3%,根据标准ASTM E2079-07,若某一浓度连续3次均不发生爆炸,且浓度增加5 g/m<sup>3</sup>的梯度差后即可发生爆炸,则可以认为该浓度是该温度下粉尘的爆炸下限值。

## 2 环境温度对爆炸超压的影响

实验中的主要实验参数是最大爆炸压力 $p_{\max}$ 和最大爆炸压力上升速率 $(dp/dt)_{\max}$ ,使用粉尘爆炸的立方根定律,即

$$(dp/dt)_{\max} \cdot V^{1/3} = K_{st} \quad (1)$$

式中: $K_{st}$ 称为粉尘爆炸威力指数常数,主要取决于粉尘种类,而与容器体积无关,在比较最大压力上升速率时具有普遍意义; $V$ 为爆炸球的体积(0.02 m<sup>3</sup>)。

### 2.1 实验结果

在20~50 °C温度范围内分别测得铝粉(300 g/m<sup>3</sup>)、铝粉/乙醚(铝粉和乙醚的质量浓度比=1:1,共600 g/m<sup>3</sup>)、铝粉/乙醚/硝基甲烷(铝粉:乙醚:硝基甲烷=2:1:1)、乙醚(600 g/m<sup>3</sup>)4种组别的最大爆

炸压力,经数据处理得到环境温度与最大爆炸压力  $p_{\max}$ 、最大爆炸压力上升速率  $(dp/dt)_{\max}$  和爆炸威力指数  $K_{st}$  之间的对应关系,如表1、表2、表3和表4所示。

表1 铝粉/空气混合物爆炸参数

Table 1 Explosion parameters of aluminum powder/air mixture

Temperature/°C	Ignition energy/J	$p_{\max}$ /MPa	$(dp/dt)_{\max}$ /(MPa·s <sup>-1</sup> )	$K_{st}$
21.7	90	0.858	62.659	17.008
24.4	90	0.817	65.625	17.813
31.0	90	0.861	62.705	17.020
35.0	90	0.856	68.205	18.513
37.2	90	0.912	71.910	19.519
40.0	90	0.791	67.469	18.314
45.0	90	0.812	75.292	20.437
50.0	90	0.773	71.381	19.375

表2 铝粉/乙醚混合物爆炸参数

Table 2 Explosion parameters of aluminum powder/ether mixture

Temperature/°C	Ignition energy/J	$p_{\max}$ /MPa	$(dp/dt)_{\max}$ /(MPa·s <sup>-1</sup> )	$K_{st}$
21.7	90	0.971	106.616	28.939
25.0	90	0.943	109.204	29.642
30.0	90	0.946	120.792	32.788
32.9	90	0.924	124.851	33.889
34.0	90	0.919	126.464	34.327
35.0	90	0.918	127.204	34.528
40.0	90	0.914	124.704	33.849
48.0	90	0.910	113.233	30.736
50.0	90	0.923	106.087	28.796

表3 铝粉/乙醚/硝基甲烷混合物爆炸参数

Table 3 Explosion parameters of aluminum powder/ether/nitromethane mixture

Temperature/°C	Ignition energy/J	$p_{\max}$ /MPa	$(dp/dt)_{\max}$ /(MPa·s <sup>-1</sup> )	$K_{st}$
21.7	90	1.114	108.675	29.498
25.0	90	1.199	105.969	28.764
30.2	90	1.189	112.852	30.632
35.0	90	1.161	134.557	36.524
41.6	90	1.129	132.174	35.877
45.4	90	1.090	116.910	31.734
50.0	90	0.996	110.454	29.948

## 2.2 最大爆炸压力随温度变化规律

实验中,球型爆炸罐采用中心点火的方式,压力传感器分布在罐壁上,因此爆炸前沿接近罐壁后的压力峰值即可作为最大爆炸压力  $p_{\max}$ ,最大爆炸压力  $p_{\max}$  变化曲线如图2所示。

从图2中的曲线A1可以看出,在实验温度范围(20~50 °C)内,纯铝粉(300 g/m<sup>3</sup>)的最大爆炸压力  $p_{\max}$  在0.77~0.91 MPa之间,温度区间前后相对平均压力0.835 MPa有9%的上下浮动,可以看作铝粉

表4 乙醚/空气爆炸参数  
Table 4 Explosion parameters of ether/air mixture

Temperature/°C	Ignition energy/J	$p_{\max}/\text{MPa}$	$(dp/dt)_{\max}/(\text{MPa}\cdot\text{s}^{-1})$
21.7	90	1.140	107.351
25.0	90	0.975	51.469
26.4	90	0.957	76.469
33.0	90	0.856	73.528
35.0	90	0.862	61.763
40.0	90	0.801	30.881
50.0	90	0.777	33.087

的  $p_{\max}$  与温度变化无关。这是因为实验温度区间属于低温区间, 铝粉沸点高达 2000 °C, 温度变化对铝粉表面化学反应的速度没有明显促进作用, 根据吴建星等<sup>[13]</sup>的研究可推知, 在实验温度范围内铝粉颗粒蒸发速率不会加剧, 铝粉表面的活化分子也不会增加多少, 反应物总量不变, 产生的  $p_{\max}$  不会有规律的变化。

由曲线 Ether 可以看出, 纯乙醚(600 g/m<sup>3</sup>)的  $p_{\max}$  在 0.80~1.15 MPa 之间, 随温度升高而降低, 呈明显的非线性关系。乙醚的沸点在 35 °C 左右, 在 20~35 °C 之间乙醚的  $p_{\max}$  下降幅度为 24.9%, 35~50 °C 之间  $p_{\max}$  下降幅度为 9.2%, 主要是因为: 沸点前乙醚挥发量大, 其气相比例增速快; 而在沸点后乙醚大部分气化完成, 气相比例趋于稳定。根据 Ott<sup>[14]</sup>的研究, 可燃液体云雾的  $p_{\max}$  大于其相应纯气相和空气混合物的  $p_{\max}$ 。由此可知, 乙醚的  $p_{\max}$  随温度变化较大的原因是气相比例的变化导致的。

由曲线 Al/Ether 可以看出, 铝粉:乙醚=1:1(共 600 g/m<sup>3</sup>)的  $p_{\max}$  在 1.1~1.2 MPa 之间, 随温度升高仅有 4.9% 的下降幅度。相比纯铝粉的曲线可以看出, 乙醚的存在提供了混合物 7.0%~19.4% 的爆炸压力, 且相对纯铝粉粉尘云爆炸压力变化情况而言, 减轻了粉尘云爆炸压力忽高忽低的现象。气相乙醚的存在促进了点火瞬间火焰的传播范围, 增加了瞬间发生表面反应的铝粉颗粒数量, 且削弱了由铝粉分散不均匀造成的偏差, 一定程度上增强了粉尘云爆炸的稳定性。

由曲线 Al/Ether/Nitromethane 可以看出, 铝粉:乙醚:硝基甲烷=2:1:1(共 600 g/m<sup>3</sup>)的  $p_{\max}$  在 1.05~1.20 MPa 之间, 温度的升高使爆炸压力下降幅度 11.9%。硝基甲烷的沸点是 100 °C, 可以看作纯液相, 由以上曲线可以看出, 作为液体炸药的硝基甲烷大大增加了混合物的最大爆炸压力, 乙醚主要增强铝粉粉尘云起爆的稳定性。

### 2.3 最大爆炸压力上升速率随温度变化规律

按照粉尘爆炸立方根定律处理得到的爆炸最大压力上升速率  $(dp/dt)_{\max}$ , 得到 4 组  $(dp/dt)_{\max}$  随温度变化的曲线, 如图 3 所示。

根据图 3 中曲线 Al 的走势可以看出, 纯铝粉(300 g/m<sup>3</sup>)的最大爆炸压力上升速率  $(dp/dt)_{\max}$  在温度区间(20~50 °C)内有 8% 的起伏, 可以看作与温度无关, 爆炸威力指数在 18.4 左右。

由曲线 Ether 可以看出, 纯乙醚(600 g/m<sup>3</sup>)的最大爆炸压力上升速率  $(dp/dt)_{\max}$  在温度区间(20~50 °C)内随着温度上升有明显的下降趋势, 区间内降幅达 72%。在 20~35 °C 之间下降幅度平缓, 平均

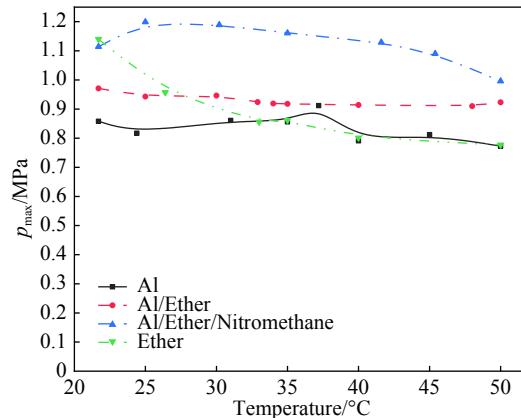


图 2 最大爆炸压力随温度变化曲线  
Fig. 2 Maximum explosion pressure vs. temperature

每摄氏度下降 3.3 MPa/s, 而 35~40 °C 之间平均每摄氏度下降 6.2 MPa/s, 40 °C 之后便不再有明显变化。结合其爆炸压力随温度变化规律可以得出, 对于气液混合物爆炸, 气相比例占比越大, 其爆炸压力越低, 爆炸上升速率越低。

由曲线 Al/Ether 可以看出, 铝粉/乙醚混合物(铝粉:乙醚=1:1, 共 600 g/m<sup>3</sup>)的最大爆炸压力上升速率  $(dp/dt)_{max}$  在温度区间(20~50 °C)内随着温度上升有明显的先升后降的趋势。在 35 °C 前后发生转折, 前后变化幅度相当, 约每摄氏度增减 1.4 MPa/s, 最大爆炸威力指数在 34.5 左右。

由曲线 Al/Ether/Nitromethane 可以看出, 铝粉/乙醚/硝基甲烷混合物(铝粉:乙醚:硝基甲烷=2:1:1)的最大爆炸压力上升速率  $(dp/dt)_{max}$  在温度区间(20~50 °C)内随着温度上升有明显的下降趋势, 在 37 °C 前后发生转折。在 20~30 °C 区间平均每摄氏度增加 0.4 MPa/s, 30~37 °C 区间平均每摄氏度增加 3.3 MPa/s, 37~50 °C 区间平均每摄氏度减小 1.9 MPa/s, 最大爆炸威力指数在 36.5 左右。由此可以得出, 对于气液固三相混合物, 在总质量浓度不变的情况下, 存在一个特定的气相比例使混合物整体爆炸威力达到最大, 对于不同物质配比该比例不同。

综合上述结论可以看出, 环境温度的增加对铝粉的爆炸特性影响不大, 对易挥发性液滴云雾的爆炸特性存在明显的削弱现象, 对含有易挥发性液滴的粉尘云团最大爆炸压力上升速率的影响是一个先增后降的过程, 混合物中气相比例的增加对爆炸压力起削弱作用。总质量浓度相同的情况下, 多相混合物中加入硝基甲烷比同质量浓度的乙醚爆炸威力大。

### 3 环境温度对爆炸下限的影响

由于粉尘爆炸较气体爆炸更为剧烈和不稳定, 所以爆炸罐出现火花即认为发生爆炸, 连续 3 次不爆即可认为该浓度不爆, 连续实验中最大的不爆浓度可定为该温度的爆炸下限。

本实验针对气液固三相混合物, 使用铝粉:乙醚:硝基甲烷=2:1:1(质量浓度比)混合物进行实验, 测定其在不同温度下的爆炸下限(Lower Explosion Limit, LEL), 见表 5, 并根据表 5 中的数据绘制了爆炸下限随温度变化的曲线, 如图 4 所示。

表 5 爆炸下限数据  
Table 5 Lower explosion limit data

Temperature/°C	LEL/(g·m <sup>-3</sup> )
21.7	180
24.3	175
27.8	160
33.2	155
37.5	150
42.5	150
51.0	150

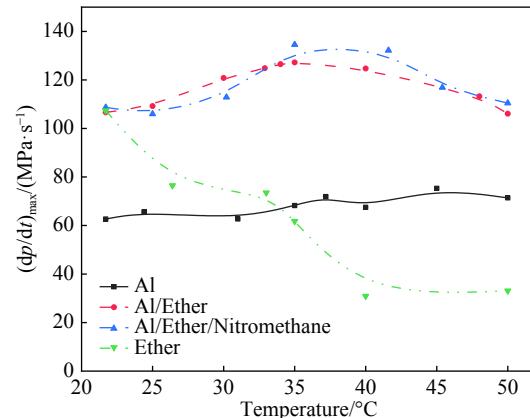


图 3 爆炸上升速率随温度变化曲线  
Fig. 3 Explosion pressure rise rate vs. temperature

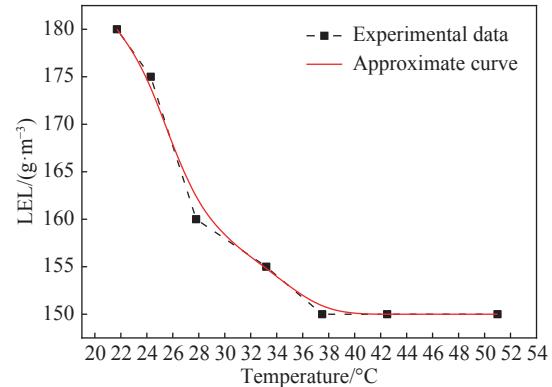


图 4 爆炸下限随温度变化曲线  
Fig. 4 Lower explosion limit vs. temperature

由图 4 中实验值和近似值可以看出, 在温度变化区间内, 混合物的爆炸下限随温度升高整体降低, 降幅达 16.7%, 且到 37 °C 以后就不再发生明显变化。对比实验值和近似曲线可以认为, 由于实验精度

的问题,质量浓度存在1.39%~1.67%的误差。因为乙醚的沸点约35℃,在37℃之后,气相比例不再增加,对点火的促进作用不再增加,所以爆炸下限也相应地趋于不变。

由此可以看出,对于生产中使用易燃、易爆、易挥发的液体和溢散到空气中的粉尘,会在工厂车间中混合成具有爆炸性的粉尘云,冬夏、昼夜温差以及设备产热导致环境温度的改变,会使生产车间的危险系数不断变化。因此,要合理规划安全生产流程和安全规章制度,特别注意高温高压操作环境中的安全问题,着重注意环境温度的变化带来的影响。

## 4 结 论

(1)环境温度(20~50℃)的增加对铝粉的爆炸威力影响不大,对易挥发性液滴云雾的爆炸威力存在明显的削弱现象,达到液相燃料沸点之后,温度对其爆炸威力的影响变弱。

(2)随着环境温度的升高,含易挥发相的气液固多相混合物的最大爆炸压力有逐步减小的趋势,其最大爆炸压力上升速率表现为先升后降。总质量浓度不变的情况下,存在一个特定的气、液、固质量浓度比使整体爆炸威力指数达到最大,且气相爆炸性物质的存在对混合物的爆炸威力存在一定的加成作用。

(3)气液固多相混合物的爆炸下限随温度增加而减小,达到液相燃料沸点之后温度对其爆炸威力的影响变弱,主要受易挥发液相燃料挥发的物质的量的影响。

(4)对于生产中使用易燃、易爆、易挥发性液体和不同种类含能粉末的企业,应重视环境温度改变带来的危险,提高安全阈值,加强通风,提高厂房泄压能力。研究结果可为国防、民爆、石化行业的工业灾害事故的预防、控制及军事领域FAE武器的发展应用提供参考。

## 参考文献:

- [1] 王振刚,张帆,赵琳,等.硫磺粉尘燃爆危险性研究[J].无机盐工业,2015,47(2): 56~59.  
WANG Z G, ZHANG F, ZHAO L, et al. Study on sulphur dust explosive hazard [J]. Inorganic Chemicals Industry, 2015, 47(2): 56~59.
- [2] 代濠源,樊建春,孙莉,等.初始温度对湿法成型硫磺燃烧爆炸特性影响的试验研究[J].中国安全生产科学技术,2015,11(3): 24~28.  
DAI H Y, FAN J C, SUN L, et al. Experimental study on influence by initial temperature to combustion and explosion characteristics of wet-granulation sulfur [J]. Journal of Safety Science and Technology, 2015, 11(3): 24~28.
- [3] YU Y Q, FAN J C. Research on explosion characteristics of sulfur dust and risk control of the explosion [C]//2014 International Symposium on Safety Science and Technology. Beijing, 2014: 449~459.
- [4] KALMAN J, GLUMAC N G, KRIER H. Optical measurements of dispersion and ignition effects on particle concentration in constant volume dust explosion experiments [C]//Central States Section of the Combustion Institute Spring Technical Meeting 2014, Combustion Fundamentals and Applications. Tulsa, OK, 2014.
- [5] 袁然.镁铝合金粉爆炸特性分析[D].成都:西南石油大学,2016: 45~46.
- [6] 田甜.密闭空间镁铝粉尘爆炸特性的实验研究[D].大连:大连理工大学,2006: 75~76.
- [7] 何宁,向聪,李伟,等.硝基甲烷与铝粉混合物燃爆特性实验研究[J].*兵工学报*,2018,39(1): 111~117.  
HE N, XIANG C, LI W, et al. Experimental study on deflagrating characteristics of nitromethane-aluminum powder [J]. *Acta Armamentariorum*, 2018, 39(1): 111~117.
- [8] 罗艾民,张奇,白春华,等.爆炸热作用所致的铝粉颗粒温度响应[J].*火炸药学报*,2005,28(1): 35~38.  
LUO A M, ZHANG Q, BAI C H, et al. Temperature response of aluminum particle heated by thermal effects of explosive detonation [J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2005, 28(1): 35~38.
- [9] 曹卫国.褐煤粉尘爆炸特性实验及机理研究[D].南京:南京理工大学,2016: 110~111.
- [10] 蒋丽,白春华,刘庆明.气/固/液三相混合物燃烧转爆轰过程实验研究[J].*爆炸与冲击*,2010,30(6): 588~592.  
JIANG L, BAI C H, LIU Q M. Experimental study on DDT process in 3-phase suspensions of gas/solid particle/liquid mist

mixture [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(6): 588–592.

[11] PROUST C. A few fundamental aspects about ignition and flame propagation in dust clouds [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2006, 19(2/3): 104–120.

[12] 王锐, 白春华. 乙醚云雾场燃爆参数实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(4): 497–502.

WANG Y, BAI C H. Experimental research on explosion parameters of diethyl ether mist [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(4): 497–502.

[13] 吴建星, 龚友成, 金湘. 环境温度对粉尘爆炸参数的影响 [J]. *工业安全与环保*, 2007, 33(11): 32–33.

WU J X, GONG Y C, JIN X. Influences of the environment temperature on dust explosion parameters [J]. *Industrial Safety and Environmental Protection*, 2007, 33(11): 32–33.

[14] OTT E E. Effects of fuel slosh and vibration on the flammability hazards of hydrocarbon turbine fuels within aircraft fuel tanks: AFAPL-TR-70-65 [R]. Wright-Patterson Air Force Base, OH: Air Force Aero Propulsion Laboratory, 1970.

## Experimental Study on the Effects of Ambient Temperature on Explosion Characteristics of Multiphase Mixtures

BAI Chunhua, ZHANG Chengjun, LIU Nan, YAO Ning

(*State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China*)

**Abstract:** In order to explore the influence of ambient temperature on the explosion properties of aluminium/ether/nitromethane gas-fluid-solid multiphase mixtures, we use a 20 L spherical explosion tank to experimentally obtain the effect of temperature on the mixture explosion over pressure, the maximum explosion pressure rise rate and the lower explosive limit. The results show that: under the experimental condition, the explosive characteristic parameters of ether decrease with the increase of temperature. The explosion characteristic parameters of aluminum powder are less affected by the changing temperature. The explosion pressure of gas-liquid-solid polyphase mixture decreases slightly with the increase of temperature, and the maximum explosion pressure rises first and then decreases. There is an optimum concentration ratio for the optimum explosion power. The lower explosive limit of gas-liquid-solid polyphase mixture decreases with the increase of temperature, and the lower limit of mixture tends to be stable after gasification of most volatile substances.

**Keywords:** ambient temperature; explosion characteristics; lower explosion limit; multiphase mixture

# 温度与 CO 气体耦合作用对瓦斯爆炸界限影响实验

白 刚<sup>1,2</sup>, 周西华<sup>1,2</sup>, 宋东平<sup>1,2</sup>

(1. 辽宁工程技术大学安全科学与工程学院, 辽宁 阜新 123000;  
2. 矿山热动力灾害与防治教育部重点实验室(辽宁工程技术大学), 辽宁 阜新 123000)

**摘要:** 针对煤矿火区封闭过程中常发生的瓦斯爆炸问题, 运用 20 L 爆炸装置, 实验研究了不同环境温度(25~200 °C)和 CO 浓度(1%~10%, 体积分数)条件下瓦斯的爆炸极限和最大爆炸压力。结果表明: 单因素可燃性气体 CO 体积分数升高, 瓦斯爆炸上限、下限均下降, 爆炸极限范围变宽; 温度升高, 爆炸上限升高, 下限下降; 常压条件下, 随着温度升高, 爆炸上限与初始温度呈二次函数关系变化, 爆炸下限与初始温度呈对数关系变化; 瓦斯爆炸上限与下限爆炸压力随着初始温度升高均降低, 随着 CO 体积分数升高均升高。多因素高温与 CO 气体耦合作用下, 瓦斯爆炸上限升高, 下限下降, 瓦斯爆炸危险性增加; 初始温度和 CO 气体对爆炸极限的耦合作用比单一因素的影响大, 对爆炸上限的影响更为显著。

**关键词:** 温度; 可燃性气体 CO; 爆炸界限; 爆炸危险性

中图分类号: O383

文献标识码: A

高瓦斯矿井发生难以直接扑灭的火灾时, 要扑灭火灾就必须先封闭, 在火区封闭过程中, 极易发生火灾诱发次生瓦斯爆炸, 甚至连续爆炸<sup>[1-3]</sup>。例如: 2013 年 3 月 29 日和 4 月 1 日, 通化八宝煤矿采空区自然发火封闭过程中诱发多次瓦斯爆炸, 造成 53 人死亡<sup>[4]</sup>。研究瓦斯气体的爆炸特性对于煤矿火区安全快速封闭与启封以及安全生产评估具有重大意义, 尤其是火灾时期复杂环境下瓦斯爆炸特性, 如高温、高 CO 气体复合环境下。能够维持可燃气体火焰传播的最低/最高浓度被称为可燃气体的爆炸下限/上限<sup>[5]</sup>。通常认为, 常温常压下甲烷在空气中的爆炸界限为 5%~15%。然而对于煤矿井下火区燃烧, 由于供氧不足, 生成大量的 CO, 火区 CO 浓度一般为 4%~6%, 根据勒·查特里埃法则, 可燃性气体混入会改变瓦斯爆炸界限<sup>[6]</sup>。针对初始温度、初始压力、惰性气体(CO<sub>2</sub>、N<sub>2</sub>)等单因素对瓦斯爆炸界限的影响, 众多学者进行了研究。王华等<sup>[7]</sup>通过实验研究了初始压力对矿井单组分及多组分可燃性气体爆炸特性的影响, 发现初始压力升高增加了可燃性气体爆炸界限, 且对上限的影响更为显著; 随着初始压力的升高, 可燃性气体的最大爆炸超压、最大压力上升速率增大。李润之等<sup>[8]</sup>研究发现初始温度越高, 最大爆炸压力越小; 最大爆炸压力随着环境温度升高而减小, 最大压力上升速率随环境温度的升高呈非线性变化规律。肖丹<sup>[9]</sup>研究发现随着初始温度、初始压力和煤尘浓度升高, 瓦斯爆炸下限降低, 上限升高, 极限范围扩大。高娜<sup>[5, 10]</sup>、司荣军<sup>[11]</sup>等研究了初始温度与初始压力对瓦斯爆炸界限的影响, 得到高温高压条件下瓦斯爆炸上限升高、下限降低, 爆炸界限扩大; 初始温度和压力对瓦斯爆炸上限的影响较大, 对爆炸下限的影响较小。Cui 等<sup>[12]</sup>研究表明随着温度与初始压力升高, 可燃性极限范围变宽, 爆炸上限或可燃性下限与温度呈线性关系, 爆炸上限与初始压力呈对数趋势变化, 爆炸下限不受初始

\* 收稿日期: 2018-08-09; 修回日期: 2018-08-26

基金项目: 国家自然科学基金(51274115); 辽宁省教育厅城市研究院重点项目(LJCL001)

作者简介: 白 刚(1991—), 男, 博士, 讲师, 主要从事矿井瓦斯灾害与火灾防治研究.

E-mail: 1272661640@qq.com

通信作者: 周西华(1968—), 男, 博士, 教授, 主要从事矿井瓦斯灾害与火灾防治研究.

E-mail: xihua\_zhou68@163.com

压力影响。Li 等<sup>[13]</sup>研究发现,随着温度升高,爆炸上限与爆炸下限呈线性变化。Karim 等<sup>[14]</sup>研究了初始温度 143~298 K 和常压下甲烷可燃性下限实验。周西华等<sup>[15]</sup>研究认为,CO<sub>2</sub>的惰化效果优于N<sub>2</sub>,并进行了新的瓦斯惰化分区。然而,高温与 CO 气体条件下甲烷-空气混合物爆炸极限的研究甚少<sup>[16]</sup>。为此,本研究利用 20 L 爆炸装置,测定不同初始温度(25~200 ℃)和 CO 气体浓度(1%~10%, 体积分数)条件下甲烷-空气混合物的爆炸上限、下限,研究初始温度和 CO 气体对甲烷-空气混合物爆炸极限的耦影响规律,以期对后续研究火区封闭过程中火灾诱发次生灾害、瓦斯爆炸演化规律及动态预测火区瓦斯爆炸危险性提供关键基础参数,对防治煤矿火区封闭过程中火灾诱发次生瓦斯爆炸事故具有重要意义。

## 1 实验系统与方法

### 1.1 实验系统

实验采用的 20 L 爆炸实验装置系统如图 1 所示,主要包括爆炸本体、配气系统、控制系统(包括温度、压力制)、点火系统和采集系统。顶部开 6 个螺纹孔,用于进气、测压、抽真空等。爆炸罐体连接压力传感器和温度传感器,中央放置点火电极,电极用火花塞固定。实验遵循的标准为 EN1839(B)<sup>[17]</sup>。该爆炸系统能测定常温常压和非常温常压下可燃气体(或蒸气)的爆炸参数,并通过热电偶和压强传感器记录爆炸时的温度和压强。

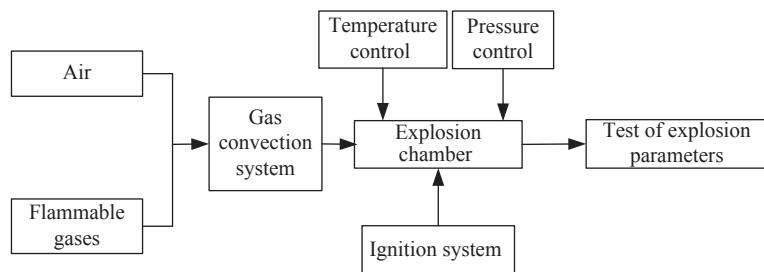


图 1 爆炸装置系统示意图

Fig. 1 Schematic diagram of explosive device

### 1.2 实验过程

实验在不同初始温度(25~200 ℃)和 CO 气体浓度(1%~10%)条件下进行,实验室环境温度在 28~32 ℃ 之间,大气压力约为 100 kPa,环境相对湿度在 60%~90% RH 之间,实验采用高能电火花能量发生器产生的电火花作为点火源,点火能量均为 10 kJ,系统配气精度为±0.1%,实验用的 CH<sub>4</sub> 气体纯度为 99.99%。系统通过压力配比的方法实现气体配备,具体操作步骤为:用真空泵将反应罐内抽至真空;由于气体压力比等于体积分数比,将 CH<sub>4</sub>、惰性气体、空气等气体顺次充入反应罐;每次完成实验后,用真空泵抽出爆炸主体罐内气体,再打开相应阀门充入空气,将主体罐内废气排尽。若进行常温下实验,静置 4 min,使 CH<sub>4</sub> 和空气进行混合,利用 CH<sub>4</sub> 传感器检测罐内瓦斯浓度,若连续 3 次检测到的浓度均为实验设定值,认为混合均匀。若进行高温实验,则通过温控热电偶调节罐体加热带以及罐体底部热板的温度控制加热实验气体至实验温度。

### 1.3 瓦斯爆炸极限判据

判断瓦斯是否发生爆炸的准则参考美国标准 ASTM 的规定<sup>[18]</sup>,即点火后压力升高 7% 或以上作为发生爆炸的判断依据。爆炸极限实验测量方法参照 GB/T 12474-2008 和美国标准 ASTM E681,利用渐近法测试甲烷在空气中的爆炸极限。对一定浓度的瓦斯气体,如果在同样条件下进行 3 次实验均未爆炸,则认为该浓度下瓦斯气体不爆炸,如果有 1 次实验结果为爆炸,则认为该浓度下混合气体爆炸。

## 2 常温常压实验验证

根据 BS-EN-1839-2004 标准<sup>[17]</sup>,新爆炸容器必须在实验前进行验证。常温常压下瓦斯爆炸界限实

验数据如表1所示, 表中数据均为体积分数。本研究中获得的爆炸上限值(UEL, Upper Explosion Limit)与其他研究相比差异较大, 下限值(LEL, Lower Explosion Limit)与其他研究基本一致, 差异可归因于爆炸容器、点火电极和爆炸标准等因素。然而, 总的来说, 可燃性极限在5%~16%范围内, 并且实验误差不大。因此, 本研究中的实验装置可用于准确确定甲烷/空气混合物的爆炸极限。

### 3 初始温度和CO气体单因素对瓦斯爆炸界限的影响

由于火区温度复杂多变, 因此研究不同温度下的气体爆炸特性十分必要。实验时, 首先将爆炸罐体抽真空, 然后注入CH<sub>4</sub>, 待气体配好后再升温, 甲烷-空气混合物爆炸极限随初始温度的变化情况如图2所示。由图2可看出, 随着温度的升高, 瓦斯爆炸上限变化较小, 总体呈现上升趋势(主要是由于温度升高, 分子内能增加, 促使分子运动速率加快, 增加了分子之间的碰撞几率), 爆炸下限缓慢下降, 爆炸极限范围变大, 瓦斯爆炸危险性增加。煤矿井下火区温度较高, 通常高于500℃, 甚至达到1000℃以上, 因此爆炸界限较大。尤其是爆炸下限可能降低到3%以下, 火区爆炸危险性大大增加。

由图2可知, 常压条件下, 当初始温度为25℃时, 爆炸上限为13.16%, 下限为5.29%, 爆炸极限范围为7.87%; 当初始温度升高至200℃时, 爆炸上限为12.80%, 下限下降为4.30%, 爆炸极限范围为8.5%, 爆炸极限扩大的百分率为8%。常压下不同温度时瓦斯爆炸极限见表2。

表1 实验数据与历史数据对比

Table 1 Comparison of experimental data with historical data

Researchers	LEL/%	UEL/%
Kondo, <i>et al.</i> <sup>[19]</sup>	5.0	15.5
Vanderstraeten, <i>et al.</i> <sup>[20]</sup>	4.6±0.3	15.8±0.4
Li, <i>et al.</i> <sup>[13]</sup>	5.0±0.1	15.7±0.1
This study	5.29	13.16

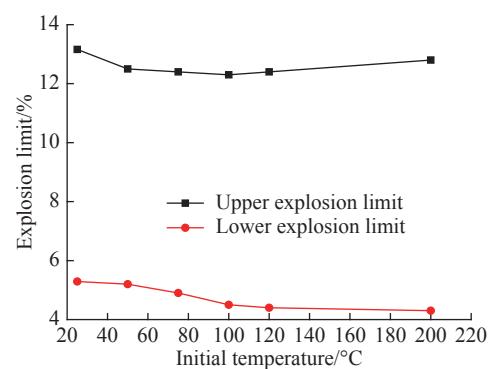


图2 不同温度下瓦斯的爆炸极限(常压)

Fig. 2 CH<sub>4</sub> explosion limits under different temperatures (ambient pressure)

表2 不同温度条件下瓦斯爆炸极限与爆炸压力(常压)

Table 2 CH<sub>4</sub> explosion limit and explosion pressure under different temperatures (ambient pressure)

Temperature/℃	UEL/%	LEL/%	UEL pressure/MPa	LEL pressure/MPa
25	13.16	5.29	0.62	0.100
50	12.50	5.20	0.58	0.081
75	12.40	4.90	0.56	0.073
100	12.30	4.50	0.56	0.073
120	12.40	4.40	0.52	0.065
200	12.80	4.30	0.45	0.052

通过对瓦斯爆炸上限和下限数据与初始温度拟合得到:

瓦斯爆炸上限

$$y = 13.48652 - 0.02036x + 8.53628 \times 10^{-5}x^2 \quad (1)$$

式中:  $y$  为瓦斯爆炸界限, %;  $x$  为温度, ℃; 相关系数  $R=0.786\ 09$ 。

瓦斯爆炸下限

$$y = 8.23468 - 0.74687 \ln(x - 22.14927) \quad (2)$$

式中:  $y$  为瓦斯爆炸界限, %;  $x$  为温度,  $^{\circ}\text{C}$ ; 相关系数  $R=0.84068$ 。

瓦斯爆炸极限随 CO 气体浓度的变化情况如图 3 所示。由图 3 可看出, 随着 CO 气体浓度的升高, 瓦斯爆炸上限下降, 下限下降, 但爆炸极限范围变大, 瓦斯爆炸危险性增加。当 CO 体积分数为 1% 时爆炸上限下降为 17.7%, 下限下降为 4.5%, 极限范围为 13.2%; 而当 CO 体积分数升高至 10% 时, 爆炸上限下降为 16.0%, 下限下降为 0.7%, 极限范围扩大为 15.3%, 爆炸极限扩大的百分率为 15.9%, 爆炸极限较常温常压时扩大的百分率为 102%。实验温度为 100  $^{\circ}\text{C}$  时, CO 浓度不同时瓦斯爆炸极限见表 3。

由表 2 与表 3 可知, 温度与 CO 浓度对瓦斯爆炸上限的影响大于对爆炸下限的影响, 主要是由于在爆炸下限浓度附近, 可燃混合气体中瓦斯含量很小, 过量空气作为反应中的惰性气体, 一方面阻碍了  $\text{CH}_4$  与  $\text{O}_2$  分子有效碰撞, 减少了反应发生的可能性, 另一方面吸收反应放热, 减缓了链式反应持续与火焰蔓延。

表 3 不同 CO 浓度时瓦斯爆炸极限与爆炸压力(温度 100  $^{\circ}\text{C}$ )  
Table 3  $\text{CH}_4$  explosion limit and explosion pressure with different concentrations of CO ( $T=100$   $^{\circ}\text{C}$ )

CO concentration/%	UEL/%	LEL/%	UEL pressure/MPa	LEL pressure/MPa
1	17.7	4.5	0.42	0.27
5	16.5	2.8	0.52	0.27
10	16.0	0.7	0.56	0.28

#### 4 初始温度与 CO 气体对瓦斯爆炸压力的影响

为分析瓦斯爆炸危险性, 对不同初始温度条件下的最大爆炸压力进行实验测定, 不同温度下瓦斯爆炸上下限时的瓦斯爆炸压力如图 4 所示, 不同 CO 体积分数条件下瓦斯爆炸上下限时瓦斯爆炸压力如图 5 所示。

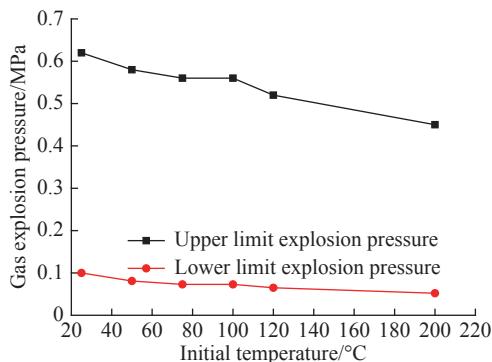


图 4 瓦斯爆炸压力与温度关系  
Fig. 4 Relationship between  $\text{CH}_4$  explosion pressure and temperature

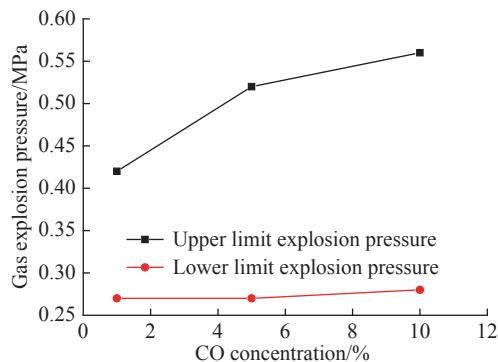


图 5 瓦斯爆炸压力与 CO 体积分数关系  
Fig. 5 Relationship between  $\text{CH}_4$  explosion pressure and CO volume fraction

由图 4 可知, 瓦斯爆炸上限与下限爆炸压力随着初始温度升高呈近线性关系降低。不同温度条件下, 瓦斯爆炸上限爆炸压力远大于瓦斯爆炸下限爆炸压力。

通过大量热化学计算, 最大爆炸压力  $p_m$  可表示为

$$p_m = p_0 \frac{M_u}{M_b} \left( 0.75 + \frac{4170}{T} \right) \quad (3)$$

式中:  $M_u$  和  $M_b$  分别为未燃和已燃燃料的平均分子量,  $T$  为初始反应物的温度,  $p_0$  为初始环境压力。从(4)式中可以看出, 最大爆炸压力  $p_m$  随初始温度  $T$  增加而减小, 这主要是因为在其他条件不变的情况下, 初始温度升高降低了单位体积内瓦斯-空气混合气体物质的量, 从而减少了反应放出的热量, 因此最大爆炸压力降低, 实验结果与理论计算结果的变化规律一致。由图5可知, 随着CO浓度增加瓦斯爆炸上限压力、下限压力均升高, 这主要是因为CO浓度越大,  $\text{CH}_4\text{-CO}$ 混合可燃气体的物质的量增加, 增加了爆炸释放的能量, 爆炸压力升高。

## 5 初始温度和CO气体耦合作用对瓦斯爆炸界限的影响

瓦斯的爆炸极限是能维持甲烷与氧气持续反应及火焰的持续传播的甲烷在空气中的浓度范围。瓦斯的爆炸下限越低, 爆炸上限越高, 即爆炸极限范围越宽, 则爆炸危险性越大。

由图6与图7可看出: 当CO体积分数相同时, 随着温度升高, 瓦斯爆炸上限升高, 下限下降, 爆炸极限范围变宽, 变化趋势基本相同; 当初始温度相同时, 随着CO体积分数升高, 单位CO气体对爆炸上限的影响逐渐减弱。温度相同时, 随着CO体积分数升高, 瓦斯爆炸上限、下限均下降, 但爆炸极限范围变宽, 瓦斯爆炸危险性增加。这是由于高温和CO气体环境氛围使系统中的活化分子数增加, 更多的自由基参与基元反应, 使链反应更易持续进行下去, 因而可以维持更高浓度的瓦斯-空气混合气体发生燃爆反应。然而, 随着爆炸上限的进一步升高, 氧气浓度越来越小, 初始温度和CO气体对瓦斯爆炸上限的影响减弱。

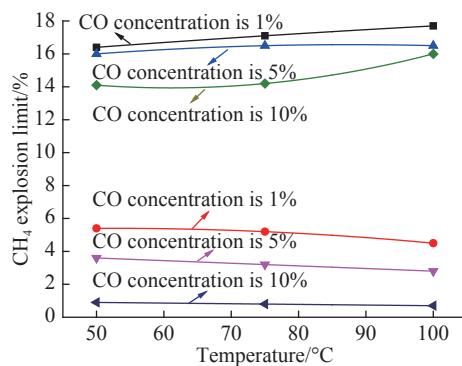


图6 不同CO体积分数下瓦斯爆炸极限与温度的关系

Fig. 6 Relationship between  $\text{CH}_4$  explosion limits and temperature under different CO concentrations

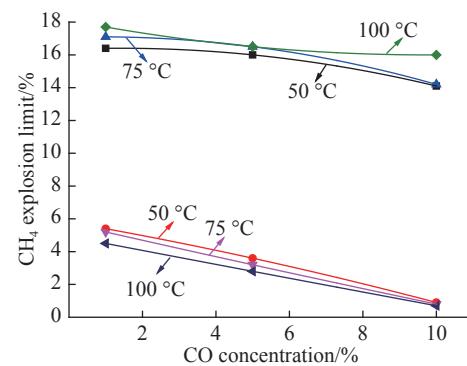


图7 不同温度下瓦斯爆炸极限与CO体积分数的关系

Fig. 7 Relationship between  $\text{CH}_4$  explosion limit and CO concentration

常温常压条件下, 瓦斯爆炸上限为13.16%, 当初始温度升高到100 °C且CO体积分数为1%时, 爆炸上限为17.7%, 上升幅度几乎达到了34.5%。常压下, 当初始温度由25 °C升至200 °C时, 上限的升幅仅为2.8%; 而常温下, 当CO气体体积分数由1%增大到10%时, 上限升幅仅为5.4%。常温常压条件下, 瓦斯爆炸下限为5.29%, 当初始温度升高到100 °C且CO体积分数为10%时, 爆炸下限为0.7%, 下降幅度为86.77%。常压下, 当初始温度由25 °C升至200 °C时, 爆炸下限的下降幅度为18.7%; 而常温下, 当CO体积分数由1%增大到10%时, 爆炸下限的下降幅度为84.4%。由此可见, 瓦斯爆炸上限与下限在初始温度和CO气体耦合作用下的变化幅度均比单因素影响下的变化幅度大得多, 且耦合作用下爆炸上限的变化幅度远大于单因素下变化幅度的和。

将初始温度和可燃性气体CO耦合条件下瓦斯爆炸界限的变化绘成曲面, 并对曲面进行拟合(图8)。当初始温度为50~100 °C、可燃性气体CO体积分数为1.0%~10.0%时, 若将初始温度T和CO体积分

数  $n$  作为自变量, 甲烷爆炸极限  $L$  作为因变量, 根据拟合公式与实际曲面函数的相关度更高的原则, 可得到拟合曲面的拟合方程式, 即

$$L = a + bT + cn \quad (50 < T < 100, 1.0\% < n(\text{CO}) < 10.0\%) \quad (4)$$

式中:  $L$  为爆炸上限, %;  $T$  为初始温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $n$  为 CO 体积分数, %。拟合参数见表 4。

表 4 温度与 CO 浓度耦合条件下拟合函数各参数

Table 4 Function fitting parameters under coupling conditions with varying temperatures and CO concentrations

Explosion limit	$a$	$b$	$c$	$R^2$
UEL	15.581 15	0.024 67	-0.257 92	0.863 63
LEL	6.471 86	-0.012 67	-0.470 77	0.990 92

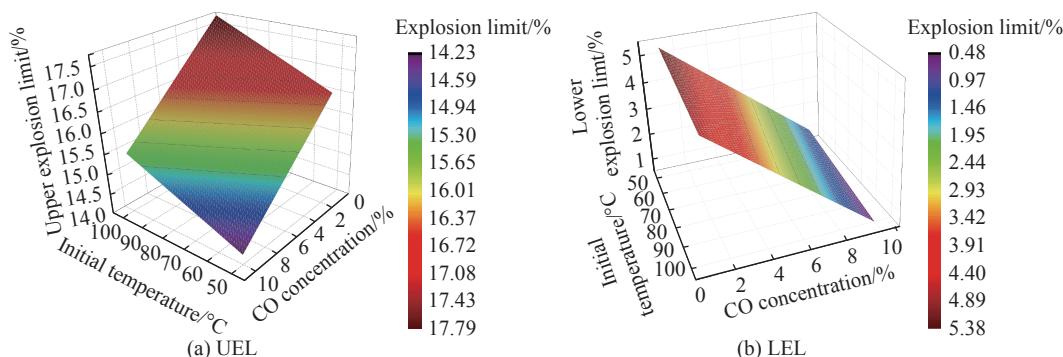


图 8 初始温度与 CO 气体浓度对甲烷爆炸极限的耦合影响

Fig. 8 Coupling influence of initial temperature and CO concentration on  $\text{CH}_4$  explosion limit

根据图 8 可知: 随着温度升高, 瓦斯爆炸下限下降, 爆炸上限上升, 瓦斯爆炸危险性增加; 随着可燃性气体 CO 浓度升高, 瓦斯爆炸上限、下限均下降, 但爆炸极限范围变宽, 瓦斯爆炸危险性增加。煤矿火区煤燃烧时, 火区温度通常为  $600\sim 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ , 甚至可高达  $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ , 根据文献 [21] 可知, 温度越高, 瓦斯爆炸下限下降, 爆炸上限升高, 爆炸界限范围变大, 因此现场火区治理过程中, 应充分考虑火区温度与瓦斯浓度, 防止发生瓦斯爆炸事故。

初始温度为  $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、CO 体积分数为 1% 时, 瓦斯爆炸上限为 17.7%, 比常温常压时的 13.16% 扩大的百分率为 34.5%, 扩大的危险浓度范围使瓦斯-空气混合气体在高温、CO 条件下危险性大幅提高。因此, 煤矿井下火灾时期, 瓦斯爆炸界限范围较常温常压下爆炸界限范围更广, 火区治理时应考虑低浓度瓦斯发生爆炸的可能性。

## 6 结 论

对初始温度和 CO 气体耦合作用对瓦斯爆炸界限影响进行研究, 得到以下结论。

(1) 随着可燃性气体 CO 浓度升高, 瓦斯爆炸上限、下限均下降, 爆炸极限范围变宽; 随着温度升高, 爆炸上限升高, 下限下降; 瓦斯爆炸上限与初始温度呈二次函数关系, 瓦斯爆炸下限与初始温度呈对数关系。

(2) 瓦斯爆炸上限、下限爆炸压力随着初始温度升高均略有降低, 瓦斯爆炸上限压力、下限压力随着 CO 浓度升高均升高。

(3) 高温与高可燃性气体 CO 双因素耦合条件下, 瓦斯爆炸下限下降, 爆炸上限升高, 瓦斯爆炸危险性增加, 爆炸界限与温度、CO 气体浓度近似满足  $L = a + bT + cn$  关系式; 初始温度和 CO 气体对爆炸极限的耦合影响比单一因素的影响大, 且对爆炸上限的影响更为显著。

(4) 为深入研究煤矿火区瓦斯爆炸极限与环境因素之间的关系, 还需要继续研究更高温度和 CO 气体、烷烃、烯烃类气体条件下可燃性混合物爆炸界限以及其他影响因素之间耦合作用的影响。

## 参考文献:

[1] 周心权.矿井火灾防治 [M].徐州:中国矿业大学出版社, 2002: 146–160.

[2] 王海燕, 冯超, 王忠文, 等.封闭火区注惰危险性和临界注惰参数 [J].煤炭学报, 2014, 39(Suppl 1): 117–122.  
WANG H Y, FENG C, WANG Z W, et al. Dangers and critical parameters of inert gas injection during mine fire sealing [J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(Suppl 1): 117–122.

[3] 梁运涛, 罗海珠.中国煤矿火灾防治技术现状与趋势 [J].煤炭学报, 2008, 33(2): 126–130.  
LIANG Y T, LUO H Z. Current situation and development trend for coal mine fire prevention & extinguishing techniques in China [J]. Journal of China Coal Society, 2008, 33(2): 126–130.

[4] 丁百川.四天里的五次爆炸 [J].劳动保护, 2013, 12: 32–35.  
DING B C. Five explosions in four days [J]. Labour Protection, 2013, 12: 32–35.

[5] 高娜, 张延松, 胡毅亭.温度、压力对甲烷-空气混合物爆炸极限耦合影响的实验研究 [J].爆炸与冲击, 2017, 37(3): 453–458.  
GAO N, ZHANG Y S, HU Y T. Experimental study on methane-air mixtures explosion limits at normal and elevated initial emperatures and pressures [J]. Explosion and Shock Waves, 2017, 37(3): 453–458.

[6] 俞启香.矿井瓦斯防治 [M].徐州:中国矿业大学出版社, 1992: 40–52.  
YU Q X. Mine methane prevention [M]. Xuzhou: China University of Mining and Technology Press, 1992: 40–52.

[7] 王华, 邓军, 葛玲梅.初始压力对矿井可燃性气体爆炸特性的影响 [J].煤炭学报, 2011, 36(3): 423–428.  
WANG H, DENG J, GE L M. Influence of initial pressure on explosion characteristics of flammable gases in coal mine [J]. Journal of China Coal Society, 2011, 36(3): 423–428.

[8] 李润之, 黄子超, 司荣军.环境温度对瓦斯爆炸压力及压力上升速率的影响 [J].爆炸与冲击, 2013, 33(4): 415–419.  
LI R Z, HUANG Z C, SI R J. Influence of environmental temperature on gas explosion pressure and its rise rate [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(4): 415–419.

[9] 肖丹.受限空间瓦斯爆炸特性及其影响因素研究 [D].阜新:辽宁工程技术大学, 2006.

[10] 高娜, 张延松, 胡毅亭.温度压力对瓦斯爆炸危险性影响的实验研究 [J].爆炸与冲击, 2016, 36(2): 218–223.  
GAO N, ZHANG Y S, HU Y T. Experimental study on gas explosion hazard under different temperatures and pressures [J]. Explosion and Shock Waves, 2016, 36(2): 218–223.

[11] 司荣军.温度压力耦合对甲烷爆炸极限影响的试验研究 [J].安全与环境学报, 2014, 14(4): 32–35.  
SI R J. Experimental study on the explosion limits of methane under coupling effects of temperature and pressure [J]. Journal of Safety and Environment, 2014, 14(4): 32–35.

[12] CUI G, LI Z L, YANG C. Experimental study of flammability limits of methane/air mixtures at low temperatures and elevated pressures [J]. Fuel, 2016, 181: 1074–1080.

[13] LI Z M, GONG M Q, SUN E Y, et al. Effect of low temperature on the flammability limits of methane/nitrogen mixtures [J]. Energy, 2011, 36: 5521–5524.

[14] KARIM G A, WIERZBA I, BOON S. The lean flammability limits in air of methane, hydrogen and carbon monoxide at low temperatures [J]. Cryogenics, 1984, 24(6): 305–308.

[15] 周西华, 孟乐, 史美静, 等.高瓦斯矿发火区封闭时对瓦斯爆炸界限因素的影响 [J].爆炸与冲击, 2013, 33(4): 351–356.  
ZHOU X H, MENG L, SHI M J, et al. Influences of sealing fire zone in high gas mine on impact factors of gas explosion limits [J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(4): 351–356.

[16] GIERAS M, KLEMENS R, RARATA G, et al. Determination of explosion parameters of methane-air mixtures in the chamber of 40 dm<sup>3</sup> at normal and elevated temperature [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2006, 19(2/3): 263–270.

[17] DIN. Determination of explosion limits of gases and vapours: DIN EN 1839-2004 [S]. Berlin: DIN, 2004.

[18] ASTM International. Standard test methods for limiting oxygen (oxidant) concentration in gases and vapors: ASTME2079-07 [S]. American Society for Testing and Materials, 2013: 1–2.

[19] KONDO S, TAKIZAWA K, TAKAHASHI A, et al. On the temperature dependence of flammability limits of gases [J]. Journal of Hazardous Materials, 2011, 187(1/2/3): 585–590.

[20] VANDERSTRAETEN B, TUERLINCKX D, BERGHMANS J, et al. Experimental study of the pressure and temperature dependence on the upper flammability limit of methane/air mixtures [J]. Journal of Hazardous Materials, 1997, 56(3): 237–246.

[21] 欧文·格拉斯曼.燃烧学 [M].赵惠富, 张宝诚, 译.北京:科学出版社, 1983.

## Experimental Study on the Coupling Influence of Temperature and CO Concentration on CH<sub>4</sub> Explosion Limit

BAI Gang<sup>1,2</sup>, ZHOU Xihua<sup>1,2</sup>, SONG Dongping<sup>1,2</sup>

(1. College of Safety Science & Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China;

2. Key Laboratory of Mine Thermodynamic Disasters & Control of Ministry of Education  
(Liaoning Technical University), Fuxin 123000, China)

**Abstract:** Gas explosion often occurs in the course of closing fired coal mine. The explosion limit and maximum explosion pressure under temperatures ranging from 25 °C to 200 °C and CO volume fractions of 1%–10% are studied by using a special 20 L explosive device. The results show that upper and lower explosion limits all decrease with increasing CO volume fraction, the range of explosion limit is widened in the presence of only CO. The upper gas explosive limit increases while its lower limit decreases as temperature increases. At ambient pressure, the upper gas explosive limit increases quadratically with initial temperature while the lower limit increases logarithmically with initial temperature. Increasing CO volume fraction results in increase in both the upper pressure limit and the lower pressure limit. Coupling CO gas with high temperature, the gas explosive upper limit increases and the lower limit decreases thus higher risk is expected in such condition. Explosive limits, especially the upper limit are more sensitive to coupling factors than to single factor.

**Keywords:** temperature; combustible gas CO; explosion limit; explosion hazard

# 管廊内燃气爆炸作用下不同抗爆结构性能研究

刘希亮<sup>1,2,3</sup>, 李 烨<sup>1</sup>, 王新宇<sup>1,2,3</sup>, GURKALO Filip<sup>1</sup>

(1. 河南理工大学土木工程学院, 河南 焦作 454000;  
2. 河南省地下工程与灾变防控重点实验室, 河南 焦作 454000;  
3. 河南省地下空间开发及诱发灾变防治国际联合实验室, 河南 焦作 454000)

**摘要:**地下管廊是城市地下空间的重要组成部分,若燃气在地下管廊输送过程中泄漏进入管廊内部并引起爆炸,将会产生严重的后果。以平潭综合试验区环岛路管线工程为背景,基于流固耦合和 ALE(Arbitrary Lagrange Euler)多物质算法,采用 ANSYS/LS-DYNA 软件建立管廊结构和土体的三维模型,研究地下管廊内燃气爆炸作用下敷设“泡沫铝”抗爆结构和“钢板-泡沫铝-钢板”夹芯抗爆结构的抗爆性能以及管廊的动力响应,并分析不同抗爆结构对管廊结构的应力和变形影响以及抗爆结构的吸能能力。结果表明:爆炸荷载作用下,燃气仓内墙上距离爆炸荷载最近的结构首先发生破坏,随着爆炸进程的发展,燃气仓内墙与外墙连接处也发生破坏;敷设泡沫铝和泡沫铝夹芯结构可以降低廊体结构的损伤,其中又以泡沫铝夹芯结构效果最佳;在泡沫铝夹芯抗爆结构中,结构应力衰减最快,测点应力峰值与无任何抗爆结构的管廊相比降低了 67.35%,而在泡沫铝抗爆结构中应力峰值仅降低了 43.99%;关于抗爆结构吸能方面,在无任何抗爆结构的管廊内,管廊动能峰值为 0.11 kJ,而复合抗爆结构管廊的动能峰值仅为 0.021 kJ,与无任何抗爆结构的管廊相比,动能降低了 80.9%。综合研究发现,管廊内敷设泡沫铝夹芯结构时吸能和抵抗爆炸冲击波能力最佳。

**关键词:**地下工程;抗爆性;数值模拟;综合管廊;吸能材料

**中图分类号:** TU990.3

**文献标识码:**A

综合管廊是城市地下空间的重要组成部分,是集电力、燃气、电信、热力、给排水等市政管线为一体的综合性设施<sup>[1]</sup>,一般处于市区建筑和人口密集地段。由于燃气管道的特殊性,一般敷设在独立的仓体内<sup>[2]</sup>。若燃气在输送过程中燃气管道发生破坏,导致燃气介质泄入管廊燃气仓内,气体容易积聚形成爆炸环境,一旦发生爆炸会造成管廊结构损伤,严重的将会导致管廊结构破坏、电力电信中断、人员伤亡等一系列事故,对人们生活和社会秩序产生不良影响。因此,研究管廊的抗爆措施从而降低燃气爆炸对管廊影响具有十分重要的理论与工程研究价值。

关于结构抗爆问题,国内外学者已进行了广泛的研究,并取得了一些成果,主要研究手段为理论研究、试验研究和数值模拟。在理论研究方面,部分学者提出了基于结构性能设计提高结构的抗爆性能<sup>[3-4]</sup>,国内许多研究也体现了基于性能设计的思想<sup>[5-6]</sup>,但基于性能的抗爆设计研究才刚刚起步,远没有基于性能的抗震设计成熟<sup>[7]</sup>。也有部分学者对结构抗爆设计进行了实验设计和验证,但由于爆炸试验结果受客观因素影响较大,只能对抗爆罐等小型构件进行试验研究<sup>[8-10]</sup>,存在一定局限性。数值模拟具有成本低、参数可变性强、可控性强等特点,在研究爆炸冲击波对结构影响以及结构抗爆设计等问题上具有天然优势。对于规模较大的建筑结构,实验研究困难,因此采用数值模拟研究的方案较为合

\* 收稿日期: 2018-09-19; 修回日期: 2019-01-07

基金项目: 国家自然科学基金(51474097); 河南理工大学青年骨干教师资助计划(2017XQG-08)

作者简介: 刘希亮(1964—), 男, 博士, 教授, 主要从事岩土工程研究. E-mail: [xliu@hpu.edu.cn](mailto:xliu@hpu.edu.cn)

通信作者: 李 烨(1994—), 女, 硕士研究生, 主要从事岩土工程研究. E-mail: [smartliye@sina.com](mailto:smartliye@sina.com)

理。张秀华<sup>[11]</sup>对爆炸气体进行了爆炸试验研究和数值分析,采用有限元软件分析获得的流体分布图像等与试验结果基本一致,验证了流固耦合分析气体爆炸的合理性。李忠献等<sup>[12-13]</sup>将泡沫铝作为抗爆材料敷设在隧道内,并通过数值模拟进行计算和分析,研究结果表明泡沫铝具有良好的缓冲吸能作用,是提高地铁隧道抗爆能力的一种有效措施。Goel<sup>[14]</sup>、夏志成<sup>[15]</sup>等运用 LS-DYNA,研究了泡沫铝和泡沫铝夹芯结构在爆炸冲击波作用下的减爆吸能效应,结果表明,与未有金属泡沫板相比,添加泡沫铝和泡沫铝夹芯结构的板体有更好的抗冲击和吸能能力。Dharmasena<sup>[16]</sup>、张旭红<sup>[17]</sup>、杨德庆<sup>[18]</sup>等通过数值模拟研究了新型蜂窝防护结构,研究结果表明蜂窝材料可以有效提高结构的抗冲击性能。目前,对于结构的抗爆设计以及研究,主要采用内衬多孔材料的方法,而在诸多多孔材料中泡沫铝材料的发展和应用最广。

利用非线性动力分析有限元软件 ANSYS/LS-DYNA,基于流固耦合计算方法,建立无任何抗爆结构、敷设泡沫铝结构和敷设泡沫铝夹芯结构的地下管廊模型,分析在燃气爆炸作用下地下管廊的动力响应,以及抗爆结构的抗爆吸能效应,为实际工程应用提供参考。

## 1 计算模型建立

### 1.1 工程概况

平潭综合试验区中E型综合管廊截面宽度10.7 m,高度为3.5 m,混凝土结构外墙厚0.4 m,内墙厚0.3 m。工程采用暗挖法,土层性质未改变,管廊底部至路面,为3层不同性质的土体,从上往下分别为素填土、全风化花岗岩以及砂土状强风化花岗岩,土壤参数见表1。管廊共有3个仓室,燃气仓由于其特殊性独立成仓,位于管廊最右边,管廊截面见图1。

表1 土壤材料参数

Table 1 Parameters of soil material

Material	Thickness/cm	Density/(g·cm <sup>-3</sup> )	Cohesion/kPa	Internal friction angle/(°)	Elastic modulus/GPa	Poisson's ratio
Plain fill	130	1.8	6	10	0.0042	0.30
Completely decomposed granite	210	1.9	20	25	0.02	0.24
Sandy strongly weathered granite	620	2.0	30	32	54	0.21

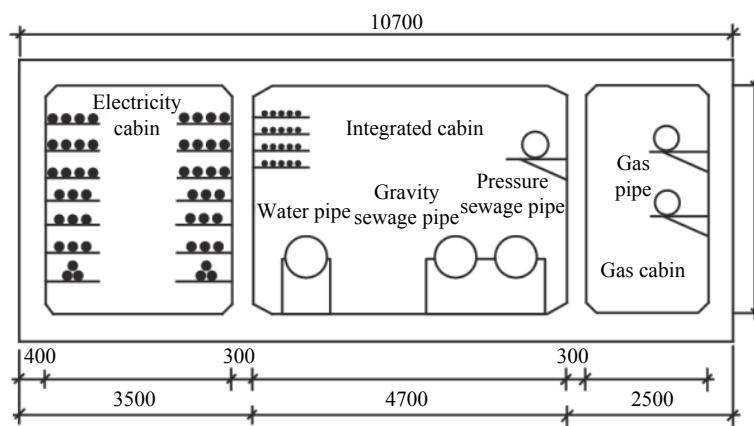


图1 管廊截面图(单位: m)

Fig. 1 Underground pipe gallery section (Unit: m)

### 1.2 有限元模型及参数

采用LS-DYNA进行数值模拟,考虑对称性问题,以起爆点的xOy面作为对称面建立1/2模型,计算模型见图2。模型对称面采用对称约束,其余界面设置为无反射边界以模拟无限域的环境条件。建

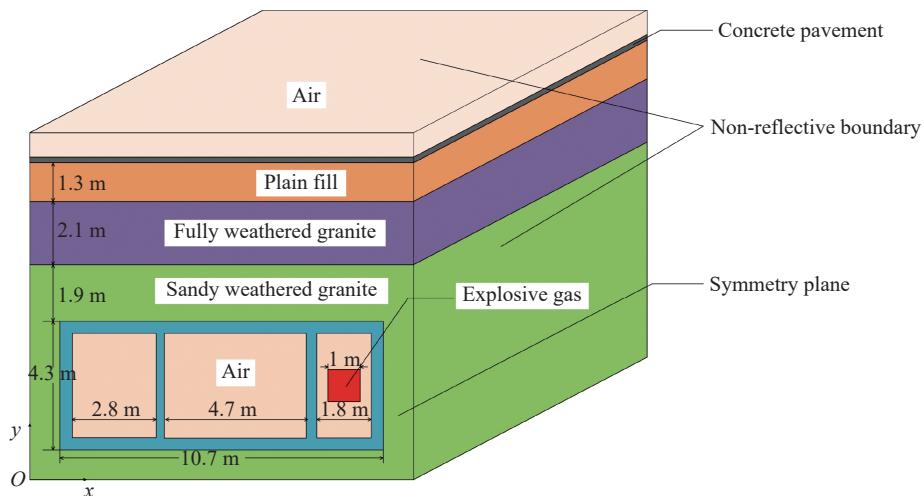


图2 计算模型爆炸中心截面图

Fig. 2 Cross section of the explosion center of the model

模时采用  $\text{cm}\cdot\text{g}\cdot\mu\text{s}$  单位制, 在保证合适的计算精度和计算机成本要求下, 模拟采用 15 cm 的控制尺寸划分网格, 由于混凝土结构为主要的受力构件, 且容易产生应力集中, 为进行有效合理的模拟, 对网格进行加密。共有 3 种计算模型以模拟不同的工况: 一是未添加任何减振层结构的计算模型, 二是在燃气仓周围只添加 20 cm 厚度的泡沫铝减振层, 三是在燃气仓周围添加“钢板-泡沫铝-钢板”复合结构。钢板厚度和泡沫铝厚度分别为 5 cm 和 10 cm。图 3 为添加抗爆层的有限元模型燃气仓  $xOy$  截面。

有限元模型采用 Solid164 实体单元建模, 混凝土结构、钢板以及泡沫铝结构用 Lagrange 算法, 爆炸混合气体、土体、空气采用 Euler 网格, Euler 网格包含 Lagrange 网格, 单元使用多物质 ALE 算法, 利用 CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 方式进行流固耦合计算<sup>[19]</sup>。

天然气的主要成分为甲烷, 在数值模拟中空气与甲烷混合气体的浓度比例按两者完全反应来计算。空气采用\*MAT\_NULL 空物质材料模型定义, CH<sub>4</sub>-Air 混合气体采用\*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN 爆炸燃烧材料模型, 二者均采用线性多项式状态方程来描述爆炸气体产物的状态变化过程<sup>[20]</sup>, 线性多项式状态方程为

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0 \quad (1)$$

式中:  $\mu = \rho / (\rho_0 - 1)$ ,  $\rho$  为当前密度,  $\rho_0$  为初始密度,  $E_0$  为爆炸气体内能,  $C_0 \sim C_6$  为状态方程参数。线性多项式状态方程的相关参数见表 2<sup>[21]</sup>。

表2 线性多项式状态方程参数<sup>[21]</sup>Table 2 Parameters for linear polynomial equation of state<sup>[21]</sup>

Material	$\rho / (\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$C_0 / \text{MPa}$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	$C_6$	$E_0 / (\text{MJ}\cdot\text{m}^{-3})$	$V_0$
Air	1.234	-0.1	0	0	0	0.400	0.400	0	0.250	1.0
CH <sub>4</sub> -Air	1.293	0	0	0	0	0.274	0.274	0	3.408	1.0

钢筋混凝土按 4% 配筋率进行折算, 钢筋混凝土和钢板均采用\*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC 随动

强化模型,引入\*MAT\_ADD\_EROSION 侵蚀失效准则来控制单元失效,混凝土的破坏主要为拉伸破坏与剪切破坏,但多数情况下主要是拉伸破坏,剪切破坏较少,故采用主应变失效方式定义其破坏,混凝土和钢材料参数见表3。

表3 混凝土和钢材料参数  
Table 3 Parameters of concrete and steel

Material	Density/ (g·cm <sup>-3</sup> )	Elastic modulus/GPa	Poisson's ratio	Yield strength/MPa	Shear modulus/GPa	Tensile strength/MPa
Reinforced concrete	2.5	30	0.22	33.8	12.5	3.5
Steel	7.9	220	0.30	314	20	600

土壤采用\*MAT\_FHWA\_SOIL 材料模型,这是一种各向同性损伤材料,该材料适用于固体单元且允许失效。该模型有一个修正的 Mohr-Coulomb 面用以决定依赖峰值的剪切强度,修正后 Mohr-Coulomb 屈服表面表达式为

$$\sigma_v = -p \sin \varphi + \sqrt{J_2 K(q) + A^2 \sin^2 \varphi - c \cos \varphi} = 0 \quad (2)$$

式中:  $\sigma_v$  为屈服强度,  $p$  为压力,  $\varphi$  为内摩擦角,  $J_2$  为应力偏张量第二量,  $K(q)$  为张量平面角的函数,  $A$  为 D-P 准则系数,  $c$  为黏聚力。

\*MAT\_FHWA\_SOIL 材料模型采用修正后的 Mohr-Coulomb 屈服准则。该材料模型可以同时考虑塑性硬化、塑性软化、应变速率效应等。相对于 LS-DYNA 提供的其他土壤模型,该模型的计算结果更加准确。

泡沫铝采用\*MAT\_CRUSHABLE\_ROAM 可压缩泡沫材料模型进行描述,图4为该模型工程应力-应变曲线。泡沫铝参数为:密度  $\rho=1.3 \text{ g/cm}^3$ , 弹性模量  $E=1.203 \text{ GPa}$ , 泊松比  $\nu=0.3$ , 屈服强度  $\sigma_s=20 \text{ MPa}$ , 最大拉应力  $P=15 \text{ MPa}$ , 阻力系数为 0.1。

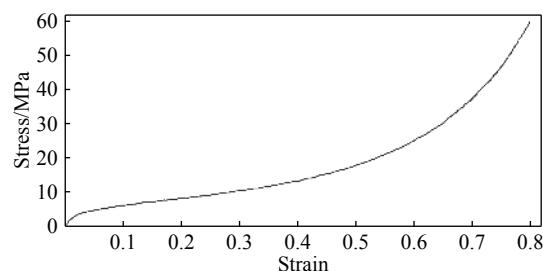


图4 泡沫铝的应力-应变曲线  
Fig. 4 Stress-strain curve of aluminum foams

## 2 计算结果分析

### 2.1 爆炸波的传播规律

图5为爆炸冲击波在管廊燃气仓径向传播的压力云图,以研究抗爆材料敷设对冲击波传播规律的影响。从图5可以看出,3种工况的冲击波传播规律大致相同。在爆炸初始阶段,爆源中心压力最大,向外逐渐减小。在  $t=1.5 \text{ ms}$  时,爆炸产物以极高的速度向周围扩散,压力峰值从中心向周围转移,形成初始冲击波,且在转移过程中压力峰值逐渐降低。随着冲击波向前传播,压力降至周围气体压力为扰动时的初始压力,但爆炸产物由于惯性作用继续向前传播,此时爆炸产物的平均压力低于介质未经扰动时的初始压力,从而出现负压区。由图5可以看出,在  $t=20 \text{ ms}$  时,波阵面内部压力小于波阵面,在内部形成负压区。冲击波在传播过程中燃气仓内部产生正负压变化,导致结构首先受到高强压力,随后由于负压而受到较大的吸力,从而结构受到的外力方向发生改变,管廊结构容易发生破坏。

### 2.2 管廊结构的动力响应过程

为研究管廊结构在不同工况下的动力响应过程,图6、图7、图8为3种工况的管廊结构在不同时刻的 von-Mises 应力云图。

图6为无任何抗爆结构管廊的应力云图。从图6可以看出:在  $t=1.4 \text{ ms}$  时,管廊燃气仓内墙混凝土结构产生较大的应力,且内墙结构发生破坏;在  $t=40 \text{ ms}$  时,管廊燃气仓内墙与外墙连接处发生破坏,这

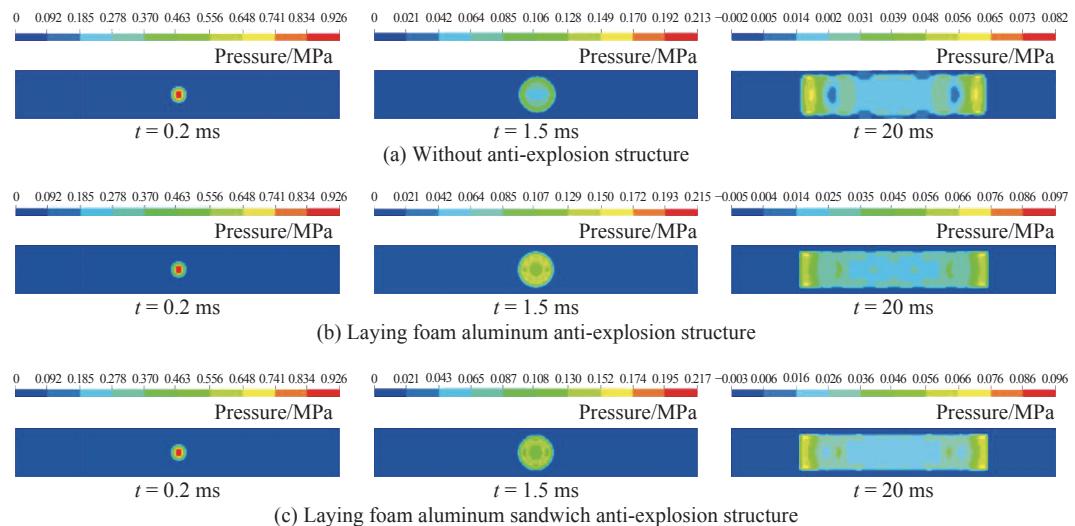


图5 冲击波超压云图

Fig. 5 Overpressure image of shock wave

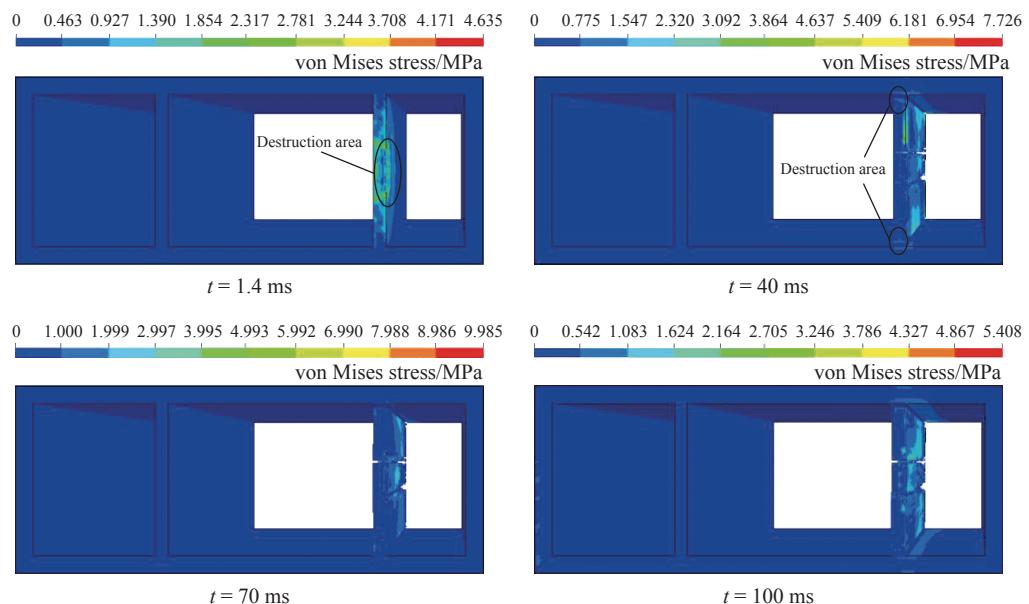


图6 无抗爆结构管廊 von-Mises 应力云图

Fig. 6 von-Mises stress map of no explosion-proof pipe gallery

是由于内墙与外墙连接处的结构形状有急剧变化,产生应力集中,使物体出现疲劳裂纹。随着爆炸的不断发生,燃气仓混凝土结构的应力逐渐降低。图7为敷设泡沫铝抗爆结构管廊的应力云图。从图7可以看出:在 $t=40$  ms时,燃气仓左右两侧混凝土结构有较大应力,与无抗爆结构的管廊相比,此时峰值应力降低了约62%;在 $t=1.4$  ms时,管廊内墙与外墙连接处出现破坏;在 $t=100$  ms时,具有泡沫铝抗爆结构的管廊整体破坏与无抗爆结构的管廊相比,大大降低。图8为敷设泡沫铝夹芯抗爆结构管廊的应力云图。从图8可以看出:与其他两种工况相比,敷设泡沫铝夹芯抗爆结构的管廊燃气仓周围混凝土结构的应力较小,且分布较为均匀,管廊结构未出现明显破坏。

从3种工况的管廊结构在不同时刻的von-Mises应力云图可以看出:在爆炸荷载作用下,燃气仓内墙距离爆炸荷载最近的结构首先发生破坏,随后随着爆炸进程的不断发展,燃气仓内墙与外墙连接处由于应力集中也发生破坏,且敷设泡沫铝夹芯抗爆材料的管廊结构应力分布均匀性好。

在管廊燃气仓内墙以及抗爆层距离爆源最近位置选取测点,监测测点应力变化,研究爆炸荷载通

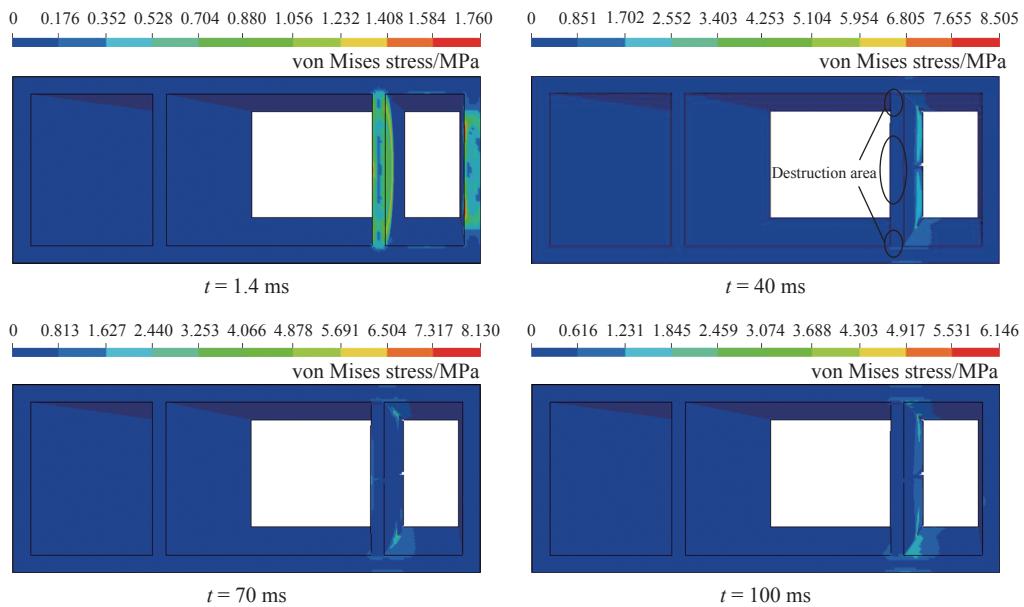


图 7 泡沫铝抗爆结构管廊 von-Mises 应力云图

Fig. 7 von-Mises stress map of foamed aluminium explosion-proof pipe gallery

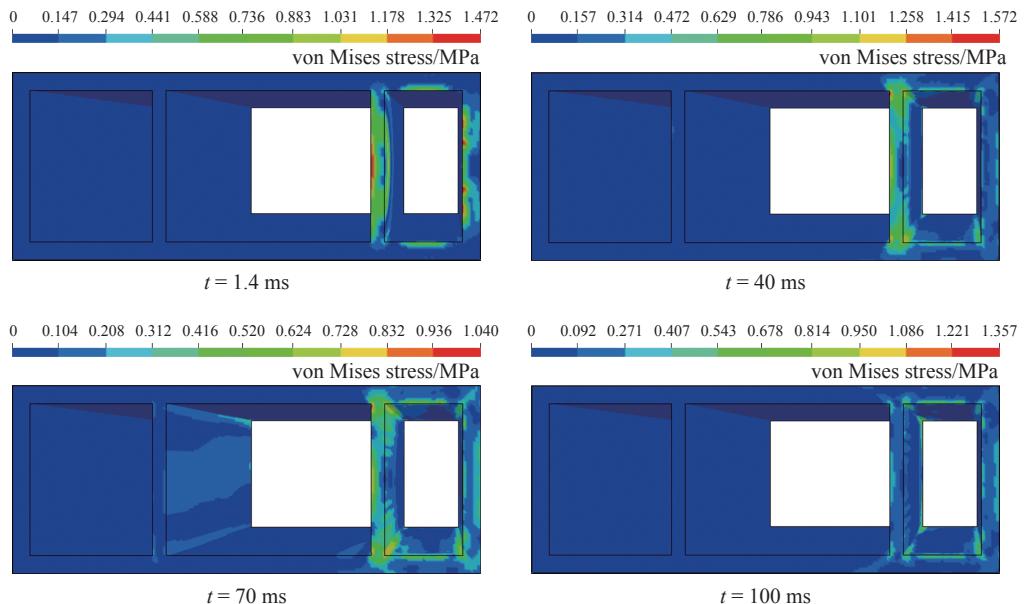


图 8 复合抗爆结构管廊 von-Mises 应力云图

Fig. 8 von-Mises stress map of composite explosion-proof pipe gallery

过抗爆结构作用在管廊结构的过程中应力衰减情况以及衰减规律, 测点位置如图 9(a)所示。图 9(b)~图 9(d)为测点 x 方向的应力时程曲线, 应力方向与所建模型坐标轴方向一致。由图 9(b)可知, 在没有抗爆结构的管廊内, 测点应力经历了两次峰值, 第一次应力峰值为 2.67 MPa, 随后在  $t=2.8$  ms 时, 达到第二次应力峰值 1.28 MPa。两次应力峰值方向也发生变化, 这是由于冲击波在传播过程中燃气仓内部发生正负压变化, 从而导致结构应力方向发生变化。在 0~10 ms 这段时间内, 应力值发生了明显的变化; 10 ms 之后, 应力逐渐趋于稳定。

从图 9(c)可以看出, 在存在泡沫铝抗爆结构的管廊内, 泡沫铝结构 x 方向的应力峰值为 1.91 MPa, 而管廊结构的应力峰值为 1.07 MPa, 说明爆炸荷载通过泡沫铝结构传播到管廊时, 爆炸荷载被削弱, 减少了 43.99%, 敷设泡沫铝抗爆结构管廊的应力峰值与无任何抗爆结构相比降低了 59.9%。

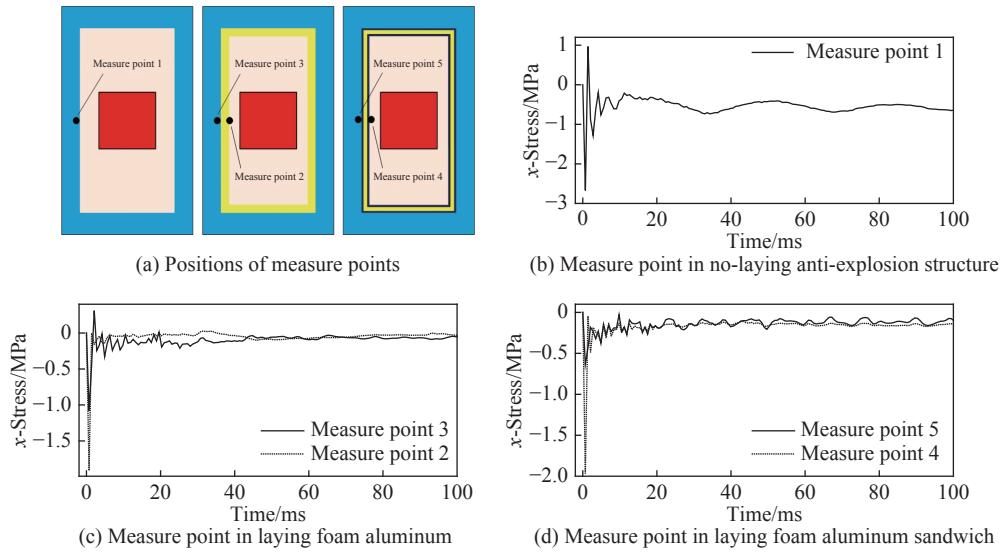


图9 测点x方向应力时程曲线

Fig. 9 x-stress of the test point versus time

由图9(d)可知,在存在泡沫铝夹芯抗爆结构的管廊内,泡沫铝夹芯结构的应力峰值为1.96 MPa,管廊结构的应力峰值为0.64 MPa,爆炸荷载通过泡沫铝夹芯结构传播到管廊时减少了67.3%,且管廊结构的应力也未出现明显的振荡。

### 2.3 抗爆材料吸能分析

根据能量守恒定律,燃气爆炸产生的能量一部分转化为光能、热能和声能,另一部分传递给周围结构,转化为结构内能和动能。

图10为3种工况下结构的内能时程曲线。从图10可以看出,在无任何抗爆结构的管廊内,最初管廊结构内能急剧增加,在20 ms左右内能达到最大值,为0.108 kJ,但随后内能又有所下降,在40 ms之后,趋于稳定,约为0.06 kJ。在存在泡沫铝抗爆结构的管廊内,从爆炸开始到25 ms时间内,泡沫铝吸收大量能量,内能急剧增大,随后内能趋于平稳,为4.1 kJ。地下管廊结构的内能,在25 ms之后也趋于稳定,为0.05 kJ。与无任何抗爆结构的管廊相比,内能减少了约16.7%。在复合抗爆结构的管廊内,从爆炸开始到10 ms,钢板、泡沫铝和管廊结构的内能都增大;但从10~30 ms时间段内,泡沫铝的内能还在增加,而管廊结构和钢板的内能呈减小趋势;随后3种材料结构内能都趋于平稳,泡沫铝内能为0.8 kJ,地下管廊结构内能为0.025 kJ,钢板内能为0.01 kJ。与无任何抗爆结构的管廊相比,内能减少了约58.3%。

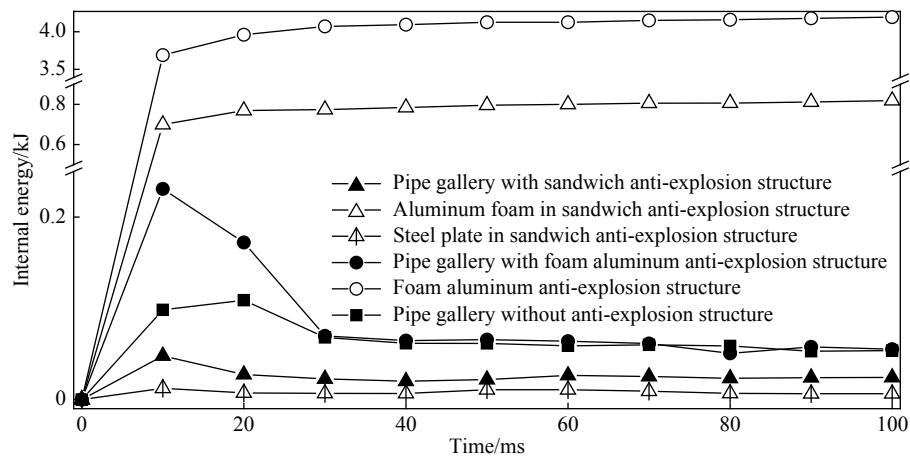


图10 内能时程图

Fig. 10 Internal energy versus time

图11为3种工况下结构的动能时程曲线。3种工况下的管廊结构和抗爆结构的动能都在短时间内增加,这是由于刚开始发生爆炸时,燃气释放的能量被周围结构吸收,一部分转化为动能;随着爆炸的不断发展,动能逐渐转化为热能、声能等其他能量,故动能时程曲线呈现下降趋势。

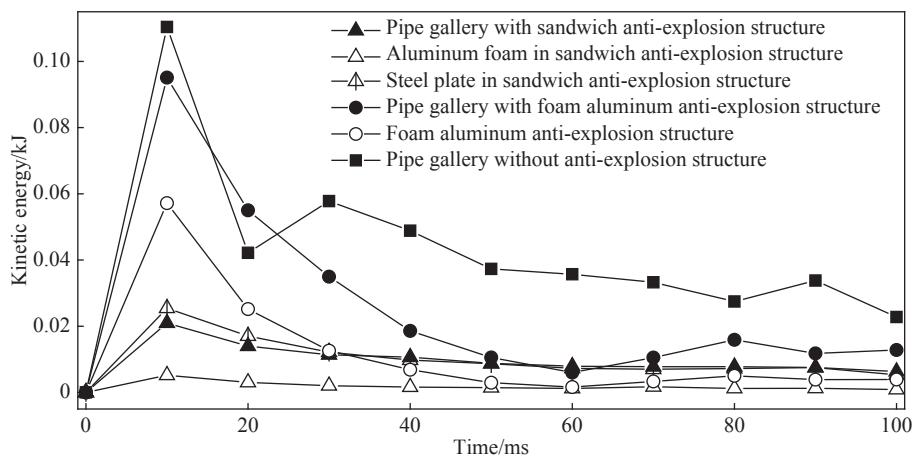


图11 动能时程曲线图

Fig. 11 Kinetic energy versus time

从图11可以看出,无抗爆结构管廊的动能在10 ms时达到最大,为0.11 kJ。在泡沫铝抗爆结构中,泡沫铝结构和管廊结构的动能短时间迅速增加,在10 ms时动能同时达到最大,分别为0.057、0.095 kJ,但管廊的动能峰值与无任何抗爆结构的管廊相比,动能降低了13.6%。在复合抗爆结构中,钢板的动能峰值为0.025 kJ,而泡沫铝的动能峰值仅为0.005 kJ,复合抗爆结构的动能为0.03 kJ,管廊结构的动能峰值为0.021 kJ,与无任何抗爆结构的管廊相比,动能降低了80.9%。

由此可知,在无任何抗爆结构的管廊内,管廊有较大的动能,这样容易使管廊结构产生破坏,而在实际工程中,也容易造成管廊内的钢筋产生疲劳破坏,对结构的稳定性影响较大。而具有抗爆结构的管廊动能大幅度降低,具有复合抗爆结构的管廊动能最小。

### 3 结 论

运用ANSYS/LS-DYNA软件,对无抗爆结构、泡沫铝抗爆结构、钢板-泡沫铝-钢板复合抗爆结构的地下管廊在爆炸荷载作用下的动力响应进行了模拟,得到以下结论。

(1)冲击波在传播过程中管廊燃气仓内部发生正负压变化,受到的外力方向发生改变,管廊结构容易发生破坏。相同爆炸荷载下,敷设泡沫铝夹芯抗爆结构的管廊应力最低,具有更好的抵抗破坏能力,能较好地避免管廊结构受到爆炸波影响而发生破坏。

(2)3种工况下,在敷设泡沫铝夹芯抗爆结构管廊中,测点冲击波应力衰减最为明显,应力峰值降低了67.35%,而在泡沫铝抗爆结构中应力峰值降低了43.99%。

(3)在未敷设抗爆结构的管廊内,管廊的内能为0.06 kJ,而存在泡沫铝抗爆结构和复合抗爆结构的管廊内能与其相比分别降低了16.7%和58.3%;且未敷设抗爆结构的管廊动能峰值为0.11 kJ,而敷设泡沫铝夹芯抗爆结构管廊的动能峰值为0.021 kJ,与未敷设抗爆结构的管廊相比,降低了80.9%,说明泡沫铝夹芯抗爆结构吸能效果优于泡沫铝抗爆结构。

### 参考文献:

- [1] 雷升祥. 综合管廊与管道盾构 [M]. 北京: 中国铁道出版社, 2016.
- LEI S X. Utility tunnel and pipeline shield [M]. Beijing: China Railyway Press, 2016.
- [2] 钱七虎, 陈晓强. 国内外地下综合管线廊道发展的现状、问题及对策 [J]. 地下空间与工程学报, 2007, 3(2): 191-194.

QIAN Q H, CHEN X Q. Situation problems and countermeasures of utility tunnel development in China and abroad [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2007, 3(2): 191–194.

[3] WILLIAMSON E B, BAYRAK O, DAVIS C, et al. Performance of bridge columns subjected to blast loads I: experimental program [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2011, 16(6): 693–702.

[4] OLMATI P, PETRINI F, GKOUMAS K. Fragility analysis for the performance-based design of cladding wall panels subjected to blast load [J]. *Engineering Structures*, 2014, 78: 112–120.

[5] 丁阳, 方磊, 李忠献, 等. 防恐建筑结构抗爆防护分类设防标准研究 [J]. 建筑结构学报, 2013, 34(4): 57–64.

DING Y, FANG L, LI Z X, et al. Research on categorized explosion protection criterion of anti-terrorism building structures [J]. *Journal of Building Structures*, 2013, 34(4): 57–64.

[6] 闫秋实, 刘晶波, 伍俊. 典型地铁车站内爆炸致人员伤亡区域的预测研究 [J]. 工程力学, 2012, 29(2): 81–88.

YAN Q S, LIU J B, WU J. Estimation of casually areas in subway station subjected to terrorist bomb [J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(2): 81–88.

[7] 于润清, 方秦, 陈力, 等. 建筑结构构件基于性能的抗爆设计方法 [J]. *工程力学*, 2016, 33(11): 75–83.

YU R Q, FANG Q, CHEN L, et al. Performance-based blast-resistant design of building structure components [J]. *Engineering Mechanics*, 2016, 33(11): 75–83.

[8] 宋彬, 黄正祥, 翟文, 等. 聚脲弹性体夹芯防爆罐抗爆性能研究 [J]. 振动与冲击, 2016, 35(7): 138–144.

SONG B, HAUNG Z X, ZHAI W, et al. Anti-detonation properties of explosion-proof pots made of sandwich structure with polyurea elastomer [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(7): 138–144.

[9] 任新见, 李广新, 张胜民. 泡沫铝夹心排爆罐抗爆性能试验研究 [J]. *振动与冲击*, 2011, 30(5): 213–217.

REN X J, LI G X, ZHANG S M. Antidetonation property tests for explosion-proof pots made of sandwich structure with aluminum foam [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, 30(5): 213–217.

[10] TEKALUR S A, SHUKLA A, SHIVAKUMAR K. Blast resistance of polyurea based layered composite materials [J]. *Composite Structures*, 2008, 84(3): 271–281.

[11] 张秀华. 气体爆炸冲击作用下钢框架康保性能试验研究与数值模拟 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2011.

ZHANG X H. Experimental research and numerical simulation on blast resistance performance of steel frames [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2011.

[12] 李忠献, 刘杨, 田力. 单侧隧道内爆炸荷载作用下双线地铁隧道的动力响应与抗爆分析 [J]. *北京工业大学学报*, 2006, 32(2): 173–181.

LI Z X, LIU Y, TIAN L. Dynamic response and blast-resistance analysis of double track subway tunnel subjected to blast loading within one side of tunnel [J]. *Journal of Beijing University of Technology*, 2006, 32(2): 173–181.

[13] 刘颖芳, 刘仁辉, 石少卿, 等. 应用泡沫铝降低地下爆炸冲击波的数值分析 [J]. *地下空间与工程学报*, 2008, 4(2): 230–233.

LIU Y F, LIU R H, SHI S Q, et al. Numerical simulation analysis of reducing blast by using foam aluminum [J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2008, 4(2): 230–233.

[14] GOEL M D, MATSAGAR V A, GUPTA A K. Blast resistance of stiffened sandwich panels with closed-cell aluminum foam [J]. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 2014, 11(13): 2497–2515.

[15] 夏志成, 王曦浩, 赵跃堂, 等. 钢板夹泡沫铝组合板抗接性能研究 [J]. *振动与冲击*, 2017, 36(2): 117–122.

XIA Z C, WANG X H, ZHAO Y T, et al. Anti-blast performance of aluminum foam-core sandwich panels [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(2): 117–122.

[16] DHARMASENA K P, WADLEY H N G, XUE Z Y, et al. Mechanical response of metallic honeycomb sandwich panel structures to high-intensity dynamic loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(9): 1063–1074.

[17] 张旭红, 王志华, 赵隆茂. 爆炸荷载下铝蜂窝夹芯板动力响应研究 [J]. *应用力学学报*, 2009, 26(2): 2459–2463.

ZHANG X H, WANG Z H, ZHAO L M. Dynamic plastic response of sandwich plate with aluminum honeycombs core under blast loading [J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2009, 26(2): 2459–2463.

[18] 杨德庆, 马涛, 张梗林. 舰艇新型宏观负泊松比效应蜂窝舷侧防护结构 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(2): 243–248.

YANG D Q, MA T, ZHANG G L. A novel auxetic broadside defensive structure for naval ships [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(2): 243–248.

[19] Livermore Software Technology Corporation. LS-DYNA keyword user's manual [Z]. Livermore, CA: Livermore Software Technology Corporation, 2006.

[20] 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.  
ZHAO H Y. The principle of gas and dust explosion [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1996.

[21] 吴燕燕. 室内燃气爆炸作用下钢框架结构动力响应与连续倒塌分析 [D]. 哈尔滨: 东北林业大学, 2012.  
WU Y Y. Analysis on dynamic responses and progressive collapse of steel frame structure subject to internal gas explosion [D]. Harbin: Northeast Forestry University, 2012.

## Anti-Explosion Performance of Different Anti-Explosion Structures under Gas Explosion in Pipe Gallery

LIU Xiliang<sup>1,2,3</sup>, LI Ye<sup>1</sup>, WANG Xinyu<sup>1,2,3</sup>, GURKALO Filip<sup>1</sup>

(1. School of Civil Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China;

2. Henan Key Laboratory of Underground Engineering and Disaster Prevention, Jiaozuo 454000, China;

3. International Joint Research Laboratory of Henan Province for Underground Space Development  
and Disaster Prevention, Jiaozuo 454000, China)

**Abstract:** The project of loop pipeline in Pingtan test area is used as the engineering background. To compare the anti-explosion performance of “foam aluminum” and “steel plate-foamed aluminum-steel plate” anti-explosion structure under gas explosion, a 3D pipe gallery and soil structure is studied and analyzed by ANSYS/LS-DYNA. The results show that: the structure closest to the explosion gas on the internal wall is broken down at first followed by the damaging of the joint structure of interior and exterior wall in the gas cabin. The stress in the aluminum foam sandwich structure attenuates most quickly. Measuring point peak stress can be reduced as much as 67.35% by aluminum foam sandwich structure compared with no explosion-proof structure. Measuring point peak stress is reduced by 43.99% by aluminum foam structure. The kinetic energy peak value of gallery without anti-explosion is 0.11 kJ. The kinetic energy peak value of gallery with aluminum foam sandwich is 0.021 kJ. By comparison to the gallery without any explosion-proof structure, the kinetic energy is reduced by 80.9%. A comprehensive suggestion is that, laying aluminum foam and aluminum foam core material can reduce the damage of the corridor structure, and the aluminum foam sandwich structure behaves the best.

**Keywords:** underground engineering; anti-explosion performance; numerical simulation; pipe gallery; energy absorbing material