

我国高压物理领域
唯一专业期刊

高压物理学报

CHINESE JOURNAL OF HIGH
PRESSURE PHYSICS

爆燃及燃烧

2018

中国物理学会
高压物理专业委员会 主办

高 压 物 理 学 报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2018 年主题专刊

• 爆燃及燃烧 •

目 次

强点火条件下 RP-3 航空煤油燃爆特性实验研究	毛浩清, 黄炜超, 李斌, 解立峰
扰流板结构参数对冲击波衰减特性影响的仿真分析	赵蓓蕾, 赵继广, 崔村燕, 柳宁远, 王岩, 辛腾达, 王亚琦
氢气/甲烷-空气爆轰波在含环形障碍物圆管内传播的试验研究	王鲁庆, 马宏昊, 王波, 沈兆武
煤尘层最低着火温度变化规律实验研究	刘天奇, 李雨成, 罗红波
地下管廊在燃气爆炸作用下的动力响应分析	刘希亮, 李烨, 王新宇, 郭佳奇
《高压物理学报》2018 年主题专刊名录	《高压物理学报》编辑部
2018 年“爆燃及燃烧”主题专刊论文引用信息	封三



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042



强点火条件下 RP-3 航空煤油 燃爆特性实验研究^{*}

毛浩清, 黄炜超, 李斌, 解立峰

(南京理工大学化工学院, 江苏 南京 210094)

摘要:为进一步探究影响 RP-3 航空煤油燃爆特性参数的因素,在内径为 200 mm、高度为 5 400 mm 的立式激波管中,采用强点火方式,测定了其在不同浓度下的临界起爆能以及不同起爆能量、浓度当量比、喷雾压力下 RP-3 航空煤油的爆速和爆压。实验结果表明:航空煤油的临界起爆能随浓度当量比的增加先急剧降低,达到最小值后又缓慢上升,基本呈“L”形变化;在喷雾压力为 0.20~0.60 MPa、同一浓度条件下,RP-3 航空煤油的爆速、爆压随喷雾压力的变化曲线呈倒“U”形;随着起爆能量升高,爆速、爆压均呈直线上升趋势,并且当起爆能量小于 1.68 MJ/m² 时,煤油未达到直接爆轰状态;燃料的爆速、爆压随浓度当量比的增加先上升后下降,其变化趋势也基本呈倒“U”形。

关键词: RP-3 航空煤油; 立式激波管; 强点火; 临界起爆能; 爆速; 爆压

中图分类号: O389; TE626 **文献标识码:** A

随着我国民航和军事装备等行业的发展,各种客机、高性能战斗机陆续投入使用。作为我国航空发动机的主要动力燃料,RP-3 航空煤油的安全性越来越受到研究者的关注。此外,航空煤油具有一定的蒸发性和极高燃烧热值。在发动机喷雾燃烧及储运过程中,其蒸气与空气的混合物一旦遇明火将极易发生燃烧爆炸事故,造成极大的人员伤亡和财产损失。因此,有关 RP-3 航空煤油燃爆特性的研究对于军事及工业安全有着重要的意义。

目前,国内外许多学者对航空煤油的各种特性进行了研究。姚广涛等^[1]在分析航空煤油理化特性的基础上,开展了航空煤油负荷特性的台架实验研究,并论证了航空煤油代替军用车辆燃料的可行性。梁金虎等^[2]在激波管中开展了 RP-3 航空煤油点火延时特性实验,得到了不同压力条件下 RP-3 航空煤油点火延时与点火温度、压力、当量比及煤油氧气浓度的关系。周舟等^[3]研究了 RP-3 航空煤油的液滴超临界蒸发性质,得出其在不同工况下超临界蒸发的特征,并发现影响蒸发的两个主要因素是环境温度和环境压力,且不同温度范围内,液滴的蒸发特征截然不同。Heng 等^[4]研究了航空煤油在喷雾压力为 0.16~1.20 MPa 条件下的性能,得出喷雾压力的增大使单位时间内通过喷嘴的燃料流量增加,从而对喷雾锥角产生影响。Dagaut 等^[5]在流动搅拌器中进行了航空煤油燃烧特性的研究,通过测定煤油燃烧产物组成,建立了模拟航空煤油燃烧过程的燃烧动力学模型。Liu 等^[6]在 20 L 爆炸球中研究了 JP-10 航空煤油-空气混合物在不同粒度和浓度下的爆炸温度、爆炸压力及爆炸下限特征。然而,目前对 RP-3 航空煤油的研究主要集中在点火延时及燃烧、蒸发特性上,较少涉及其燃爆特性的研究。

* 收稿日期: 2017-05-20; 修回日期: 2017-06-05

基金项目: 科技部国际科技合作重大专项(2013DFR60080)

作者简介: 毛浩清(1990—),男,硕士研究生,主要从事燃烧、爆炸、爆轰及其作用机理研究.

E-mail: Mao_haoqing@163.com

通信作者: 解立峰(1965—),男,博士,教授,博士生导师,主要从事多相爆轰理论与防火防爆技术研究.

E-mail: xielifeng319@sina.com

本研究利用大型立式激波管,测定燃料的临界起爆能以及在不同喷雾压力、起爆能量、浓度当量比条件下 RP-3 航空煤油的燃爆参数,以期为航空煤油的安全性研究提供参考。

1 实验装置与方法

1.1 实验设备

实验装置立式激波管主要由激波管管体、喷雾系统、点火系统、测压系统 4 部分组成,如图 1 所示。激波管管体由起爆源段、主实验段和观察窗段 3 部分组成。管体总长为 5.4 m,外径为 240 mm,内径为 200 mm,有效容积约为 169 L。喷雾系统由空气压缩机、储气罐、U型管储液储粉装置、喷头等组成。喷头均匀分布于有 119 个孔(直径 0.5 mm)的半球。在将液体装载在 U 形管中之前,用压缩空气填充空气室。一旦电磁阀打开,根据文丘里原理,由压缩空气形成的高速射流将会穿过中空喉部,形成负压,并在短时间内将液体雾化。点火系统由延时点火器、起爆线、雷管基座等组成。实验时将一定重量的 C4 塑料炸药与一发 8#(1D)电雷管一起放置在雷管基座上。测压系统由传感器、电荷放大器、数据采集卡、计算机等组成。其中压力测点如图 1 中的 2#~7# 所示,相邻测点的间距为 0.5 m,与起爆源之间的距离依次为 1.4、1.9、2.4、2.9、3.4、3.9 m。传感器为扬州无线电二厂生产的压电式石英传感器,主要参数如下:灵敏度为 $-10\text{PC}/105\text{ Pa}$,线性度小于 1%,绝缘阻抗不小于 103Ω ,测量范围 $0\sim 6\text{ MPa}$,工作温度为 $-40\sim 150^\circ\text{C}$,过载能力 150%,采样频率为 1 MHz。

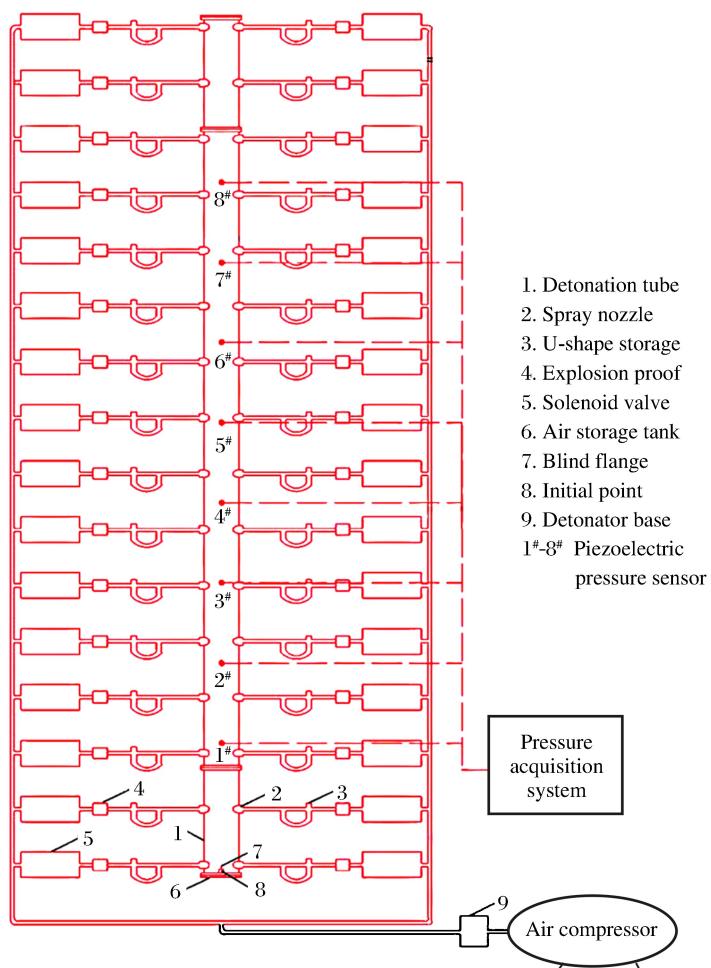


图 1 立式激波管示意图
Fig. 1 Structure of the vertical shock tube

1.2 主要原料

实验油样采用国产 RP-3 型航空煤油,为较重煤油型燃料。其具体组分构成极为复杂,包括约 92.1%饱和烃和约 7.9%的芳香烃,RP-3 型航空煤油各成分质量分数见表 1^[7]。液体燃料的密度、黏度、热值、馏程等理化性质对其燃爆特性有重要影响,RP-3 型航空煤油的主要理化特性见表 2^[8-9]。

表 1 RP-3 航空煤油组分

Table 1 Components of RP-3 aviation kerosene

(%)

Alkanes	Naphthenes			Alkyl benzenes	Indan & tetralin	Naphthalene derivatives
	Monocyclic	Bicyclic	Tricyclic			
52.2	33.8	6.0	0.1	5.1	1.3	0.6
						0.9

表 2 RP-3 航空煤油主要理化特性

Table 2 Physicochemical characteristics of RP-3 kerosene

Molecular formula	Molecular weight	Density at 20 °C/(g·cm ⁻³)	Boiling point/°C	Condensation point/°C
C ₇ -C ₁₆	148.33	0.79	185	-60
Smoke point/°C	Theoretical air-fuel ratio	Latent heat of vaporization/(J·g ⁻¹)	Low heating value/(kJ·m ⁻³)	Cetane index
24.6	16	345	43 200	43

1.3 实验方法

1.3.1 典型实验

根据图 1 所示,典型实验过程如下:首先将液体燃料左右相错地加入各 U 形管中,同时利用空气压缩机将除湿后的干燥空气充入储气罐中,以达到一定的压力;再将起爆源安装在下法兰,并封闭上、下法兰;然后设置好压力采集系统,由 DHY-6 延迟时间控制器使电磁阀和雷管有序触发,采集爆炸后压力数据;每次实验完成后,用新的压缩空气多次清洁管体。

1.3.2 点火延迟时间的选择

本实验将打开电磁阀和触发雷管之间的时间定为 1.00 s。根据产品参数,电磁阀完全打开和关闭的时间共需 0.20 s,高压气体从储气罐到喷头需要 0.10 s,喷雾持续时间需要 0.30 s,这样才可以保证燃料全部被喷出,加上雾滴悬浮液时间 0.30 s,为了安全起见,选择延迟时间为 1.00 s,以确保在爆炸开始之前所有阀门都关闭^[10]。

1.3.3 临界起爆能

实验中采用上升下降法及对折实验法测定燃料的临界起爆能,并通过火焰是否燃烧至激波管顶判定燃料是否起爆。同时,为了保证准确,确定一个起爆能时至少重复进行两次实验。

1.4 起爆源

实验起爆源为 1 发 8 号工业雷管(1D)加若干 C4 塑性炸药。起爆能量可以通过改变塑性炸药的质量改变。根据文献[11]中的起爆能量公式,得出实验所采用的起爆物的能量与药量关系

$$E = 5945.3 + 5860W \quad (1)$$

式中:E 为起爆能量,J;W 为炸药质量,g。药量与起爆能量的关系见表 3。

表 3 药量与起爆能量

Table 3 Mass and output energy of ignited materials

Initiation source	E/kJ	E ₁ /(MJ·m ⁻²)	Initiation source	E/kJ	E ₁ /(MJ·m ⁻²)
1D	5.94	0.19	1D+3 g C4	23.53	0.75
1D+1 g C4	11.78	0.37	1D+5 g C4	35.25	1.12
1D+2 g C4	17.66	0.56	1D+8 g C4	52.82	1.68

激波管实验中,由于起爆能量是在瞬间产生的,可以认为起爆能量是沿激波管体径向均匀分布。定义平面起爆能量 E_1 为起爆能量 E 与其所作用面积的比值

$$E_1 = E / (\pi r^2) \quad (2)$$

式中: r 为激波管内半径, m。

2 结果分析讨论

2.1 浓度当量比对燃料临界起爆能的影响

临界起爆能是指能够引起直接起爆的最小点火能量,直接反映了被起爆系统的感度,是重要的爆炸特性参数^[12]。燃料的浓度当量比 φ 表示单位质量的燃料完全燃烧所需的理论空气质量与实际供给的空气质量之比。当量比 $\varphi=1$ 时,燃料和氧气完全反应,产生二氧化碳和水。本研究中当量比 $\varphi=1$ 时的燃料体积 V_1 确定方法如下:首先通过理想气体状态方程计算出管体中空气的物质的量 n ,再根据(4)式计算浓度当量比 $\varphi=1$ 时燃料的体积。

$$\rho V_{\text{tube}} = nRT \quad (3)$$

$$V_1 = \frac{21\% nM}{a\rho} \quad (4)$$

式中: ρ 为激波管中的压强, Pa; V_{tube} 为激波管管体的体积, m^3 ; n 为激波管中空气物质的量, mol; T 为环境的绝对温度, K; R 为气体常数, $\text{J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$; V_1 为浓度当量比 $\varphi=1$ 时燃料的体积, mL ; M 为燃料分子量; a 为燃料空燃比; ρ 为燃料密度, g/cm^3 (数值见表 2)。由于采用的航空煤油物性数值本身就有一定的偏差,对比采用不同文献的物性数值计算体积后发现误差在 1% 左右。

激波管实验中,燃料的临界起爆能与喷雾压力、延迟点火时间和浓度当量比等条件有关。固定喷雾压力为 0.40 MPa,延时点火时间为 1.00 s,通过实验测定了 5 个浓度当量比 φ 条件下航空煤油云雾的临界起爆能 $E_{1,\min}$ 。此喷雾压力下,燃料粒径 D_{v50} 为 491.2 μm , $D_{[3,2]}$ 为 354.5 μm 。具体实验结果见表 4 和图 2。表 4 中 V 为加入激波管的航空煤油体积。由表 4 和图 2 可知:当 $\varphi < 1$ 时,航空煤油的临界起爆能 $E_{1,\min}$ 随着当量比的升高而迅速降低;当 $\varphi > 1$ 时, $E_{1,\min}$ 随着当量比升高而升高,但是趋势缓慢。航空煤油液滴云雾的临界起爆能随当量比的增加,其变化趋势近似于“L”形,说明在一定的浓度当量比范围内($1 < \varphi < 2$),航空煤油的临界起爆能都比较低,且十分接近。

表 4 不同浓度当量比下航空煤油-空气云雾的临界起爆能
Table 4 Minimum ignition energy of aviation kerosene cloud with different equivalence ratios

φ	V/mL	$E_{1,\min}/(\text{MJ} \cdot \text{m}^{-2})$	φ	V/mL	$E_{1,\min}/(\text{MJ} \cdot \text{m}^{-2})$	φ	V/mL	$E_{1,\min}/(\text{MJ} \cdot \text{m}^{-2})$
0.46	19.5	0.82	1.28	54.6	0.21	1.98	84.5	0.35
0.91	39.0	0.23	1.52	65.0	0.29			

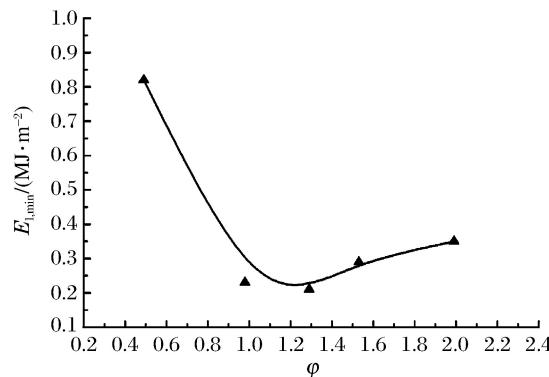


图 2 煤油-空气云雾临界起爆能随当量比的变化图

Fig. 2 Variation of minimum ignition energy with equivalence ratio for aviation kerosene cloud

理论上,当 $\varphi=1$ 时,燃料所需的起爆能是最低的。这是因为当 $\varphi < 1$ 或 $\varphi > 1$ 时,即在氧气过多或燃料过多情况下,这些相对多出来的氧气或者燃料都需要吸收热量,却不参加燃爆反应,使得部分能量并未参与到反应中,因而比 $\varphi=1$ 时需要更多的能量才能使燃料点燃。但是,实验测定出的煤油云雾液滴的临界起爆能的极值并不是在 $\varphi=1$ 处,而是偏向富燃料一侧,其原因如下:首先,由于气液两相云雾爆

炸与气相不同,两相有比气相爆炸更为复杂的诱导期;其次,高压气体驱动喷出的燃料液滴是有大小的,有少部分燃料未参与爆炸反应或反应不完全,也有部分燃料在喷出后吸附在激波管管壁上而无法参与反应^[13];最后,由于煤油是烷烃与芳香烃混合物,每个组分的沸点、可燃性、挥发性都有所差异,当较小的起爆能量引爆云雾时,会有部分相对难燃的组分未参与反应。

2.2 喷雾压力对燃料爆速和爆压的影响

喷雾压力为储存在储气罐中用于驱动液体燃料的压缩空气的初始压力,决定了液滴云雾的大小、比表面积等,并直接影响着燃料的燃爆压力和速度。实验时可以通过设置空气压缩机的参数改变储气室内空气的压力,从而改变喷雾压力。测定了0.2~0.6 MPa范围内5个喷雾压力下RP-3航空煤油液滴云雾爆炸压力与速度。实验起爆源均为1发8号工业雷管加5 g炸药,即平面起爆能为1.12 MJ/m²。另外,加入的燃料体积为39 mL,浓度当量比为0.91。

定义平均爆压 p_{ave} 和平均爆速 D_{ave} 为

$$p_{ave} = \frac{1}{5} \sum_{i=3}^7 p_i, \quad D_{ave} = \frac{1}{5} \sum_{i=3}^7 D_i \quad (5)$$

式中: $p_3 \sim p_7$ 分别为3#~7#传感器测得的压力值,MPa; $D_3 \sim D_7$ 分别为3#~7#传感器测得的平均爆速传播速度,m/s。由于2#传感器测到的爆压受起爆源影响较大,因此计算平均值时不考虑 p_2 。

以平均爆压、平均爆速为纵轴,喷雾压力为横轴,将实验结果绘制于图3中。由图3可知:当喷雾压力为0.40 MPa时,RP-3航空煤油的平均爆速和爆压达到最大;当喷雾压力为0.20~0.40 MPa时,喷雾压力增加,RP-3航空煤油的平均爆压和平均爆速均呈上升趋势;而当喷雾压力大于0.40 MPa时,燃爆参数随着喷雾压力的增加有所降低。此外,当喷雾压力从0.20 MPa上升到0.40 MPa时,平均爆压的上升速度较快;从0.40 MPa上升到0.60 MPa时,平均爆压的下降趋势较为平缓。爆速速度总体在590~610 m/s范围内波动。随着喷雾压力的增加,航空煤油液滴云雾的平均爆速和平均爆压的变化曲线均近似呈倒“U”形。

分析其原因,一方面在较低的喷雾压力范围内,燃料形成的液滴云雾粒径较大,从而其比表面积小,挥发的速率慢,形成的蒸气量小,燃爆性能受到影晌。另一方面,在较低的气体压力推动下,液滴云雾产生的水平运动速度相对较小,有部分液滴因此发生沉降而导致云雾量减少,也会影响燃爆的威力。而随着喷雾压力升高,激波管内形成的液滴云雾越来越均匀细小,从而挥发或分解出足够的蒸气量,燃料爆速、爆压自然上升^[14]。而当燃料喷雾压力大于0.40 MPa时,平均爆压有小幅度降低,可能是由于有少部分燃料液滴云雾在起爆前就撞击到了激波管的壁面上,被管壁吸附,从而无法参加反应,影响了爆速参数。

2.3 起爆能量对燃料爆速和爆压的影响

改变起爆源能量,得到起爆能量取0.37~1.68 MJ·m⁻²范围内5个值时激波管中RP-3航空煤油的爆炸压力与爆速。实验中喷雾压力为0.40 MPa,浓度当量比为1.28,实验结果见表5。

由表5可知,同一组实验中, p_3 相比 p_2 有较大的衰减。这是由于2#传感器距离起爆源比较近,受到了起爆源爆炸波的影响,而3#~7#传感器距离起爆源较远,所受影响很小。同时, $p_3 \sim p_7$ 的波动范围基本在0.10 MPa以内。由此可以判断,航空煤油在激波管1.9 m后爆炸波形成了稳定的传播。另一方面,当起爆能量一定时,距离爆炸源越近,爆速越大,但是其衰减趋势较为平缓。5组实验中, $D_3 \sim D_7$ 分别衰减了20.03%、15.06%、14.84%、16.45%、21.31%。

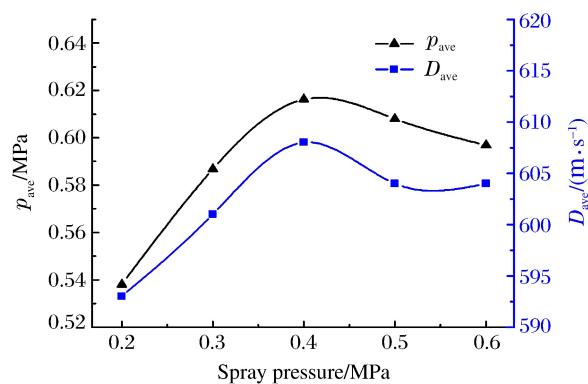


图3 爆速、爆压随喷雾压力的变化

Fig. 3 Detonation velocity and explosion pressure of RP-3 aviation kerosene under different spray pressures

由图4可知,随着起爆能量的增加,平均爆速 D_{ave} 、平均爆压 p_{ave} 均明显上升,其趋势近似于直线。这是由于燃料液滴云雾的起爆过程包含燃料液滴在激波阵面的迅速加速、变形、蒸发、热传递等物理过程以及其后的气相氧化过程。在燃料蒸气发生氧化反应后,会释放能量至前导激波。而起爆源能量越大,这种效应就会越显著。但是根据爆燃与爆轰的区别^[15],从实验测定的爆压和爆速来看,这5组起爆能量下的航空煤油云雾显然均未达到爆轰状态。这可能是因为航空煤油在常温下的饱和蒸气压较低,挥发性差,并且在起爆过程中燃料产生的蒸气量不大,因而气相化学反应产生的能量无法支撑爆炸达到爆轰状态。

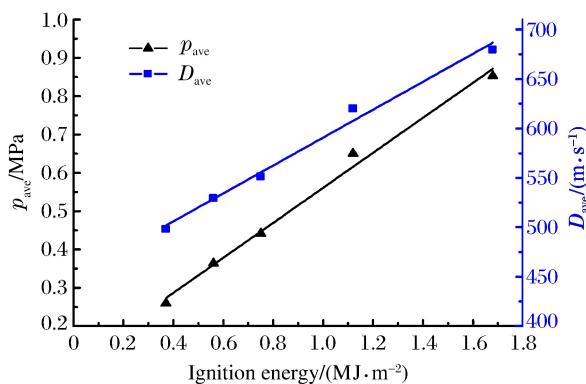


图4 爆速、爆压随起爆能量的变化

Fig. 4 Detonation velocity and explosion pressure of RP-3 aviation kerosene under different initiation energies

表5 不同起爆能量条件下的实验结果

Table 5 Experimental results under different initiation energy conditions

$E_1 /$ (MJ · m ⁻²)	Pressure / MPa						$p_{ave} /$ MPa	Velocity / (m · s ⁻¹)					$D_{ave} /$ (m · s ⁻¹)
	2#	3#	4#	5#	6#	7#		3#	4#	5#	6#	7#	
0.37	0.35	0.29	0.27	0.23	0.25	0.26	0.26	559	520	476	488	447	498
0.56	0.81	0.40	0.38	0.35	0.34	0.35	0.36	571	537	533	521	485	529
0.75	0.82	0.47	0.45	0.43	0.43	0.42	0.44	593	560	567	631	505	571
1.12	1.30	0.76	0.56	0.66	0.64	0.66	0.66	693	614	618	606	579	622
1.68	1.70	0.94	0.77	0.73	0.86	0.96	0.85	774	712	654	649	609	680

2.4 浓度当量比对燃料爆速和爆压的影响

燃料的燃爆参数与反应时的浓度当量比有着密切的联系。取平面起爆能量为1.12 MJ/m²,喷雾压力为0.40 MPa,通过实验测定了RP-3航空煤油在0.46、0.63、0.91、1.28、1.52、1.67、1.98这7个浓度当量比下的爆速和爆压。具体实验结果见表6,根据表6中数据,绘制平均爆压、平均爆速随浓度当量比的变化关系,如图5所示。

从表6中数据可以看出,除 p_2 外,压力传感器测得的最大爆压为0.76 MPa,相应的最大爆速为693 m/s,平均爆压的最大值为0.66 MPa,平均爆速的最大值为622 m/s,且最大值均发生在浓度当量比为1.28的实验组中。进一步计算可知,相比于浓度当量比取值为0.46、0.63、0.91、1.52、1.67、1.98的6个实验组,浓度当量比取值为1.28实验组的平均爆压 p_{ave} 分别提高了17.9%、11.9%、8.2%、1.5%、1.5%、11.8%,平均爆速 D_{ave} 分别提高了3.5%、4.0%、2.3%、1.1%、0.6%、2.0%。由此可知,浓度当量比对爆压的影响比爆速更明显。由图5可知:当 $\varphi < 1.3$ 时,平均爆速、平均爆压均随着浓度当量比的增加快速上升;在 $\varphi = 1.3$ 附近,平均爆速、平均爆压到达峰值,之后缓慢下降,整体趋势基本呈倒“U”形。综上所述,RP-3航空煤油-空气混合物发生爆炸存在最佳浓度,此时反应释放出来的能量最大。

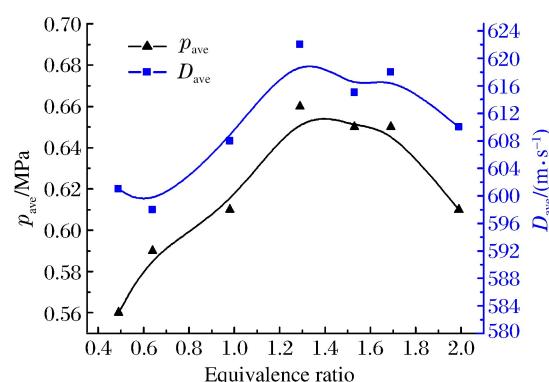


图5 爆速、爆压随浓度当量比的变化

Fig. 5 Detonation velocity and explosion pressure of RP-3 aviation kerosene under different equivalence ratios

表6 不同浓度当量比下的实验结果

Table 6 Experimental results under different equivalence ratio conditions

Equivalence ratio	Pressure/MPa						p_{ave} /MPa	Velocity/(m·s ⁻¹)					D_{ave} /(m·s ⁻¹)
	2#	3#	4#	5#	6#	7#		3#	4#	5#	6#	7#	
0.46	1.04	0.65	0.57	0.56	0.57	0.59	0.56	639	633	609	578	548	601
0.63	1.30	0.68	0.60	0.59	0.56	0.53	0.59	651	625	600	578	546	598
0.91	1.28	0.69	0.57	0.62	0.59	0.58	0.61	667	638	611	581	546	608
1.28	1.30	0.76	0.56	0.66	0.64	0.66	0.66	693	614	618	606	579	622
1.52	1.28	0.61	0.61	0.75	0.62	0.63	0.65	632	674	606	603	559	615
1.67	1.27	0.72	0.59	0.68	0.61	0.66	0.65	638	676	625	594	558	618
1.98	1.28	0.72	0.60	0.58	0.58	0.59	0.61	659	630	600	598	565	610

3 结 论

(1) 激波管实验中, RP-3 航空煤油临界起爆能随浓度当量比的变化呈“L”形,且在 $\varphi=1.28$ 时达到最小值 0.21 MJ/m^2 。

(2) 本实验条件下最佳喷雾压力为 0.40 MPa ,此时燃料的爆压、爆速达到最大。爆速、爆压随着喷雾压力的升高呈倒“U”形。

(3) 实验表明在常温常压下航空煤油液滴云雾爆炸波能稳定传播,并且达到爆燃状态,但难以直接达到爆轰状态。在 $0.37\sim1.68 \text{ MJ/m}^2$ 的强点火能量范围内,起爆能量越高,RP-3 航空煤油的爆速、爆压越高,且有较强的线性关系。

(4) 随着浓度当量比增加,航空煤油燃爆参数逐渐升高,直到浓度当量比 $\varphi=1.28$ 时,燃料的爆速、爆压达到最高;但随着浓度当量比继续增加,燃爆参数有下降趋势。

参考文献:

- [1] 姚广涛,刘宏威,杨春浩,等.军用车辆柴油机燃用航空煤油性能研究 [J].内燃机工程,2017,38(1):76-80.
YAO G T, LIU H W, YANG C H, et al. Study on the performance of jet fuel burned in diesel engine of military vehicle [J]. Chinese Internal Combustion Engine Engineering, 2017, 38(1): 76-80.
- [2] 梁金虎,王苏,张灿,等. RP-3 航空煤油点火特性研究 [J]. 力学学报,2014,46(3):352-360.
LIANG J H, WANG S, ZHANG C, et al. Studies on the autoignition characteristics of RP-3 aviation kerosene [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2014, 46(3): 352-360.
- [3] 周舟,范玮,靳乐,等. 单个 RP-3 航空煤油液滴的超临界蒸发实验研究 [J]. 推进技术,2016,37(8):1422-1430.
ZHOU Z, FAN W, JIN L, et al. Experimental investigation on super critical evaporation of RP-3 aviation kerosene droplet [J]. Journal of Propulsion Technology, 2016, 37(8): 1422-1430.
- [4] HENG Q P, JASUJA A K, LEFEBVRE A H. Influence of air and fuel flows on gas turbine sprays at high pressures [J]. Symposium on Combustion, 1996, 26(2): 2757-2762.
- [5] DAGAUT P, CATHONNET M. The ignition, oxidation, and combustion of kerosene: a review of experimental and kinetic modeling [J]. Progress in Energy & Combustion Science, 2006, 32(1): 48-92.
- [6] LIU X L, WANG Y, ZHANG Q. A study of the explosion parameters of vapor-liquid two-phase JP-10/air mixtures [J]. Fuel, 2016, 165: 279-288.
- [7] 范学军,俞刚. 大庆 RP-3 航空煤油热物性分析 [J]. 推进技术,2006,27(2):187-192.
FAN X J, YU G. Analysis of thermo-physical properties of Daqing RP-3 aviation kerosene [J]. Journal of Propulsion Technology, 2006, 27(2): 187-192.
- [8] 刘宇,曾文,马洪安,等. 氢气添加对 RP-3 航空煤油着火特性的影响 [J]. 推进技术,2016,37(9):1742-1751.
LIU Y, ZENG W, MA H A, et al. Effects of hydrogen addition on ignition characteristics of RP-3 kerosene [J].

- Journal of Propulsion Technology, 2016, 37(9): 1742-1751.
- [9] 朱玉红,余彩香,李子木,等.航空燃料超临界热裂解过程中焦炭的形[J].石油化工,2006,35(12):1151-1155.
ZHU Y H, YU C X, LI Z M, et al. Formation of coke in thermal cracking of jet fuel under super critical conditions [J]. Petrochemical Technology, 2006, 35(12): 1151-1155.
- [10] WANG H, SUN X, RAO G, et al. The critical energy of direct initiation in liquid fuel-air and liquid fuel-RDX powder-air mixtures in a vertical detonation tube [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2014, 39(4): 597-603.
- [11] 黄勇,解立峰,鲁长波,等.柴油云雾最小点火能量的实验研究[J].高压物理学报,2015,29(2):149-154.
HUANG Y, XIE L F, LU C B, et al. Experimental study on minimum ignition energy of diesel-air cloud [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2015, 29(2): 149-154.
- [12] PENG L, GAO X, MANNAN M S. Prediction of minimum ignition energy of aerosols using flame kernel modeling combined with flame front propagation theory [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2012, 25(1): 103-113.
- [13] 姚干兵.液态碳氢燃料云雾爆轰及其抑制与泄放研究[D].南京:南京理工大学,2006:16-18.
YAO G B. Investigation on detonation characteristics of liquid fuel-air mixtures, explosion suppression and venting [D]. Nanjing: Nanjing University of Science & Technology, 2006: 16-18.
- [14] 李俊,鲁长波,安高军,等.汽油、甲醇汽油和乙醇汽油燃爆特性的对比研究[J].中国安全科学学报,2016,26(8): 64-68.
LI J, LU C B, GAO A J, et al. Comparative study on combustion and explosion characteristics of gasoline, methanol-gasoline and ethanol-gasoline [J]. Chinese Science Safety Journal, 2016, 26(8): 64-68.
- [15] 张宝坪,张庆明,黄风雷.爆轰物理学[M].北京:兵器工业出版社,2009:4-5.
ZHANG B P, ZHANG Q M, HUANG F L. Detonation physics [M]. Beijing: The Publishing House of Ordnance Industry, 2009: 4-5.

Explosion Characteristics of RP-3 Aviation Kerosene Ignited by a High Explosive

MAO Haoqing, HUANG Weichao, LI Bin, XIE Lifeng

(School of Chemical Engineering, Nanjing University of Science and Technology,
Nanjing 210094, China)

Abstract: In this study, the deflagration and detonation parameters of RP-3 aviation kerosene in a vertical shock tube, 200 mm in inner diameter and 5 400 mm in height, was measured at different initiation energies, spray pressures and equivalence ratios in direct ignition by a high explosive to further explore the influencing factors of the combustion characteristics of the RP-3 aviation kerosene. The results show that the critical initiation energy of the aviation kerosene decreases sharply at first and then rises slowly with the increase of the equivalence ratio, and its changing trends are basically in an “L” shape. When the spray pressure varies from 0.20 MPa to 0.60 MPa, the detonation velocity and the explosion pressure are both in the shape of an inverted “U” along with the changing of the spray pressure at the same fuel concentration. The detonation velocity and the explosion pressure curves have a linear ascending tendency with the increase of the initiation energy. Moreover, when the initiation energy ranges from 0.37 MJ/m² to 1.68 MJ/m², the aviation kerosene cannot reach the state of detonation. The detonation velocity and the explosion pressure of the fuel at first increase and then decrease along with the rising of the equivalence ratio, also in an inverted “U” shape.

Keywords: RP-3 aviation kerosene; vertical shock tube; direct ignition; critical initiation energy; detonation velocity; explosion pressure



扰流板结构参数对冲击波衰减特性影响的仿真分析^{*}

赵蓓蕾^{1,2}, 赵继广³, 崔村燕², 柳宁远^{1,2}, 王岩^{1,2}, 辛腾达^{1,2}, 王亚琦⁴

(1. 装备学院研究生管理大队, 北京 101416;
2. 装备学院航天装备系, 北京 101416;
3. 装备学院装备发展战略研究所, 北京 101416;
4. 北京空间信息中继传输技术研究中心, 北京 100094)

摘要:在坑道内设置扰流板是加速爆炸冲击波衰减的有效方法。为探究扰流板结构参数对冲击波衰减特性的影响,采用ANSYS/LS-DYNA有限元软件进行仿真研究。基于流固耦合算法,建立Schardin实验等比模型,所得仿真结果与实验结果具有良好的一致性,验证了仿真模型的有效性。以某发射井坑道为研究对象,在矩形扰流板宽度一定的情况下,研究了扰流板厚度、倾角及间距对冲击波衰减规律的影响。结果表明:保持其他参数不变,随着扰流板厚度增加,冲击波超压衰减越来越明显;扰流板厚度为40 cm时,倾角为105°、间距为6 m最有利于冲击波衰减。研究结果可以为坑道防护设计提供有价值的参考。

关键词:扰流板;爆炸冲击波;衰减;数值仿真

中图分类号: O383.1; V551.12 **文献标识码:**A

随着精确制导武器命中精度的提高,大威力武器可能在坑道口部发生爆炸,高强冲击波进入坑道内传播^[1]。在坑道壁面的约束下,爆炸冲击波压力衰减缓慢,正压持续时间增长^[2],对坑道内人员和设备构成了极大的威胁。近年来,关于如何衰减坑道内的冲击波,国内外学者开展了一系列研究工作。一种方法是增加坑道的长度,但过长的坑道防护性能弱,维护投入大;另一种方法是改变坑道的构型,在主坑道的基础上增加分叉^[3]和穿廊^[4]等结构,但容易受到地理环境限制,建造成本高。研究表明^[5],在原有坑道结构基础上增设扰流板可以加速冲击波的衰减。扰流板是指安装在坑道壁面上的一系列突出平板,平时收起贴于壁面,不影响坑道的正常使用,发生爆炸时迅速打开。

坑道爆炸实验具有成本高、可重复性差、破坏性大等缺点,因而目前主要采用数值仿真和管道冲击波绕流障碍物的模型实验进行研究。Sha等^[6]针对障碍物形状对冲击波衰减的影响开展了仿真研究,发现迎风面与冲击波来流夹角为钝角的障碍物对冲击波的衰减效果最明显。Takayama^[7]通过全息干涉法得出,阻挡面积相同时,冲击波流经球形障碍物比圆柱形障碍物衰减更快。Berger等^[8]通过冲击波绕流一个或多个障碍物的模型实验得出:只有一个障碍物时,阻挡面积是影响冲击波衰减的主要因素;存在多个障碍物时,倾角是影响冲击波衰减的主要因素。朱建等^[9]采用数值方法研究了扰流板数量增加对冲击波衰减的影响。杨科之等^[5]研究了扰流板倾角对冲击波衰减的影响。

坑道和管道内冲击波流经扰流板的作用机理基本相同,但管道内障碍物形状可以任意设置,坑道内扰流板的设置则要考虑工程实际,因此,文献[6-8]中结论的适用性受到限制。杨科之等^[5]和朱建等^[9]分别研究了扰流板倾角和数量对冲击波衰减的影响,但缺乏对扰流板几何尺寸、间距等参数影响的分析。本工作以某发射井的矩形坑道为研究对象,考虑到坑道设备的运输功能,设扰流板宽度不超过坑道

* 收稿日期: 2017-05-26; 修回日期: 2017-06-26

作者简介: 赵蓓蕾(1991—),女,博士研究生,主要从事航天任务分析与设计研究. E-mail: 1178685385@qq.com

宽度的 $1/2$;同时,为保证扰流板的最大阻挡面积,将扰流板形状设置为矩形;然后基于有限元模拟软件ANSYS/LS-DYNA探究扰流板厚度、倾角、间距对冲击波衰减规律的影响。

1 仿真模型验证

1957年,Schardin利用阴影摄像技术清晰地记录了平面激波在激波管内绕流三角形楔体的物理现象,该现象称为Schardin问题^[10]。按照Schardin的实验设计,基于ANSYS/LS-DYNA有限元软件,建立等比模型,如图1所示。

几何模型由空气域和三角楔组成,空气采用MAT_NULL材料模型及线性多项式状态方程进行描述,部分参数设置见表1,其中 ρ 为密度, $C_1\sim C_6$ 为状态方程参数, E_0 为初始内能密度, V_0 为相对体积。三角楔采用Johnson-Cook材料模型和Grüneisen状态方程进行描述^[11],参数设置如表2所示^[11],其中 G 为剪切模量, E 为弹性模量, ν 为泊松比, A_{J-C} 、 B_{J-C} 、 C_{J-C} 、 N 为本构方程参数, T_m 为熔化温度。

在空气域入口施加 $Ma=1.34$ 的冲击波载荷;在空气域出口施加无反射边界条件,防止冲击波发生反射重新进入空气域;空气域的其他边界施加无位移约束,以模拟刚性管道壁面。为保证计算效率,三角楔网格尺寸取为 0.05 mm ,空气域网格尺寸取为 2 mm ,计算时间步长为 0.01 ms 。

图2为不同时刻实验和仿真得到的压力流线。由图2可知: $t=0.07\text{ ms}$ 时,入射激波先在三角楔前方发生正面碰撞,形成向上游传播的圆弧形反射波;接着,入射波继续沿三角楔表面向下游传播,绕过三角楔的上、下顶点,部分波阵面传播方向发生改变,形成衍射波; $t=0.09\text{ ms}$ 时,在尾部上、下角边缘分别形成了顺时针与逆时针运动的两个涡流,涡流不断发展变大;随着入射角的增大,下游两侧壁面发生马赫反射,两个涡流逐渐融合,马赫杆随之发生弯曲变形; $t=1.25\text{ ms}$ 时,三波点在激波管的中间轴汇合。对比发现,仿真得到的波系结构演化与实验结果吻合较好,验证了仿真模型的有效性。

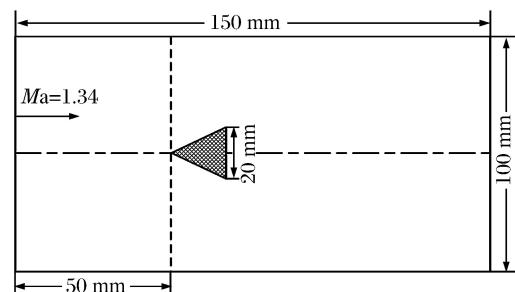


图1 Schardin问题的几何模型

Fig. 1 Geometric model of Schardin problem

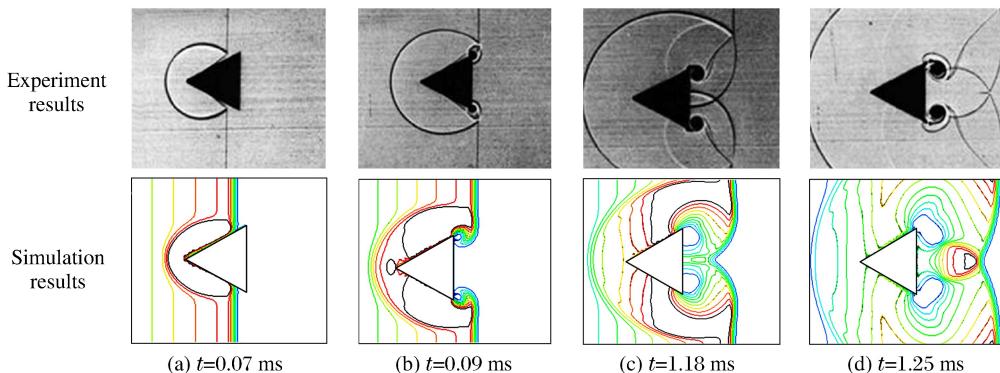


图2 实验结果与仿真结果对比

Fig. 2 Comparison of experimental results and simulation results

表1 空气的材料参数

Table 1 Material parameters of air

$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_0 / MPa	V_0
1.29	0	0	0	0.4	0.4	0	0.25	1.0

表2 三角楔的材料参数

Table 2 Material parameters of triangular wedge

$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	G/MPa	E/MPa	ν	A_{J-C}/MPa	B_{J-C}/MPa	C_{J-C}	N	T_m/K
7.83	0.30	0	0.25	496	434	0.014	0.26	1788

2 扰流板结构参数对冲击波衰减影响

数值模拟过程中,设某发射井坑道为长度 $s=82 m$ 、横截面宽度 $l=3.5 m$ 、高度 $h=8.5 m$ 的矩形。几何模型由空气域、坑道及扰流板 3 种材料组成,如图 3 所示。空气采用 MAT_NULL 材料模型及线性多项式状态方程进行描述。坑道壁面为钢筋混凝土材料,可以采用 MAT_BRTTLE_DAMAGE 材料模型进行描述,参数见表 3,其中 R_m 为抗拉强度, σ_c 为剪切强度, η 为动力黏度, σ_s 为屈服极限。扰流板采用 Johnson-Cook 材料模型和 Grüneisen 状态方程进行描述^[11]。爆炸发生在距坑道入口一定距离处,将传播到坑道入口的爆炸载荷简化为峰值超压为 0.4 MPa、正压持续时间为 13.2 ms 的压力载荷,并沿冲击波的传播方向施加到坑道入口面的法线上。为保证计算效率,取空气域网格尺寸为 40 cm,坑道网格尺寸为 10 cm,扰流板网格尺寸为 5 cm,计算时间步长为 0.2 ms。

表3 壁面的材料参数

Table 3 Material parameters of the wall surface

$\rho/(g \cdot cm^{-3})$	E/GPa	ν	R_m/MPa	σ_c/MPa	$\eta/(Pa \cdot s)$	σ_s/MPa
2.70	25	0.30	3.10	14.48	0	28.96

建模时,空气采用欧拉单元,坑道和扰流板采用拉格朗日单元,两者通过共用节点耦合起来发生作用;忽略钢筋混凝土壁面所吸收的爆炸能量,通过约束壁面质点法线方向的运动形成刚性边界;由于坑道壁面的粗糙程度难以准确量化,将其近似为光滑壁面^[12]。

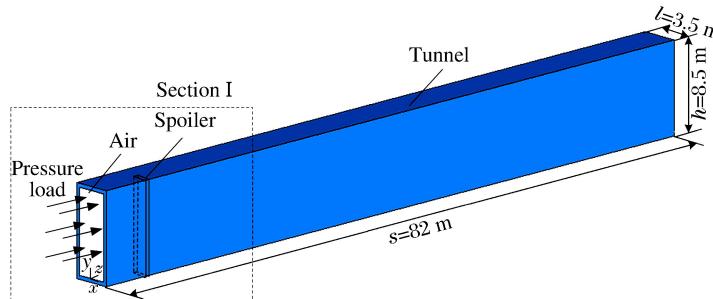


图3 设置扰流板的坑道模型

Fig. 3 Tunnel model with spoilers

2.1 扰流板厚度影响

图 4 为坑道 Section I 段(见图 3)的俯视图。设扰流板宽度 $l_s=1.75 m$,与坑道入口距离 $z=5 m$, y 方向高度与主坑道相同。为探究扰流板厚度对冲击波衰减的影响,保持扰流板宽度 l_s 、高度 h_s 不变,在 10~80 cm 之间每隔 10 cm 改变一次扰流板厚度 d_s ,共进行 8 组数值仿真。

选取 d_s 为 10、40、80 cm 3 组算例进行重点分析,图 5 给出了 6.5 ms 时扰流板附近的压力云图,其中 I_i 为入射波, R_i 为反射波, D_i 为衍射波, E_i 为膨胀波, M_i 为马赫波(i 取值为 1、2、3, 分别对应于算例 a、算例 b、算例 c)。入射波在扰流板正面发生碰撞后,一部分反射波向坑道上游运动,另一部分则继续向下游追赶上入射波。当入射波绕过扰流板的两个直角时,其传播方向发生改变,发生衍射现象。算例 a 中,反射波尚未追上入射波,入射波 I_1 与衍射波 D_1 相连。而算例 b 和算例 c 中,反射波追赶上入射波,此时,入射角大于临界角,发生马赫反射。入射波与反射波合成马赫波 M_2 、 M_3 ,并分别与衍射波 D_2 、 D_3

相连;同时,扰流板直角拐弯处产生顺时针运动的涡流,由内部低压区和扇形膨胀波构成。扰流板厚度较小时,只在扰流板后方产生一个涡流;随着扰流板厚度的增加,扰流板附近产生一前一后两个涡流。

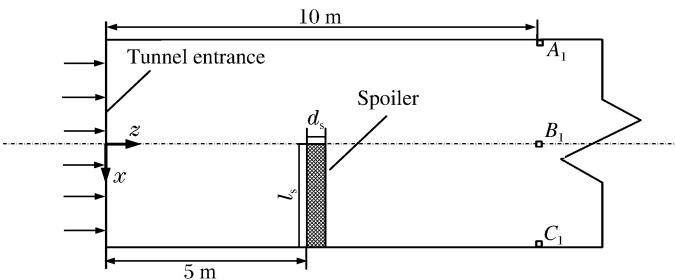


图4 坑道 Section I 段的俯视图

Fig. 4 Top view of tunnel Section I

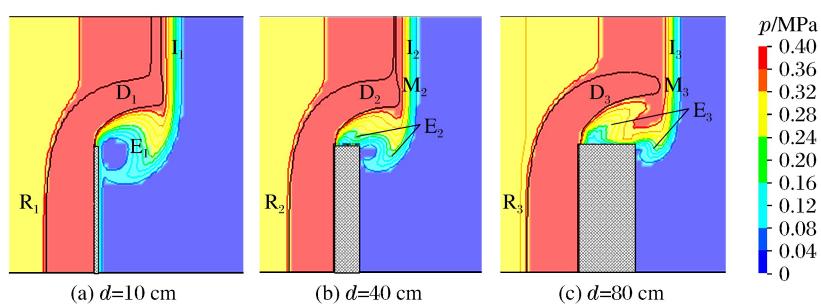


图5 6.5 ms 时不同厚度扰流板附近的压力云图

Fig. 5 Pressure nephogram near spoilers with different thickness at 6.5 ms

不同算例中坑道中轴线上波阵面的峰值超压随与坑道入口距离 z 的变化曲线如图 6 所示。由图 6 可知:当 $2.8 \leq z \leq 5.0$ m 时,波阵面超压均呈现增大趋势。这是由于入射波在扰流板正前方发生反射,反射波向上游运动提高了波阵面压力。当 $z=5.0$ m 时,波阵面压力开始迅速衰减,此时冲击波在扰流板直角处发生绕流,形成一系列膨胀波,膨胀波与入射波间的相互作用导致波阵面压力减小。随着扰流板厚度的增加,冲击波与扰流板的作用时间变长,算例 b 和算例 c 中衍射现象较为明显,膨胀波对入射波压力的衰减作用更加突出,但在一前一后两个涡流之间,波阵面压力会有小幅度回升。在扰流板后方,波阵面压力呈现随距离增大逐渐衰减的趋势。观察局部放大图可以得出,波阵面流经 $d_s=80$ cm 的扰流板时,与膨胀波发生两次相互作用,峰值超压衰减最为明显。

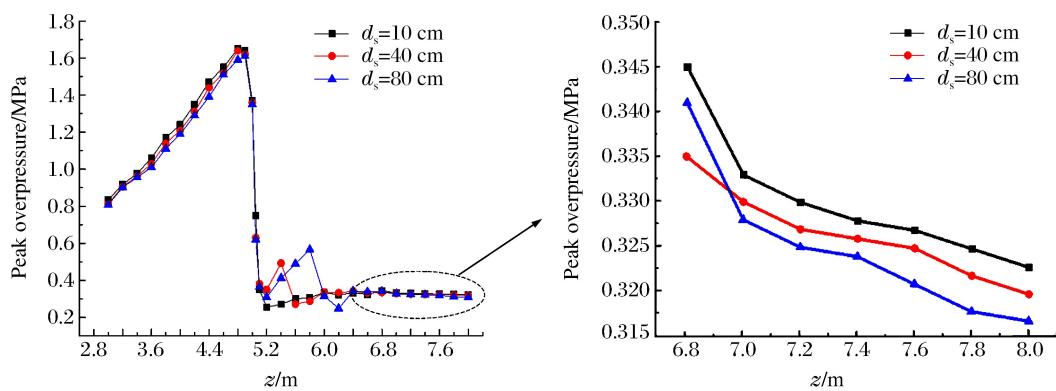


图6 波阵面峰值超压随距离变化的曲线

Fig. 6 Curves of peak overpressure versus distance

在距坑道入口 10 m 处取 A_1 、 B_1 、 C_1 3 个单元,如图 4 所示。单元 A_1 靠近无扰流板一侧壁面,单元 B_1 位于坑道中轴线上,单元 C_1 靠近扰流板正后方的壁面。冲击波流经不同厚度的扰流板后,波阵面在 3 个单元处的峰值超压见表 4。由表 4 可知,到达同一位置处的波阵面峰值超压随着扰流板厚度的增加呈减小趋势,即扰流板厚度越大,其对冲击波的衰减作用越明显。另外,单元 A_1 和单元 C_1 的峰值超压均高于单元 B_1 ,这是因为冲击波在两侧壁面发生反射,波阵面压力局部升高。

表 4 不同扰流板厚度下单元的峰值超压

Table 4 Peak overpressure of units with different spoiler thickness

d_s/cm	p_{A_1}/MPa	p_{B_1}/MPa	p_{C_1}/MPa	d_s/cm	p_{A_1}/MPa	p_{B_1}/MPa	p_{C_1}/MPa	d_s/cm	p_{A_1}/MPa	p_{B_1}/MPa	p_{C_1}/MPa
10	0.457	0.323	0.597	40	0.434	0.315	0.577	70	0.416	0.309	0.562
20	0.451	0.320	0.588	50	0.425	0.313	0.570	80	0.413	0.307	0.558
30	0.442	0.317	0.581	60	0.421	0.310	0.564				

2.2 扰流板倾角影响

将扰流板与冲击波来流方向的夹角 α 定义为扰流板的倾角。为了进一步分析扰流板倾角对冲击波衰减的影响,固定扰流板厚度 $d_s=40\text{ cm}$,并保持扰流板与坑道壁面的垂直距离 $b=1.75\text{ m}$ 不变,扰流板高度与主坑道相同,在 $0^\circ \sim 165^\circ$ 之间每隔 15° 选取 1 组扰流板倾角,共进行 12 组数值仿真。几何模型如图 7 所示。

冲击波流经不同倾角的扰流板后,计算得到波阵面在单元 A_1 、 B_1 、 C_1 处的峰值超压和冲量,并将其与坑道内无扰流板的工况进行对比。定义超压比

ϵ 为不同扰流板倾角的峰值超压与无扰流板工况下峰值超压的比值,冲量比 η 为不同扰流板倾角的冲量与无扰流板工况下冲量的比值。单元 A_1 、单元 B_1 的超压比和冲量比随倾角的变化曲线如图 8 所示,单元 C_1 的超压比和冲量比随倾角的变化曲线如图 9 所示。

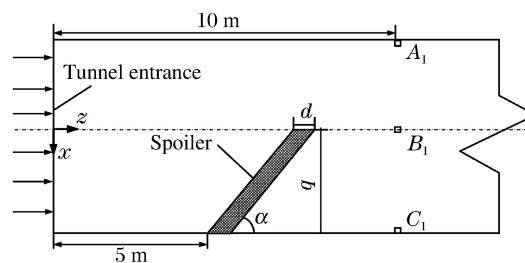
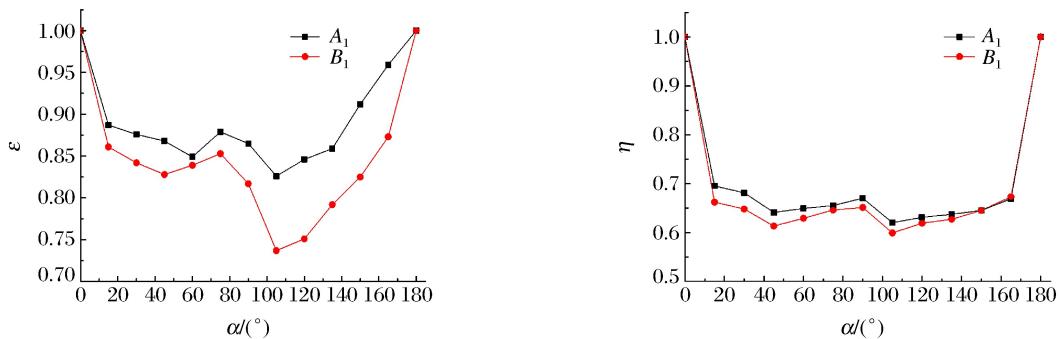
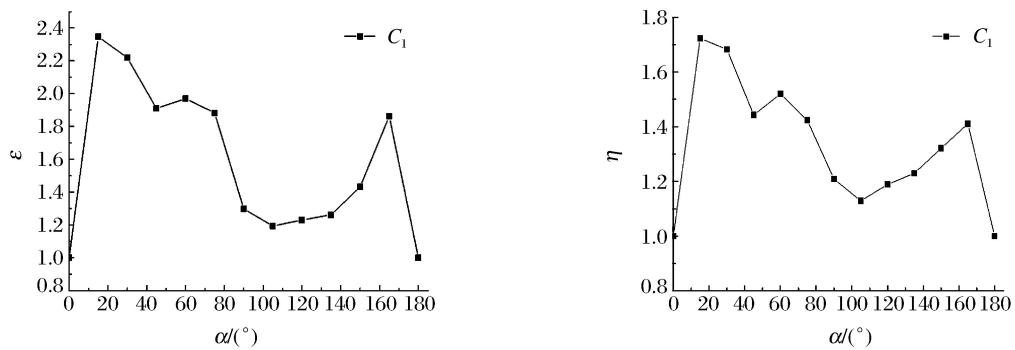


图 7 设置倾斜扰流板的坑道模型

Fig. 7 Tunnel model with inclined spoiler

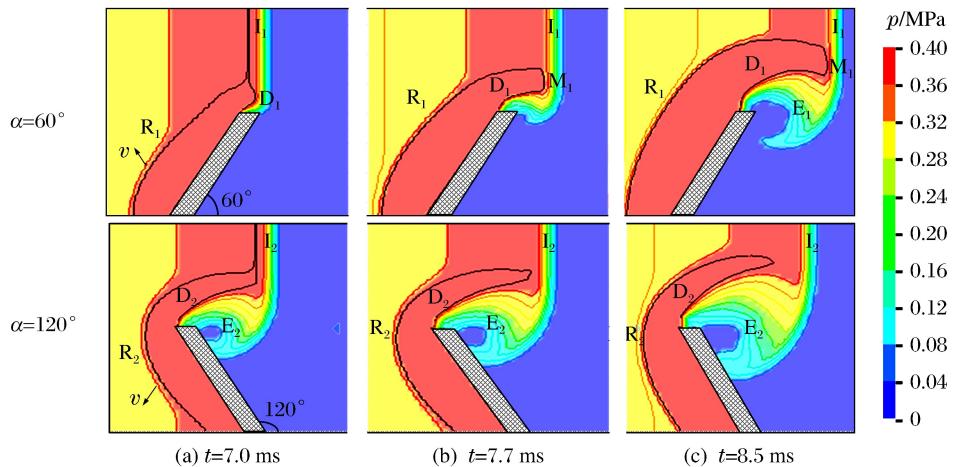
图 8 单元 A_1 和单元 B_1 处超压比(a)和冲量比(b)与倾角的关系Fig. 8 Overpressure ratio (a) and impulse ratio (b) versus the inclination angle at position A_1 and B_1

由图 8 可知,单元 A_1 和单元 B_1 处超压比和冲量比均小于 1,其原因是冲击波与扰流板相互作用的过程中,波阵面破碎重组,消耗部分能量,加上膨胀波对冲击波的衰减作用,使单元 A_1 和单元 B_1 处的超压和冲量小于无扰流板的工况。由图 9 可知,单元 C_1 处超压比和冲量比均大于 1,其原因是在扰流板后方发生马赫反射,形成局部高压区,使单元 C_1 处的峰值超压和冲量大大增强。另外,从图 8 和图 9 还可以看出,单元 A_1 、单元 B_1 、单元 C_1 处超压比和冲量比均随着倾角的增大上下波动,并且均满足扰流板倾角 $\alpha=105^\circ$ 时,超压比和冲量比最小。

图9 单元C₁处超压比(a)和冲量比(b)与倾角的关系Fig. 9 Overpressure ratio (a) and impulse ratio (b) vesus the inclination angle at position C₁

为进一步从波系结构角度分析扰流板倾角对冲击波衰减的影响,图10给出了 $t=7.0、7.7、8.5\text{ ms}$ 时 $\alpha=60^\circ$ 和 $\alpha=120^\circ$ 扰流板附近的压力云图。由图10可知:入射波传播到倾角 $\alpha=60^\circ$ 的扰流板时,首先在扰流板前表面发生反射,反射波阵面几乎与扰流板倾斜方向平行,并以垂直于扰流板的速度 v 向上游运动;随后,入射波在拐角处发生衍射,波阵面弯曲变形,形成顺时针的涡流;当 $t=7.7\text{ ms}$ 时,入射角大于临界角,在坑道上壁面发生马赫反射,入射波 I_1 与反射波 R_1 合成马赫波 M_1 ,马赫波另一端与衍射波 D_1 相连。当入射波流经 $\alpha=120^\circ$ 扰流板时,波的反射和衍射几乎同时发生,反射波 R_2 、衍射波 D_2 均与入射波 I_2 相连,此时,大部分反射波在板前表面和下壁面之间,而衍射产生的涡流则沿着板的后表面逐渐扩展,扰流板的前、后表面分别形成反射高压区和膨胀低压区;在此期间,反射波与衍射波能量不断消耗;最后,当 $t=8.5\text{ ms}$ 时,反射波与衍射波脱离入射波,而膨胀波 E_2 紧跟在入射波 I_2 后,使入射波强度逐渐衰减。

不同扰流板倾角情况下,冲击波与扰流板、壁面之间的相互作用极其复杂。无法量化冲击波的反射方位、衍射角度及叠加过程,也难以估计涡流的运动方向与膨胀程度,并且波阵面之间还会相互影响、彼此制约,因此冲击波超压、冲量与扰流板倾角之间没有呈现出特定的、相对简单的规律。

图10 $\alpha=60^\circ$ 和 $\alpha=120^\circ$ 扰流板附近的压力云图Fig. 10 Pressure nephogram of spoilers with $\alpha=60^\circ$ and $\alpha=120^\circ$

2.3 扰流板间距影响

为分析扰流板间距对坑道内冲击波衰减情况的影响,本节以装有6个扰流板的坑道为例进行仿真计算。设扰流板在坑道一侧均匀排列,相邻扰流板的间距为 i ,宽度和高度保持不变,厚度 $d_s=40\text{ cm}$,倾角 $\alpha=105^\circ$,通过计算得到了坑道内不同时刻的压力流场,如图11所示。可以看出,冲击波遇到扰流

板的阻挡后,在扰流板正面发生第一次反射,反射波折转向坑道入口运动。同时,另一部分入射波试图绕流,波阵面弯曲变形,产生圆弧状的衍射波。由于扰流板是非流线型,在边缘处会形成很薄的边界层,容易发生分离脱落,形成大小各异的旋涡。前驱波阵面独自向前传播,与下一个扰流板碰撞后,又会发生波的反射、绕流和衍射等一系列现象,继续重复上述过程。值得注意的是,在运动过程中反射波仍然会在壁面与地面之间反射叠加,不断提高波阵面的强度,相邻扰流板之间生成了局部高压区。为了降低局部高压对坑道壁面和扰流板产生的破坏作用,工程上可以采用选取高强度材料、增加坑道壁面厚度或者在壁面和扰流板表面贴上吸能材料等防护措施。

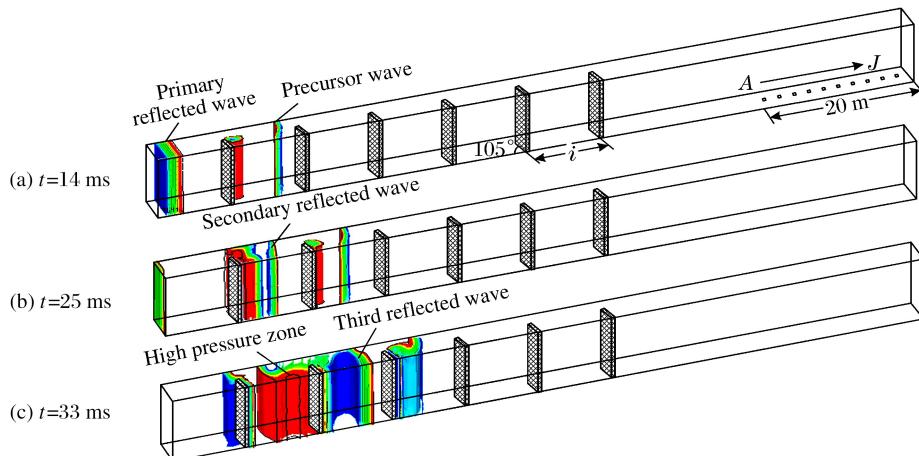


图 11 不同时刻坑道内压力流场

Fig. 11 Pressure flow field in tunnel at different times

为获得最有利于冲击波衰减的扰流板间距,保持扰流板数量和形状不变,在1~10 m之间每1 m选取1组扰流板间距*i*,共进行10组数值仿真。同时,在扰流板后方,从距坑道出口20 m开始每隔2 m取1个单元,共10个单元,依次记为单元A~单元J,如图11(a)所示。通过仿真计算可得,各单元峰值超压随扰流板间距的变化曲线如图12所示。

由图12可知,单元A~单元J的超压均随着扰流板间距的增大呈现先下降后上升的趋势。当扰流板间距*i*=6 m时,超压曲线达到最小值,再继续增大扰流板间距,超压反而迅速升高,表明扰流板间距*i*=6 m时最有利于冲击波的衰减。分析出现上述现象的原因:一方面,扰流板前后间距过小,冲击波在绕流时,涡流发展不充分,膨胀波与入射波的相互作用时间较短,对波阵面强度的削弱效果不明显;另一方面,扰流板前后间距过大,膨胀波与入射波脱离后,入射波继续向前运动,在坑道壁面和地面之间来回反射,使得波阵面超压在减小之后又有所增大,冲击波的衰减过程相对缓慢。将扰流板间距*i*=6 m时各个单元的峰值超压连接成一条曲线,即图12中的超压衰减曲线。冲击波经过扰流板后峰值超压不断减小,随着传播距离的增加,衰减趋势逐渐变缓。

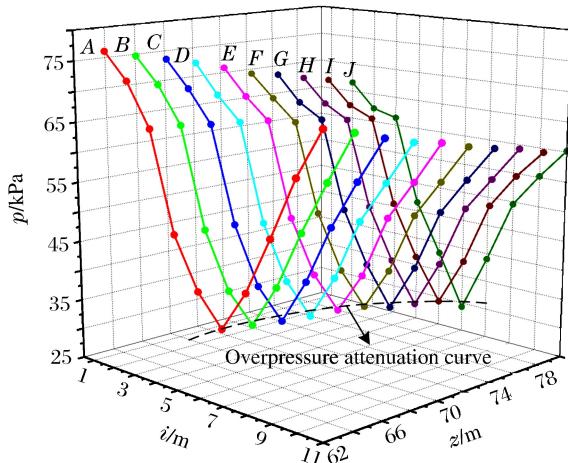


图 12 单元超压随扰流板间距和距离变化的三维曲线

Fig. 12 Three dimensional curve of overpressure changing with interval and distance

3 结 论

针对爆炸冲击波在装有扰流板坑道内的传播进行了仿真研究,在扰流板宽度一定的条件下,探究了扰流板厚度、倾角和间距对冲击波衰减规律的影响,得到以下结论:

- (1) 扰流板厚度 d_s 越大, 绕流产生的膨胀波对冲击波的衰减作用越明显;
- (2) 冲击波与扰流板、壁面之间的相互作用极其复杂, 扰流板倾角与超压、冲量之间没有特定的规律; 当扰流板厚度 $d_s = 40$ cm, 扰流板倾角 105°时, 冲击波的超压比和冲量比最小;
- (3) 当扰流板厚度为 40 cm, 倾角为 105°时, 冲击波超压随着扰流板间距增大呈现先降后升的趋势, 扰流板间距 6 m 超压达到最小值。

参 考 文 献:

- [1] 于文华, 张亚栋. 爆炸冲击波在坑道内传播规律研究 [J]. 爆破器材, 2013, 42(3):1-4.
YU W H, ZHANG Y D. Study on propagation laws of explosion shock wave in tunnels [J]. Explosive Materials, 2013, 42(3):1-4.
- [2] 刘晶波, 闫秋实, 伍俊. 坑道内爆炸冲击波传播规律的研究 [J]. 振动与冲击, 2013, 28(6):8-11.
LIU J B, YAN Q S, WU J. Analysis of blast wave propagation inside tunnels [J]. Journal of Vibration and Shock, 2013, 28(6):8-11.
- [3] 覃彬, 张奇, 向聪, 等. 数值模拟研究分叉巷道中冲击波传播规律 [J]. 含能材料, 2008, 16(6):741-744.
QIN B, ZHANG Q, XIANG C, et al. Numerical simulation research on shock wave propagation characteristics inside branch tunnel [J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2008, 16(6):741-744.
- [4] 王启睿, 张晓忠, 孔福利, 等. 多级穿廊结构坑道口部内爆炸冲击波传播规律的实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2011, 31(5):449-454.
WANG Q R, ZHANG X Z, KONG F L, et al. Shock wave propagation of an explosion inside its entrance to a multilevel gallery tunnel [J]. Explosion and Shock Wave, 2011, 31(5):449-454.
- [5] 杨科之, 周布奎, 王安宝, 等. 坑道中扰流板对化爆冲击波的衰减作用 [J]. 防护工程, 2010, 32(5):58-61.
YANG K Z, ZHOU B K, WANG A B, et al. Attenuation effect of the interference plate on explosion shock wave inside a tunnel [J]. Protective Engineering, 2010, 32(5):58-61.
- [6] SHA S, CHEN Z H, JIANG X H. Influence of obstacle geometries on shock wave attenuation [J]. Shock Waves, 2014, 24:573-582.
- [7] TAKAYAMA K. Attenuation of shock waves propagating over arrayed spheres [C]//Proceedings of 24th International Congress High-Speed Photography and Photonic. Sendai, Japan, 2000:582-588.
- [8] BERGER S, SADOT O, BEN-DOR G. Experimental investigation on the shock wave load attenuation by geometrical means [J]. Shock Waves, 2010, 20:29-40.
- [9] 朱建, 王曙光, 陆伟东. 坑道内挡板对化爆冲击波消减作用的数值模拟 [J]. 爆破, 2008, 25(2):26-29.
ZHU J, WANG S G, LU W D. Numerical simulation of the pressure attenuation of chemical shock wave in tunnel with baffles [J]. Blasting, 2008, 25(2):26-29.
- [10] 沙莎, 陈志华, 张焕好, 等. Schardin 问题的数值研究 [J]. 物理学报, 2012, 61(6):1-8.
SHA S, CHEN Z H, ZHANG H H, et al. Numerical investigations on the Schardin's problem [J]. Acta Physica Sinica, 2012, 61(6):1-8.
- [11] Livemore Software Technology Corporation. LS-DYNA keyword use's manual [M]. California: Livemore Software Technology Corporation, 2003.
- [12] 李祥春, 聂百胜, 杨春丽, 等. 封闭空间内瓦斯浓度对瓦斯爆炸反应动力学特性的影响 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(2):135-144.
LI X C, NIE B S, YANG C L, et al. Effect of gas concentration on kinetic characteristics of gas explosion in confined space [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(2):135-144.

Simulation Analysis of Influence of Spoiler Structural Parameters on Shock Wave Attenuation Characteristics

ZHAO Beilei^{1,2}, ZHAO Jiguang³, CUI Cunyan², LIU Ningyuan^{1,2},
WANG Yan^{1,2}, XIN Tengda^{1,2}, WANG Yaqi⁴

(1. Company of Postgraduate Management, Equipment Academy, Beijing 101416, China;

2. Department of Aerospace Equipment, Equipment Academy, Beijing 101416, China;

3. Equipment Development Strategy Research Institute, Equipment Academy, Beijing 101416, China;

4. Beijing Space Information Ralay and Transmission Technology Research Center,

Beijing 100094, China)

Abstract: Setting spoilers in the tunnel is an effective way to accelerate its shock wave attenuation. In order to investigate the influence of the spoiler structural parameters on its shock wave's attenuation, numerical simulation was carried out using the ANSYS/LS-DYNA finite element software. First, based on the fluid-solid coupling algorithm, the equal scale model of Schardin's experiment was established. The simulation results were found to be in good agreement with the experimental results, which verified the validity of the simulation model. Then the numerical method was used to investigate the influence of the spoiler thickness, inclination angle and interval on the shock wave attenuation in a silo tunnel when the rectangular spoiler width was a constant. The results show that when the other parameters remain the same, with the increase of the spoiler thickness, the overpressure attenuation of the shock wave becomes increasingly more obvious. When the spoiler thickness is 40 cm, the spoiler with the inclination angle of 105° and the interval of 6 m is the most beneficial condition for the shock wave attenuation. These results can provide valuable reference for the design of the tunnel protection.

Keywords: spoiler; shock wave; attenuation; numerical simulation

氢气/甲烷-空气爆轰波在含环形障碍物圆管内传播的试验研究^{*}

王鲁庆¹, 马宏昊^{1,2}, 王 波¹, 沈兆武¹

(1. 中国科学技术大学中国科学院材料力学行为和设计重点实验室, 安徽 合肥 230027;

2. 中国科学技术大学火灾科学国家重点实验室, 安徽 合肥 230026)

摘要: 在内径 48 mm、长度 5 800 mm 的含环形障碍物圆管内, 进行了氢气-空气及氢气-甲烷-空气的爆轰波传播试验研究, 确定了爆燃转爆轰(Deflagration-to-Detonation Transition, DDT)极限。环形障碍物阻塞比为 0.56, 间距分为两种, 即 $S=D$ 和 $S=2D$, 其中 S 为障碍物间距, D 为管道内径。火焰的速度由安装在管道壁面上的光电二极管采集得到。试验测量得到的火焰为准爆轰或阻塞火焰。在 $S=2D$ 情况下得到的火焰速度均比 $S=D$ 情况下的火焰速度高, 并且靠近 DDT 极限时速度波动更明显, 表明在间距较大的情况下爆轰的重起爆循环周期更长, 类似于“弛振爆轰”。对于氢气-空气, 障碍物间距为 D 时在 DDT 极限处有 $d/\lambda > 1$ (富氧条件下 $d/\lambda = 1.6$, 贫氧条件下 $d/\lambda = 1.4$), 间距为 $2D$ 时更容易形成爆轰的重起爆, 在 DDT 极限处与准则 $d/\lambda \approx 1$ 一致; 对于氢气-甲烷-空气, 甲烷的添加使爆轰更不稳定, 对于两种间距的障碍物得到的 DDT 极限均有 $d/\lambda \approx 1$ (d 和 λ 分别为障碍物内径和爆轰胞格尺寸)。说明障碍物间距对爆轰波传播有显著的影响, 即间距的增大更有利爆轰波的传播。为形成准爆轰, 障碍物内径必须至少可以容纳一个爆轰胞格, 同时障碍物间距足够大从而引起爆轰的重起爆。

关键词: 气体爆炸; 环形障碍物; DDT 极限; 氢气-甲烷

中图分类号: O381

文献标识码: A

在核能及爆炸推进领域, 含障碍物的管道结构经常用于加速火焰爆轰的形成^[1]。障碍物能够增加火焰面的表面积, 提高化学反应速率, 因此能够加速爆轰的形成, 有效地缩短点火到爆轰的距离。另一方面, 由气体泄漏引起的爆炸事故时有发生, 现实中存在的障碍物极大地提高了爆炸威力, 造成了不可估量的损失。因此, 研究障碍物对火焰加速及爆燃转爆轰(Deflagration-to-Detonation Transition, DDT)的过程具有极其重要的作用。

装载阵列环形障碍物的密闭圆管是最常见的研究火焰加速及 DDT 过程的装置。Cross 等^[2]指出, 火焰的传播形态依赖于可燃气体的敏感度。对于特别敏感的气体, 火焰的传播速度可达到 CJ 爆轰速度。对于中等敏感的可燃气, 火焰的传播速度介于 CJ 爆轰速度与产物的声速之间, 被称作准爆轰。对于不太敏感的可燃气, 火焰的传播速度接近产物的声速, 被称作 CJ 爆燃或者是阻塞火焰。对于极不敏感的可燃气, 火焰的传播速度仅为亚声速, 或者是火焰熄灭。此外, 障碍物的阻塞比及间距也会影响火焰的传播形态。Peraldi 等^[3]指出, $d/\lambda = 1$ 可作为阻塞火焰与准爆轰的分界线, 其中, d 为环形障碍物的开孔直径, λ 为可燃气的爆轰胞格。对于 $d/\lambda > 1$ 的气体, 火焰的传播形态为准爆轰或 CJ 爆轰; 对于

* 收稿日期: 2017-12-01; 修回日期: 2018-01-11

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51674229, 51374189); 中国科学技术大学重要方向项目培育基金(WK2480000002)

作者简介: 王鲁庆(1990—), 男, 博士, 主要从事气体爆轰相关研究. E-mail: aiyuan@mail.ustc.edu.cn

通信作者: 马宏昊(1980—), 男, 博士, 副教授, 主要从事爆破器材与安全工程研究. E-mail: hhma@ustc.edu.cn

$d/\lambda < 1$ 的气体,火焰的传播形态为阻塞火焰。因此, $d/\lambda = 1$ 可以作为 DDT 极限的判断准则。此外,Dorofeev 等^[4]指出, $L = (S+D)/[2(1-d/D)] = 7\lambda$ 同样可以作为 DDT 极限的判断准则,其中, D 为管道的内径, S 为障碍物的间距。对于 $L > 7\lambda$ 的气体,火焰的传播形态为准爆轰或 Chapman-Jouguet (CJ) 爆轰;对于 $L < 7\lambda$ 的气体,火焰的传播形态为阻塞火焰。

氢气和甲烷在工业中有广泛的用途。近年来,甲烷-氢气的二元混合气在某些工业进程中得到了广泛的关注,如内燃机领域。甲烷内添加氢气可以有效地提高甲烷的层流燃烧速率、爆炸压力、输出热能,同时可以降低温室气体的排放^[5-10]。然而,由于可燃气泄漏带来的灾害时有发生,造成了不可估量的损失;另一方面,前人对二元混合气 DDT 过程的研究甚少。通过对氢气-空气及氢气-甲烷-空气在含环形障碍物圆管中的 DDT 探究,得到了火焰的传播规律及 DDT 极限。

1 试验装置与试验方法

试验装置如图 1 所示。装置包括管道系统、环形障碍物、配气系统、点火系统及数据采集系统 5 部分。管道为长 5 800 mm、内径 48 mm 的不锈钢圆管,由一节 3 300 mm 和一节 2 500 mm 的管道法兰连接而成,法兰处由橡胶垫密封。障碍物为外径 48 mm、内径 32 mm、厚度 $\delta=5$ mm 的不锈钢环,阻塞比 $B_R=1-d^2/D^2=0.56$;障碍物的间距为 $S=D$, $S=2D$ 。每个障碍物钻 3 个内径为 5 mm 的圆孔(见图 2),通过直径 4 mm 的不锈钢杆及内径 5 mm、外径 6 mm 的不锈钢套管连接、固定而成。

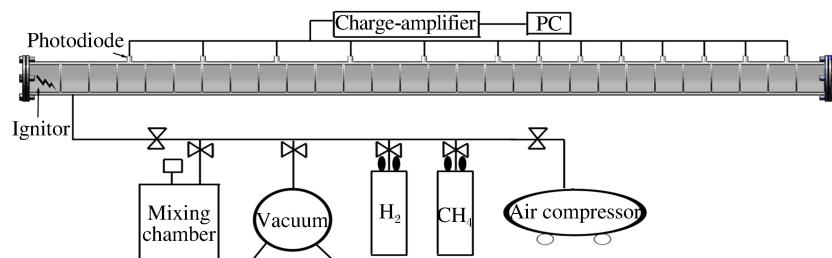


图 1 试验装置示意图

Fig. 1 Sketch of experimental apparatus

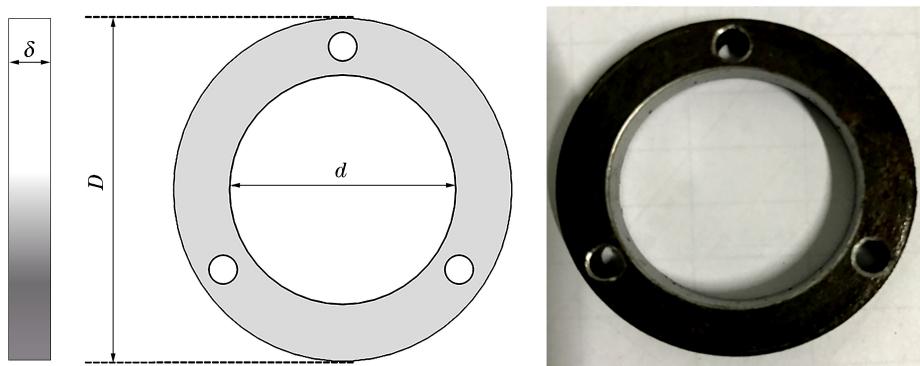


图 2 圆形孔板障碍物

Fig. 2 Orifice plate

每次试验之前先将管道内空气由旋片式真空泵抽至低于 100 Pa。之后将预混罐内的可燃气通入管道至约 0.1 MPa。预混罐内的可燃气由分压配气法配制,各组分压力由精度为 ± 0.1 kPa 的压力计监测,并利用空气压缩机将压力压至 0.2 MPa,静置 24 h 使气体扩散均匀。因此,对于氢气-空气和氢气-甲烷-空气,燃料的最大误差分别为 ± 0.1 kPa 和 ± 0.2 kPa。这种配气方法和静置周期被广泛地应用在与气体爆炸相关的研究^[11-14]。本研究所使用的气体分为两种:(1) 含不同氢气浓度的氢气-空气,(2) 化学计量比条件下的氢气-甲烷-空气。为区分此二元混合气,定义

$$X = C_{\text{H}_2} / (C_{\text{H}_2} + C_{\text{CH}_4}) \quad (1)$$

式中: C_{CH_4} 、 C_{H_2} 分别为预混气中甲烷、氢气的体积分数。预混气导入管道后静置5 min以便气体静止。高压点火器通过放电尖端将管内的预混气点燃,火焰信号由安装在管道壁面的12个光电二极管捕捉并由计算机采集。火焰在管道内局部传播速度 V 为

$$V = \Delta d / \Delta t \quad (2)$$

式中: Δd 为相邻二极管之间的距离, Δt 为相邻二极管光电信号到达的时间差。

2 试验结果

2.1 氢气-空气

所有试验均在常温(298 K)、常压(101 kPa)下进行。图3为3种氢气含量的氢气-空气在障碍物间距为一倍管径时的传播速度。对于含29.6%(体积分数)氢气和22%氢气的混合气,火焰速度介于CJ爆轰速度与产物声速之间,可以判断为准爆轰形态。当氢气含量降低为21%时,火焰速度低于产物的声速,因此为阻塞火焰。本研究CJ爆轰速度由CHEMKIN软件^[15]计算得到,等压状态下产物的声速则由GASEQ软件^[16]计算得到。

图4为不同氢气含量的混合气在障碍物间距为一倍、二倍管径时测得的火焰速度。作为对比,CJ爆轰速度与产物声速曲线也列于图4中。需要说明的是,图4中的数据点为每次试验测得的管尾部两个速度(由最后3个二极管确定)的平均值,误差棒表示两个速度之差。

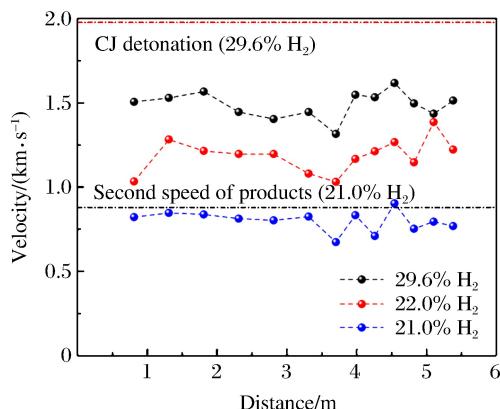


图3 不同氢气含量的火焰在管中的传播速度

Fig.3 Flame velocity down the length of the tube

明显地,在富氧(氢气含量低于29.6%)极限与贫氧(氢气含量高于29.6%)极限处,测量速度均出现了突跃,并且此突跃将准爆轰与阻塞火焰分开。普遍来讲,氢气含量相同时,障碍物间距为二倍管径时的速度均高于间距为一倍管径时的速度,这是由于越稠密的障碍物将损失更多的动量与热量,造成更显著的速度损耗。另外,在接近极限处,障碍物间距大时造成的速度波动更加明显(误差棒更大)。两种间距对应的当量比(φ)和DDT极限列于表1中。其中爆轰胞格尺寸 λ 的值由试验测得(见图5),即附着均匀苯烟的铝片(0.2 mm厚)卷曲后置入管道的尾端。记录爆轰胞格时,仅第一段管道含有障碍物,第二段管道为空管。图5中两条虚线代表

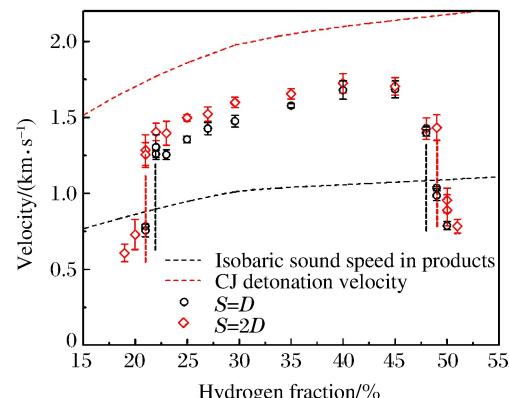


图4 氢气-空气火焰在管尾的速度

Fig.4 Flame velocity of hydrogen-air mixtures at tube end

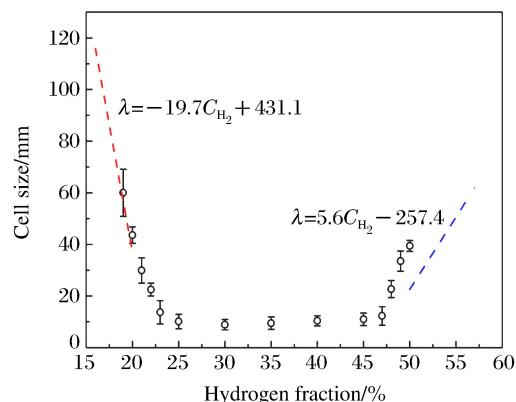


图5 氢气-空气爆轰胞格尺寸

Fig.5 Detonation cell size of hydrogen-air mixtures

Cross 等^[2]拟合的氢气-空气胞格尺寸与氢气含量的直线。可以看出,在富氧条件下本研究中得到的胞格尺寸与虚线拟合较好,而在贫氧条件下误差较大。出现此误差的原因为:(1) 氢气-空气爆轰固有的不稳定性造成胞格尺寸测量的误差,(2) Cross 等^[2]拟合的贫氧条件下的直线主要针对氢气含量大于50%的混合气。

表 1 氢气-空气的 DDT 极限

Table 1 DDT limits for hydrogen-air mixtures

Obstacle spacing	Lean limit/%	φ	d/λ	L/λ	Rich limit/%	φ	d/λ	L/λ
D	22	0.67	1.6	7.0	48	2.20	1.4	6.4
2D	21	0.63	1.1	7.2	49	2.29	1.0	6.6

2.2 氢气-甲烷-空气

图 6 为满足化学计量比的不同氢气/甲烷比例的氢气-甲烷-空气在管道中测得的速度。随着氢气含量的降低,火焰的速度降低。当氢气在燃料混合气(氢气-甲烷)中的比例(X)为 0.75 时,火焰的速度高于产物中的声速;当 $X=0.7$ 时,测得的速度低于产物中的声速。因此试验所得两种障碍物间距下的 DDT 极限均为 $X=0.75$ 。与图 4 类似, $S=2D$ 时所得的速度大于 $S=D$ 时的速度,并且接近 DDT 极限时的速度波动明显增大。

氢气-甲烷-空气的爆轰胞格同样由烟熏技术得到,测量得到的爆轰胞格尺寸如图 7 所示。由图 7 可知,随着 X 的降低(甲烷含量的增加),爆轰胞格尺寸增加,且胞格变得更加不规则(误差棒增大)。 $X=0.75$ 时,测量得到的胞格尺寸为 35.65 mm,因此对于两种障碍物间距,在 DDT 极限处均有 $d/\lambda=0.9$ 。 $S=D$ 时, $L/\lambda=4.0$; $S=2D$ 时, $L/\lambda=6.1$ 。两种间距对应的 DDT 极限见表 2。

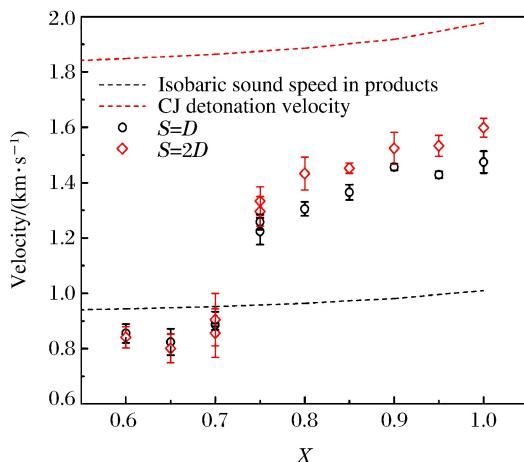


图 6 氢气-甲烷-空气火焰在管尾的速度

Fig. 6 Flame velocity of stoichiometric hydrogen-methane-air mixtures at tube end

表 2 化学计量比下氢气-甲烷-空气的 DDT 极限

Table 2 DDT limits for stoichiometric hydrogen-methane-air mixtures

Obstacle spacing	Limit (X)	d/λ	L/λ
D	0.75	0.9	4.0
2D	0.75	0.9	6.1

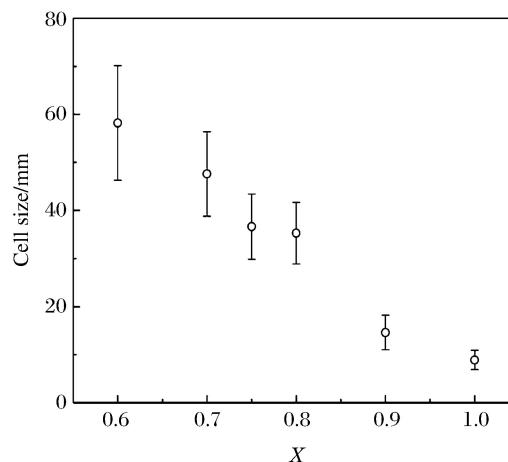


图 7 氢气-甲烷-空气的爆轰胞格尺寸

Fig. 7 Detonation cell size of stoichiometric hydrogen-methane-air mixtures

3 讨 论

为了讨论试验得到的 DDT 极限以及障碍物间距的影响,将本研究结果与以往的文献作对比。Ciccarelli 等^[17]研究了圆管中孔板阻塞比和间距对氢气-空气、乙烯-空气和乙炔-空气爆轰传播的影响。

对于 $B_R=0.44$ 的孔板障碍物,在极限处均有 $d/\lambda \approx 1$ 。对于 $B_R=0.62$ 的障碍物,当 $S=D$ 时, $d/\lambda > 1$; 当 $S=1.5D$ 和 $S=2D$ 时, $d/\lambda \approx 1$ 。Gu 等^[18] 研究了在 15 cm 内径圆管内的爆轰传播,发现 $S=D$ 和 $S=2D$ 时, DDT 极限均符合 $d/\lambda \approx 1$; 当 $S=D/2$ 时, d/λ 的值位于 4~10 之间。以上结果均表明障碍物的阻塞比和间距均对 DDT 极限产生影响。本研究中,对于氢气-空气, $S=D$ 时均有 $d/\lambda > 1$, $S=2D$ 时有 $d/\lambda \approx 1$ 。从尺寸分析的角度来说,在 DDT 极限处 $d/\lambda \approx 1$ 是合理的,这是因为 d 代表了障碍物开孔的最大尺寸,同时 λ 代表了胞状爆轰波阵面的最大横向尺寸。为得到准爆轰,开孔必须至少容纳一个胞格通过, $d/\lambda > 1$ 。另一方面,爆轰波在障碍物区域传播实际上是周期性的失效与重起爆的过程,而爆轰的重起爆需要足够长的距离(相对于爆轰胞格)。因此,在满足 $d/\lambda > 1$ 的情况下,障碍物的间距需要足够大。Ciccarelli 等^[17] 的研究表明爆轰重起爆的临界障碍物间距随着障碍物阻塞比的增加而增大。本研究中使用的 $B_R=0.56$ 的孔板障碍对爆轰波产生较大的扰动,因此在 $S=D$ 时需要更敏感的混合气(爆轰胞格更小)形成重起爆。对于氢气-甲烷-空气,在 DDT 极限处均有 $d/\lambda=0.9$ 。这可能是因为甲烷的加入使混合气不稳定性增加,从而使爆轰的重起爆变得容易。

在 DDT 极限处, $L/\lambda \approx 7$ 在氢气-空气中较为符合。在氢气-甲烷-空气中, L/λ 的值与此判断准则相差较远。这可由以下理由解释:(1) 氢气在可燃气中含量(X)的分辨率(变化步长)为 0.05,因此对 DDT 极限的确定有一定误差;(2) 加入甲烷使混合气爆轰更加不稳定,爆轰胞格随之更为不规则,因此测量胞格尺寸中会产生较大的不确定性。Zhang 等^[19] 指出,测得的胞格尺寸与平均值相比会有 50% 的误差。

对于非常敏感的气体(爆轰胞格尺寸非常小),爆轰波穿过障碍物开孔后,经过短暂的绕射解耦后就会由于壁面反射波形成的热点而重新起爆^[20]。随着 DDT 极限的接近,重起爆过程需要的距离变长。也就是说,两个光电二极管之间会出现长距离的爆燃火焰和爆轰火焰,因此对于 $S=2D$ 的障碍物测得的速度波动变大。Ciccarelli 等^[18] 指出,这种情况下,爆轰重起爆的长度周期为 3~4 倍的障碍物间距(大于本研究的二极管间距),类似于在光滑管道中观察到的速度波动很大的“弛振爆轰”现象^[21]。

4 结 论

通过对氢气-空气和氢气-甲烷-空气在含环形障碍物($B_R=0.56$)的圆管中的爆轰波传播的试验研究,得到以下结论。

(1) 障碍物间距对火焰速度产生显著的影响。初始条件相同的情况下,在 $S=2D$ 条件下得到的速度比 $S=D$ 条件的速度高,说明障碍物间距大时更有利爆轰波的传播。

(2) 为使爆轰波在环形障碍物中传播,环形障碍物开孔内径必须至少等于爆轰胞格尺寸;同时,障碍物的间距足够大使解耦失效的爆轰波重起爆。对于氢气-空气, $S=D$ 时在 DDT 极限处有 $d/\lambda > 1$, $S=2D$ 时有 $d/\lambda \approx 1$ 。对于氢气-甲烷-空气,两种障碍物间距下得到的 DDT 极限均有 $d/\lambda \approx 1$ 。

(3) 接近 DDT 极限时,火焰速度的波动会随着障碍物间距增加而增加,表明在 DDT 极限附近出现了类似于弛振爆轰的现象。

参考文献:

- [1] CICCARELLI G,DOROFEEV S. Flame acceleration and transition to detonation in ducts [J]. Progress in Energy and Combustion Science,2008,34(4):499-550.
- [2] CROSS M,CICCARELLI G. DDT and detonation propagation limits in an obstacle filled tube [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries,2015,36:380-386.

- [3] PERALDI O,KNYSTAUTAS R,LEE J H. Criteria for transition to detonation in tubes [J]. Symposium (International) on Combustion,1988,21(1):1629-1637.
- [4] DOROFEEV S B,SIDOROV V P,KUZNETSOV M S,et al. Effect of scale on the onset of detonations [J]. Shock Waves,2000,10(2):137-149.
- [5] KARIM G A,WIERZBA I,AL-ALOUSI Y. Methane-hydrogen mixtures as fuels [J]. International Journal of Hydrogen Energy,1996,21(7):625-631.
- [6] YU M,ZHENG K,ZHENG L,et al. Effects of hydrogen addition on propagation characteristics of premixed methane/air flames [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries,2015,34:1-9.
- [7] DI SARLI V,DI BENEDETTO A. Laminar burning velocity of hydrogen-methane/air premixed flames [J]. International Journal of Hydrogen Energy,2007,32(5):637-646.
- [8] BOZIER O,SORIN R,VIROT F,et al. Detonability of binary H_2/CH_4 -air mixtures [C]//Proceedings of Third ICHS, ID,2009:188.
- [9] HU E,HUANG Z,LIU B,et al. Experimental study on combustion characteristics of a spark-ignition engine fueled with natural gas-hydrogen blends combining with EGR [J]. International Journal of Hydrogen Energy,2009,34(2):1035-1044.
- [10] WU L,KOBAYASHI N,LI Z,et al. Experimental study on the effects of hydrogen addition on the emission and heat transfer characteristics of laminar methane diffusion flames with oxygen-enriched air [J]. International Journal of Hydrogen Energy,2016,41(3):2023-2036.
- [11] WANG L,MA H,SHEN Z,et al. Experimental investigation of methane-oxygen detonation propagation in tubes [J]. Applied Thermal Engineering,2017,123:1300-1307.
- [12] WANG L,MA H,SHEN Z,et al. Detonation characteristics of stoichiometric H_2-O_2 diluted with Ar/N₂ in smooth and porous tubes [J]. Experimental Thermal and Fluid Science,2018,91:345-353.
- [13] GAO Y,NG H D,LEE J H S. Minimum tube diameters for steady propagation of gaseous detonations [J]. Shock Waves,2014,24(4):447-454.
- [14] ZHANG B,SHEN X,PANG L,et al. Methane-oxygen detonation characteristics near their propagation limits in ducts [J]. Fuel,2016,177:1-7.
- [15] KEE R J,RUPLEY F M,MILLER J A. Chemkin-II : a fortran chemical kinetics package for the analysis of gas-phase chemical kinetics:SAND 89-8009 [R]. Albuquerque,NM:Sandia National Laboratories,1989.
- [16] MORLEY C. Gaseq:a chemical equilibrium program for Windows [Z]. 2005.
- [17] CICCARELLI G,WANG Z,LU J,et al. Effect of orifice plate spacing on detonation propagation [J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries,2017,49(B):739-744.
- [18] GU L S,KNYSTAUTAS R,LEE J H S. Influence of obstacle spacing on the propagation of quasi-detonation [J]. Dynamics of Explosions of Progress in Astronautics and Aeronautics,1988,114:232-247.
- [19] ZHANG B,KAMENSKIHS V,NG H D,et al. Direct blast initiation of spherical gaseous detonations in highly argon diluted mixtures [J]. Proceedings of the Combustion Institute,2011,33(2):2265-2271.
- [20] CICCARELLI G,CROSS M. On the propagation mechanism of a detonation wave in a round tube with orifice plates [J]. Shock Waves,2016,26(5):587-597.
- [21] GAO Y,LEE J H S,NG H D. Velocity fluctuation near the detonation limits [J]. Combustion and Flame,2014,161(11):2982-2990.

Detonation Propagation in Hydrogen/Methane-Air Mixtures in a Round Tube Filled with Orifice Plates

WANG Luqing¹, MA Honghao^{1,2}, WANG Bo¹, SHEN Zhaowu¹

(1. CAS Key Laboratory of Mechanical Behavior and Design of Materials (LMBD),
University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China;

2. State Key Laboratory of Fire Science, University of Science
and Technology of China, Hefei 230026, China)

Abstract: In this study experiments were carried out in a round tube, 5800 mm in length and 48 mm in inner-diameter, filled with orifice plates, to investigate the detonation of hydrogen-air mixtures and stoichiometric hydrogen-methane-air mixtures, and the DDT (Deflagration-to-Detonation Transition) limits were determined. The blockage ratio of the orifice plates was 0.56, and the spacing was divided into two, i. e., $S=D$ and $S=2D$, in which S and D are the obstacle spacing and the tube diameter. The flame velocity was obtained using photodiodes mounted on the tube wall. The results show that the flame regime observed is the quasi-detonation or the choked flame. The flame velocity measured for $S=2D$ is larger than that for $S=D$, and the velocity fluctuation is more significant. This indicates that the cycle of the detonation failure and re-initiation is longer for $S=2D$, which is similar to the “galloping detonation”. For hydrogen-air mixtures, detonation re-initiation occurs more aptly at $S=2D$, and the limits correlate well with $d/\lambda \approx 1$. In the case of hydrogen-methane-air mixtures, the DDT limits for $S=D$ and $S=2D$ are both consistent with $d/\lambda \approx 1$, where d and λ are the inner diameter of the orifice plate and the detonation cell size. The results indicate that the obstacle spacing has a significant effect on the propagation of detonation, i. e., detonation propagates more aptly for increased spacing. To generate the quasi-detonation, the opening of the orifice plate has to be large enough to contain at least one cell size while the spacing has to be large enough to form detonation re-initiation.

Keywords: gas explosion; orifice plates; DDT limits; hydrogen-methane

煤尘层最低着火温度变化规律实验研究^{*}

刘天奇^{1,2,3},李雨成^{1,2,3},罗红波^{1,2,3}

(1.辽宁工程技术大学安全科学与工程学院,辽宁 阜新 123000;

2.辽宁工程技术大学矿山热动力灾害与防治教育部重点实验室,辽宁 阜新 123000;

3.辽宁工程技术大学煤炭资源安全开采与洁净利用工程研究中心,辽宁 阜新 123000)

摘要:为研究煤尘层最低着火温度随煤样变质程度、煤尘粒径及煤尘层厚度的变化规律,采用煤尘层最低着火温度测定系统进行实验研究,结果表明:随着煤样由褐煤到无烟煤变质程度逐渐增大,煤尘层最低着火温度由290 °C上升到400 °C以上,同时,褐煤、长焰煤、不粘煤、气煤煤尘层着火时观察到明显的火焰。随着煤尘粒径不断减小,不同煤质的煤尘层最低着火温度明显减小,煤尘层厚度为15 mm时,随着煤尘粒径由0.5 mm减小至0.075 mm,不同煤质煤尘层最低着火温度分别减小了31.0%、26.7%、28.1%、25.8%、28.6%、27.8%、18.9%和15.0%,煤尘粒径影响作用十分显著。随着煤尘层厚度的增大,不同煤质在不同粒径下的煤尘层最低着火温度都减小,其中无烟煤的变化最不明显。

关键词:煤尘层厚度;着火温度;变化规律;煤尘粒径

中图分类号:X932

文献标识码:A

煤矿井下巷道中,煤尘常常堆积成层,这些沉积煤尘一旦在外力作用下形成悬浮煤尘云,不仅有引发重大爆炸灾害事故的可能性^[1-2],而且在明火等高温热源作用下有发生燃烧、爆炸的可能^[3-4],隐患极大。煤尘层最低着火温度作为评价煤尘在特定工况下的爆炸敏感特性指标,对相关爆炸危险因素(如煤尘层厚度等)的确定与抑爆措施(如岩粉抑爆等)的制定意义重大。与煤尘云一样,煤尘层最低着火温度也可以反映出煤尘在高温环境下的着火爆炸敏感特性^[5-6],但煤尘层与煤尘云的空间存在状态不同,彼此不能互相替代,因此研究其变化规律具有同样的科学价值。在煤尘层最低着火温度变化规律方面开展实验研究,以期找出煤尘层着火温度的变化规律。

目前,在煤尘爆炸敏感特性方面,主要进行煤尘云和煤尘层最低着火温度、煤尘云最小着火能研究。陈金健^[7]采用Godbert-Greenwald加热炉研究了煤尘云最低着火温度特性,并分析了磷酸二氢铵、磷酸二氢钙、磷酸二氢钾、碳酸氢钠、碳酸氢钾、碳酸钙等惰性粉尘对煤尘云着火的抑制效果;李润之^[8]研究了煤尘本身的挥发分含量对煤尘层最低着火温度的影响,得出随着挥发分增大,煤尘层最低着火温度明显下降;司荣军^[9]、屈姣^[10]、宋广鹏^[11]等实验研究了瓦斯含量对煤尘云着火温度的影响,得出瓦斯浓度为9.5%时,对煤尘云着火的促进作用最为剧烈;平洋^[12]通过测试煤尘瓦斯耦合体系下最低着火温度,发现煤尘粒径的减小对混合体系着火起到促进作用,并计算出混合体系的最低着火温度理论值,经验证与实测值基本一致。综上,关于煤尘爆炸敏感特性方面的研究主要集中在煤尘云最低着火温度及其抑制技术研发,对煤尘层最低着火温度变化规律的研究相对较少。

基于热板实验法,使用煤尘层最低着火温度测定装置,选用8种不同变质程度的煤尘(即褐煤、长焰煤、不粘煤、气煤、焦煤、瘦煤、贫煤和无烟煤),对其煤尘层最低着火温度随煤样变质程度、煤尘粒径大小以及煤尘层厚度的变化规律进行实验研究,为探索煤尘层着火敏感度提供理论依据。

* 收稿日期:2017-09-27;修回日期:2017-10-30

基金项目:国家自然科学基金(51774168,51204089);辽宁省自然科学基金(201602355);辽宁省教育厅项目(LJYL002,551610001276)

作者简介:刘天奇(1990—),男,博士研究生,主要从事矿井通风与粉尘放置理论及技术研究. E-mail:ltq613@163.com

1 煤尘层最低着火温度测定实验系统

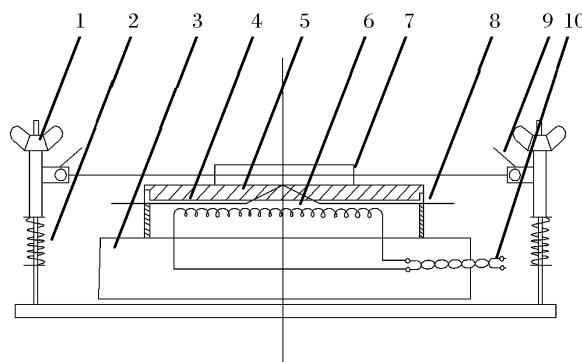
1.1 实验系统

目前,国际上煤尘层最低着火温度测定方法主要有美国提出的烘箱实验法和德国提出的热板实验法。德国提出的热板实验法先后被国际标准和我国标准所采纳,本研究使用的煤尘层最低着火温度测定装置正是基于热板法所研发的。采用的煤尘层最低着火温度测定装置如图1,结构如图2。实验装置主要由加热器及其底座、热板表面及其控制热电偶与记录热电偶、煤尘层热电偶等部件组成,通过计算机数据采集系统进行远程信号传输。其中,热板表面是由直径不小于200 mm、厚度不小于20 mm的圆形金属平板制成。平板上方安置金属环以形成固定厚度的煤尘层,金属圆环厚度规格有5、12.5和15 mm 3种。平板通过电加热器进行加热,并由安装在平板内靠近平板中心的热电偶控制温度。



图1 煤尘层最低着火温度测定装置

Fig. 1 Coal dust layer MIT tester



1. Thermocouple height adjustment knob;
2. Spring;
3. Heater base;
4. Recording thermocouple on hot plate surface;
5. Hot plate surface;
6. Heater;
7. Metal ring;
8. Control thermocouple on hot plate surface;
9. Dust layer thermocouple;
10. Heater leads

图2 煤尘层最低着火温度测定装置结构

Fig. 2 Structure of coal dust layer MIT tester

1.2 实验原理与过程

在煤尘粒径选取上,煤尘层最低着火温度实验所需煤样粒径为毫米级,远大于煤尘云最低着火温度实验所需微米级粒径。在煤矿现场,大粒径毫米级煤尘颗粒受重力作用较大更容易沉降,形成煤尘层。实验时,在向煤尘层最低着火温度测定装置的热板表面中放置煤尘时,不能用力按压。图3给出了3种典型的煤尘层温度-时间曲线,能够判定热板表面的煤尘层发生着火现象的基本热力学特征,实验测定的过程就是找寻满足这3种类型温升曲线的最小 T_1 值。在图3中, T 为煤尘层温度, °C; T_1 为热板表面温度, °C; t 为实验时间, min。综合图3中典型的煤尘层温度随时间变化情况,可以为煤尘层着火的判定与最低着火温度的确定提供充分有效的实验判据。

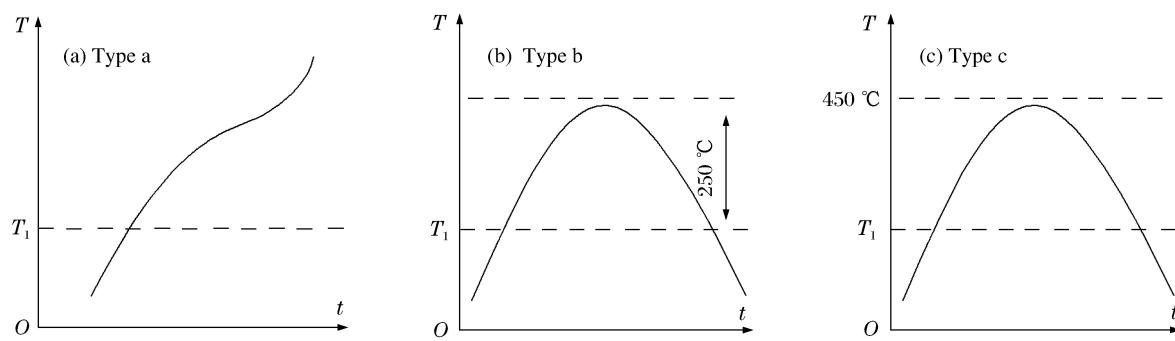


图3 热板表面上煤尘层着火的典型温度-时间曲线

Fig. 3 Typical T - t curve of coal dust layer on hot surface

2 煤尘层最低着火温度随煤样变质程度变化规律

选用褐煤、长焰煤、不粘煤、气煤、焦煤、瘦煤、贫煤和无烟煤共8种不同变质程度的煤样进行实验测定,以期找出煤尘层最低着火温度随变质程度的变化规律。选取煤尘粒径大小为0.2 mm(即80目),在热板表面放置的金属圆环厚度为5 mm,因此煤尘层厚度为5 mm,该工况下测定的8种煤质的煤尘层最低着火温度见表1。煤尘层最低着火温度测定装置的测定上限为400 °C。

表1 8种煤质的煤尘层最低着火温度

Table 1 Coal dust layer MIT of 8 kinds of coal quality

No.	Coal quality	Particle size/mm	Thickness/mm	Minimum ignition temperature/°C	Ignition type	Ignition time/min
1	Lignite	0.2	5	290	a	18
2	Long flame coal	0.2	5	310	a	22
3	Not sticky coal	0.2	5	330	a	18
4	Gas coal	0.2	5	320	a	20
5	Coking coal	0.2	5	340	c	11
6	Lean coal	0.2	5	360	c	9
7	Meagre coal	0.2	5	370	c	13
8	Anthracite	0.2	5	>400	No fire	>30

从表1可以看出:随着煤质由褐煤到无烟煤变质程度逐渐增大,挥发分含量逐渐降低,煤尘层最低着火温度由290 °C不断上升,对于变质程度相对较高的瘦煤和贫煤,其煤尘层最低着火温度达到360和370 °C,比褐煤升高24.1%和27.6%。变质程度最高的无烟煤在粒径200 μm、煤尘层厚度5 mm的实验工况下,热板表面温度达设置最高值400 °C时仍未观测到着火现象,说明其煤尘层最低着火温度已超出实验装置的测定上限400 °C。观测到着火现象的7种煤样在着火类型与着火时间上也存在明显差异。为进一步揭示煤尘层最低着火温度随煤样变质程度变化规律,分析煤尘层着火类型与着火时间可知:褐煤、长焰煤、不粘煤与气煤的煤尘层着火类型均为图3中所示的a类着火,而焦煤、瘦煤与贫煤的煤尘层着火类型为c类着火,说明随着煤样变质程度增大,煤尘层着火的判定标准有所不同。

图4为不同煤质煤样分别在热板表面温度设定为相应最低着火温度工况下的煤尘层温度-时间曲线,研究发现:褐煤、长焰煤、不粘煤与气煤的煤尘层在高温热板表面环境下持续18~22 min后均出现局部火焰或火星并伴有烟尘产生,焦煤、瘦煤与贫煤的煤尘层在高温热板表面环境下则没有出现明显的火星与燃烧现象,只是出现如图4所示的温升(煤尘层最高温度均在9~13 min内超过450 °C),因此也被判定为最低热板表面温度工况下的着火。图4中7种煤质的煤尘层温度最终都趋于热板表面温度 T_1 而没有继续下降,这是因为在实验时间内设置 T_1 为恒定值。

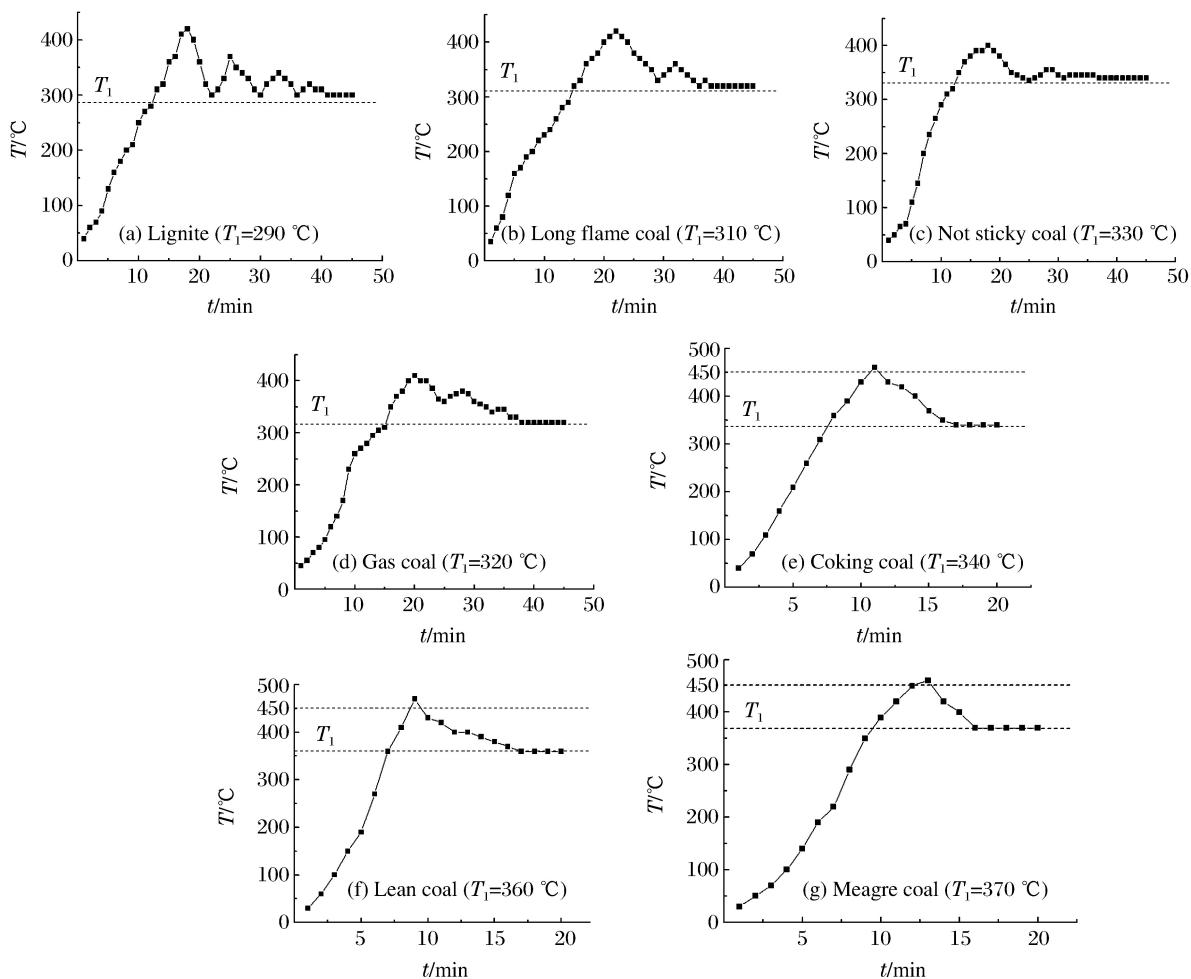


图4 煤尘层温度-时间曲线

Fig. 4 $T-t$ curve of coal dust layer

3 煤尘层最低着火温度随煤尘粒径与煤尘厚度变化规律

煤矿井下的煤尘层着火工况复杂多变,为进一步探究不同工况下煤尘层着火特性,确定影响煤尘层最低着火温度的敏感因素及其影响规律,制取粒径分别为0.5 mm(32目)、0.45 mm(40目)、0.3 mm(60目)、0.15 mm(100目)、0.125 mm(120目)、0.1 mm(150目)、0.075 mm(200目)的煤尘进行实验,通过更换金属环规格实现对5、12.5和15 mm 3种不同厚度煤尘层的最低着火温度的测定。为具体分析煤尘层最低着火温度随煤尘粒径与煤尘层厚度变化规律,进行了8种煤质的煤尘层在8种粒径、3种厚度工况下的实验。不同煤尘层厚度 d 下8种煤质煤尘层最低着火温度 T_L 与粒径大小 r 的关系曲线如图5所示。

由图5分析可知:在8种煤尘粒径的实验工况下,无烟煤的煤尘层最低着火温度均最大,褐煤的煤尘层最低着火温度均最小,其余6种烟煤的煤尘层最低着火温度则介于两者之间。在同一煤尘层厚度下,随着煤尘粒径不断减小,8种煤质的煤尘层最低着火温度明显减小,说明煤质的差异性对煤尘层最低着火温度的影响显著。

在煤尘层厚度为15 mm时,随着煤尘粒径由0.5 mm逐渐减小至0.075 mm,8种煤质煤尘层最低着火温度分别减小了31.0%、26.7%、28.1%、25.8%、28.6%、27.8%、18.9%和15.0%,说明煤尘层最低着火温度受煤尘粒径的影响作用十分显著。不同煤质的煤尘层最低着火温度随煤尘粒径的变化幅度存在显著差异,其中变质程度最低的褐煤降低幅度最大(达31.0%),而变质程度最高的无烟煤的降低

幅度最小(仅为 15.0%)。对这种差异形成机理进行分析可知:由于无烟煤样品中挥发分含量较低(仅为 7.65%),即便粒径由毫米级(0.5 mm)降低至微米级(75 μm),使煤尘颗粒之间的孔隙率减小同时使受热条件下可燃挥发分气体的释放速率增大,但这种着火促进效应对低变质褐煤作用更大,使无烟煤煤尘层最低着火温度的下降幅度远不如其他煤样,甚至仅为褐煤最低着火温度降幅的 50%,说明褐煤与其他煤样相比,受煤尘粒径变化的影响,其最低着火温度变化更为敏感,相同厚度 15 mm 的煤尘层,0.5 mm 粒径的褐煤最低着火温度(290 $^{\circ}\text{C}$)比 0.075 mm 粒径的无烟煤最低着火温度(340 $^{\circ}\text{C}$)还要低 50 $^{\circ}\text{C}$ 。因此,建议对褐煤矿井更应加强煤尘堆积的监管,并及时采取抑制与清理措施以防止发生爆炸事故。

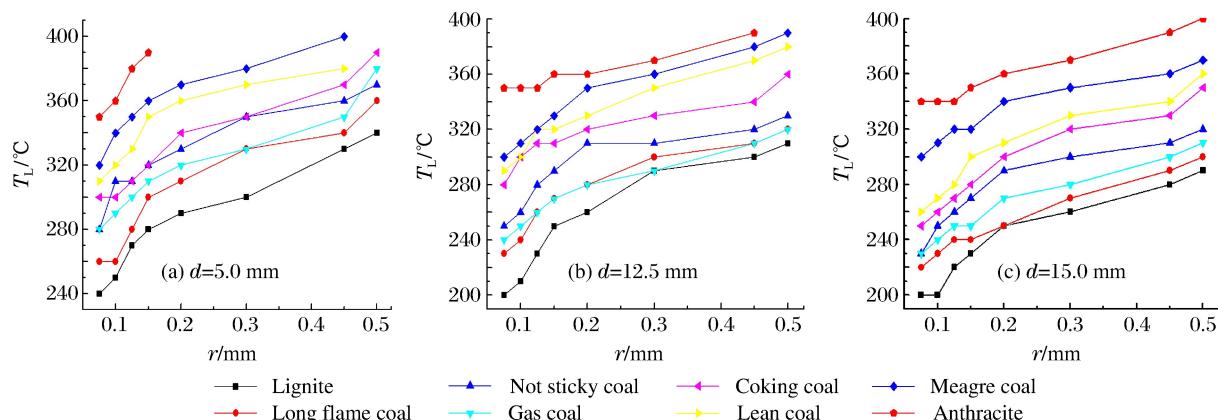


图 5 煤尘层最低着火温度与粒径关系

Fig. 5 $T_{\text{L}}-r$ curve of coal dust layer

对比 5、12.5 和 15 mm 3 种不同厚度煤尘层条件下的 8 种煤质煤尘最低着火温度曲线,可知:随着煤尘层厚度增大,8 种煤质煤尘在不同粒径下的煤尘层最低着火温度都减小,说明煤尘层厚度的增加对煤尘着火甚至爆炸起到促进作用。其中,无烟煤最低着火温度随煤尘层厚度的变化最不显著,当无烟煤粒径为 75 μm 时,煤尘层厚度从 5 mm 增大至 15 mm,最低着火温度从 350 $^{\circ}\text{C}$ 下降至 340 $^{\circ}\text{C}$,降幅仅为 10 $^{\circ}\text{C}$ 。从煤尘着火机理角度分析煤尘层厚度对最低着火温度的影响作用,可知:由于煤尘层的着火过程是一个煤尘颗粒持续受热并积累能量的过程,一方面随着煤尘厚度的增大,有利于煤尘层热量的积累同时减少热量散失速率,另一方面煤尘层本身作为一种导热体,由于不同煤质的导热率与受热后温度上升速率的差异,使热量积累效果与升温幅度大不相同,这从本质上决定了所需着火温度的最小值各不相同。综上分析,建议煤矿及时清理沉积煤尘,避免形成过厚煤尘层,从而降低着火、爆炸危险性。

4 结 论

采用煤尘层最低着火温度测定系统,研究了煤尘层最低着火温度随煤样变质程度、煤尘粒径与煤尘厚度的变化规律。

(1) 随着煤样由褐煤到无烟煤变质程度逐渐提高,煤尘层最低着火温度逐渐升高,由 290 $^{\circ}\text{C}$ 上升至 370 $^{\circ}\text{C}$ (无烟煤已经超出测定上限 400 $^{\circ}\text{C}$)。对煤尘层着火类型与着火时间的分析可知:褐煤、长焰煤、不粘煤与气煤的煤尘层着火类型均为图 3 中所示的 a 类着火,而焦煤、瘦煤与贫煤的煤尘层着火类型为 c 类着火,说明随着煤样变质程度增大,煤尘层着火的判定标准有所不同。

(2) 在同一煤尘层厚度下,随着煤尘粒径的不断减小,8 种煤质的煤尘层最低着火温度明显减小,在煤尘层厚度为 15 mm 时,随着煤尘粒径由 0.5 mm 逐渐减小至 0.075 mm,8 种煤质煤尘层最低着火温度分别减小了 31.0%、26.7%、28.1%、25.8%、28.6%、27.8%、18.9% 和 15.0%,说明煤尘层最低着火温度受煤尘粒径的影响作用十分显著。厚度 15 mm 的煤尘层,0.5 mm 粒径的褐煤最低着火温度

(290 °C)比0.075 mm粒径的无烟煤最低着火温度(340 °C)还要低50 °C。因此,建议对褐煤矿井更应加强煤尘堆积的监管,并及时采取抑制与清理措施以防止发生爆炸事故。

(3) 对比5、12.5和15 mm3种厚度下的煤尘层最低着火温度可知:随着煤尘层厚度的增大,不同粒径的煤尘层最低着火温度都减小,说明煤尘层厚度的增加对煤尘着火甚至爆炸起到促进作用。

参考文献:

- [1] 金龙哲.矿井粉尘防治理论 [M].北京:科学出版社,2010:22-30.
JIN L Z. Dust prevention theory in mine [M]. Beijing: Science Press, 2010:22-30.
- [2] 毕明树.气体和粉尘爆炸防治工程学 [M].北京:化学工业出版社,2012:39-48.
BI M S. Gas and dust explosion prevention engineering sciences [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2012:39-48.
- [3] 毕明树,李江波.密闭管内甲烷-煤粉复合爆炸火焰传播规律的实验研究 [J].煤炭学报,2010,35(8):1298-1302.
BI M S, LI J B. Experimental study on flame propagation law of methane-pulverized coal compound explosion in closed tube [J]. Journal of China Coal Society, 2010,35(8):1298-1302.
- [4] 宫广东,刘庆明,胡永利.管道中煤尘爆炸特性实验 [J].煤炭学报,2010,35(4):609-612.
GONG G D, LIU Q M, HU Y L. Experimental study on explosion characteristics of coal dust in pipeline [J]. Journal of China Coal Society, 2010,35(4):609-612.
- [5] 牛芳,刘庆明,白春华.甲烷-煤尘爆炸物火焰传播特性 [J].高压物理学报,2012,26(4):455-461.
NIU F, LIU Q M, BAI C H. Flame propagation characteristics of methane-coal dust explosion [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2012,26(4):455-461.
- [6] 李雨成.矿井粉尘防治理论及技术 [M].北京:煤炭工业出版社,2015:35-56.
LI Y C. Dust prevention theory and technology in mine [M]. Beijing: Coal Industry Press, 2015:35-56.
- [7] 陈金健.煤尘云最低着火温度及抑制技术研究 [D].太原:中北大学,2016.
CHEN J J. Study on lowest ignition temperature and suppression technology of coal dust cloud [D]. Taiyuan: North University of China, 2016.
- [8] 李润之.不同挥发分煤尘层最低着火温度变化规律研究 [J].安全与环境学报,2017,17(3):954-957.
LI R Z. Study on variation law of minimum ignition temperature of different volatile coal dust [J]. Journal of Safety and Environment, 2017,17(3):954-957.
- [9] 司荣军,王春秋.瓦斯对煤尘爆炸特性影响的实验研究 [J].中国安全科学学报,2006,16(12):86-91.
SI R J, WANG C Q. Experimental study on the effect of gas on coal dust explosion characteristics [J]. China Safety Science Journal, 2006,16(12):86-91.
- [10] 屈姣.甲烷和煤尘爆炸特性实验研究 [D].西安:西安科技大学,2015.
QU J. Study on explosion characteristics of gas and coal dust [D]. Xi'an: Xi'an Technology University, 2015.
- [11] 宋广朋.瓦斯煤尘共存的爆炸特性与传播研究 [D].青岛:山东科技大学,2011.
SONG G P. Study on ignition mechanism and experimental study of coal powder gas coupling system [D]. Qingdao: Shandong University of Science and Technology, 2011.
- [12] 平洋.煤粉瓦斯耦合体系着火机理和实验研究 [D].沈阳:东北大学,2011.
PING Y. Study on ignition mechanism and experimental study of coal powder gas coupling system [D]. Shenyang: Northeastern University, 2011.

Variation Law for Minimum Ignition Temperature of Coal Dust Layer

LIU Tianqi^{1,2,3}, LI Yucheng^{1,2,3}, LUO Hongbo^{1,2,3}

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

2. Key Laboratory of Mine Thermodynamic Disasters and Control of Ministry
of Education, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China;

3. Research Center of Coal Resources Safe Mining and Clean Utilization,
Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China)

Abstract: In this paper we studied the variation of the minimum ignition temperature of coal dust layer with its metamorphism, particle size and thickness using the minimum ignition temperature measurement system. The results showed that, with the gradual increase of its degree of metamorphism, the minimum ignition temperature of coal dust layer varied from 290 °C to above 400 °C; and that when the coal dust layer of lignite, long flame coal, non-stick coal, gas coal were ignited, an obvious flame was observed; and that, as the coal dust particle size decreased, the minimum ignition temperature of different kinds of the coal dust layer exhibited a significant reduction trend. It was found that when the thickness of the layer is 15 mm, with the particle size decreasing from 0.5 mm to 0.075 mm, the minimum ignition temperature decreased by 31.0%, 26.7%, 28.1%, 25.8%, 28.6%, 27.8%, 18.9% and 15.0%, respectively, indicating a very obvious effect of the coal dust particle size. With the increase of the layer's thickness, the minimum ignition temperature of different kinds of the coal dust layer exhibited a decreasing trend, while the trend of anthracite was the least significant.

Keywords: thickness of coal dust layer; ignition temperature; change law; coal dust particle size

地下管廊在燃气爆炸作用下的动力响应分析^{*}

刘希亮^{1,2,3},李 烨¹,王新宇^{1,2,3},郭佳奇^{1,2,3}

(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:在燃气通过地下管廊输送过程中,若燃气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,借助 LS-DYNA 非线性动力分析有限元软件,基于流固耦合和 ALE 多物质算法,建立地下空间燃气爆炸数值计算模型,探讨管廊内燃气爆炸过程中爆炸冲击波对管廊结构的影响。数值计算结果表明:在爆炸过程中,超压峰值从爆源中心转移到波阵面上,导致爆源附近压力低于波阵面压力,爆源附近形成负压区;爆炸荷载作用下,燃气仓内距离爆源最近的内墙上的测点超压值最大,在 $t=7.8$ ms 时达到最大值为 18.65 MPa,且在 $t=10$ ms 左右时,位移和速度达到最大值,分别为 10.47 mm、3.303 m/s;气体爆炸后,管廊燃气仓内墙正负压振荡时间持续较长,振动现象最为明显,最易发生破坏。

关键词:地下管廊;气体爆炸;数值模拟;流固耦合;ALE 多物质算法

中图分类号:X932 **文献标识码:**A

地下资源的开发利用可以有效解决城市空间的扩大与土地资源紧缺之间的矛盾,而综合管廊作为城市地下空间利用的重要组成部分也取得了长足发展。综合管廊容纳多种市政管线,但由于燃气管道的特殊性,在管廊内必须设置独立的腔室^[1]。若燃气管道发生破坏致使燃气介质泄入燃气仓,又由于处于较密闭空间,气体容易积聚而形成爆炸环境。管廊一般处于市区建筑人口密集地段,一旦发生爆炸会导致电力信息中断、人员伤亡、地上建筑倒塌等一系列事故,对人们生活和社会秩序产生不利影响。对于密闭、半密闭空间内的气体爆炸,诸多学者在该领域开展了较多研究并取得一些成果。陈国华等^[2]通过模拟地下密闭空间,探究了密闭空间内燃气爆炸中冲击波变化规律,并得到了相应的爆炸波传播衰减公式。路长^[3]、秦波涛^[4]等研究了不同浓度的可燃气体在管道内的传播规律,卢捷^[5]、王成^[6]等研究了管道内混合气体爆炸火焰传播加速现象和加速机理。左哲等^[7]模拟了天然气在受限空间内的爆炸,并研究了空间尺寸、初始压力等因素对爆炸冲击波的影响规律。周宁等^[8]研究了不同点火能对管道内可燃气体爆炸的影响规律,杜扬^[9]、蒋新生^[10]等研究了分支结构对管道内可燃气体爆炸强度的影响。

与凝聚炸药相比,气体爆炸受环境影响较大,不同的密闭结构内可能有完全不同的爆炸形式^[11]。本研究以地下管廊为研究对象,利用 LS-DYNA 软件,基于流固耦合计算方法对其进行模拟分析,探讨管廊结构动力响应规律以及结构内冲击波传播规律和特点,为地下管廊结构抗爆设计提供部分参考。

1 地下管廊爆炸计算模型建立

1.1 工程概况

平潭综合试验区环岛路管线工程中山大道至新湖路段中 E 型综合管廊,管廊截面宽度 10 700 mm,高度为 3 500 mm,混凝土结构外墙厚 400 mm,内墙厚为 300 mm。工程为盾构开挖,土层性质未改变,

* 收稿日期: 2018-04-23; 修回日期: 2018-05-31

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、结构工程方面的研究。E-mail:xliu@hpu.edu.cn

通信作者: 李 烨(1994—),女,硕士,主要从事岩土工程方面的研究。E-mail:smartliye@sina.com

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,混凝土材料参数见表2。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。

表1 土壤材料参数

Table 1 Parameters of soil material

Material	Thickness/cm	Density/(g·cm ⁻³)	Cohesion/kPa	Internal friction angle /(°)	Elastic modulus/MPa	Poisson's ratio
Plain fill	130	1.8	6	10	4.2	0.30
Fully weathered granite	210	1.9	20	25	20	0.24
Sandy weathered granite	620	2.0	30	32	54 000	0.21

表2 混凝土材料参数

Table 2 Parameters of concrete

Density/(g·cm ⁻³)	Elastic modulus/GPa	Poisson's ratio	Yield strength/MPa	Shear modulus/GPa
2.5	30	0.22	33.8	12.5

1.2 有限元模型及参数

有限元模型共有4部分组成,分别为爆炸气体、空气、土体以及混凝土。采用SOLID164实体单元建模,混凝土结构用Lagrange算法,爆炸混合气体、土体以及空气采用欧拉网格,欧拉网格包含Lagrange网格,单元使用多物质ALE(Arbitrary Lagrange Euler)算法,采用LS-DYNA有限元程序提供的CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID耦合方式进行流固耦合计算,以模拟爆炸冲击波与结构的相互作用。

建模时采用cm-g-μs单位制,在保证合适的计算精度,同时考虑合适的计算机成本要求,本模拟采用20 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。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,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,有限元模型及相关尺寸如图1所示。

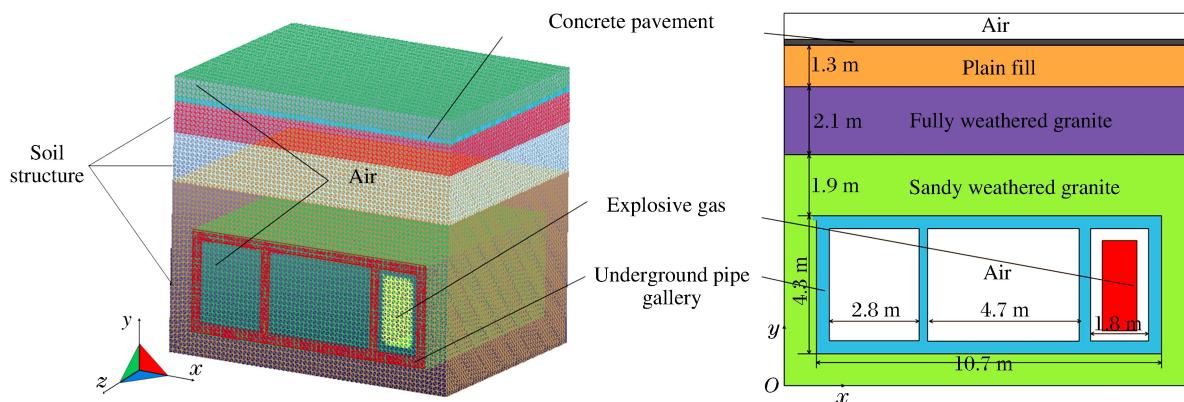


图1 有限元模型

Fig. 1 Finite element model

天然气的主要成分为甲烷(CH_4),天然气的爆炸即是甲烷管廊内甲烷-空气($\text{CH}_4\text{-Air}$)混合气体在一定点火能量下发生爆轰。假设爆炸性气体达到最严重的爆炸气体浓度,选取甲烷体积浓度为9.5%,燃气位于燃气仓中间位置,为160 cm×300 cm×500 cm长方体。甲烷和空气混合气体在爆炸反应前后,其原始反应物和爆炸产物分别遵循理想气体的状态变化特性,因此,可以通过定义理想气体的 γ 律

方程来描述爆炸后气体产物的状态方程。空气采用 *MAT_NULL 空物质材料模型定义,爆炸气体采用 *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,线性多项式状态方程为

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E_0 \quad \mu = \rho / (\rho_0 - 1) \quad (1)$$

式中: ρ 为当前密度, ρ_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 3。

表 3 线性多项式状态方程参数^[12]Table 3 Parameters for linear polynomial equation of state^[12]

Material	$\rho / (\text{mg} \cdot \text{cm}^{-3})$	C_0 / 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 ₄ -Air	1.293	0	0	0	0	0.274	0.274	0	3.408	1.0

混凝土采用 *MAT_PLASTIC_KINEMATIC 随动强化模型,该模型是带有失效的材料模型,可以通过定义单元的失效来模拟混凝土受力破坏的过程。

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^[13]。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: σ_v 为屈服面, p 为压力, φ 为内摩擦角, J_2 为应力偏张量第二不变量, $K(q)$ 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 材料模型采用的修正后的 Mohr-Coulomb 屈服准则,该材料可以同时考虑塑性硬化、塑性软化以及应变速率效应等,相对于 LS-DYNA 提供的其他土壤模型,该模型计算结果更加准确。

2 地下管廊爆炸计算结果分析

2.1 冲击波传播规律

图 2 为不同时刻下燃气仓 yOz 面爆炸冲击波超压云图。从图 2(a)中可以看出,在混合气体爆炸开始阶段,波阵面以立方体形状向外扩散,爆炸中心压力最大,由里向外压力逐渐减小。从图 2(b)和图 2(c)可以看出,随着爆炸波向周围不断扩散,冲击波的压力峰值从爆炸中心转移到波阵面上,且在转移过程中压力峰值逐渐衰减,这是由于爆炸发生后,冲击波迅速向周围传播,一部分沿管廊轴向传播,另一部分冲击波遇到四周管壁发生反射,其中燃气仓内上管壁和下管壁的反射波向两个相对方向传播,相互叠加后导致能量耗散,致使冲击波能量逐渐降低。同理左右管壁的反射波也由于向两个相对方向传播,相互叠加后导致能量耗散。从图 2(b)、图 2(c)、图 2(d)和图 2(e)中可以看出,在冲击波波阵面向远处传播的过程中,压力峰值从中心向两侧转移,爆源附近压力小于波阵面压力,在内部产生负压。产生负压是由于爆炸气体起爆后,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。随着冲击波的向前传播,压力降至周围气体压力为扰动时的初始压力,随着冲击波向前传播,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,则出现负压区。在图 2(f)中, $t=100$ ms 时,管廊各位置处的爆炸压力相差不大,廊内压力基本相同。

图 3 给出了不同时刻下管廊 xOy 截面的压力云图。从图 3 中可以看出,由于波阵面最初以立方体形状向外扩散,所以燃气仓内四面管壁受压状态大致相同,但随着爆炸的不断发生,管廊燃气仓左侧混凝土结构受压逐渐增大,在 $t=5.5$ ms 时,部分混凝土发生破坏。

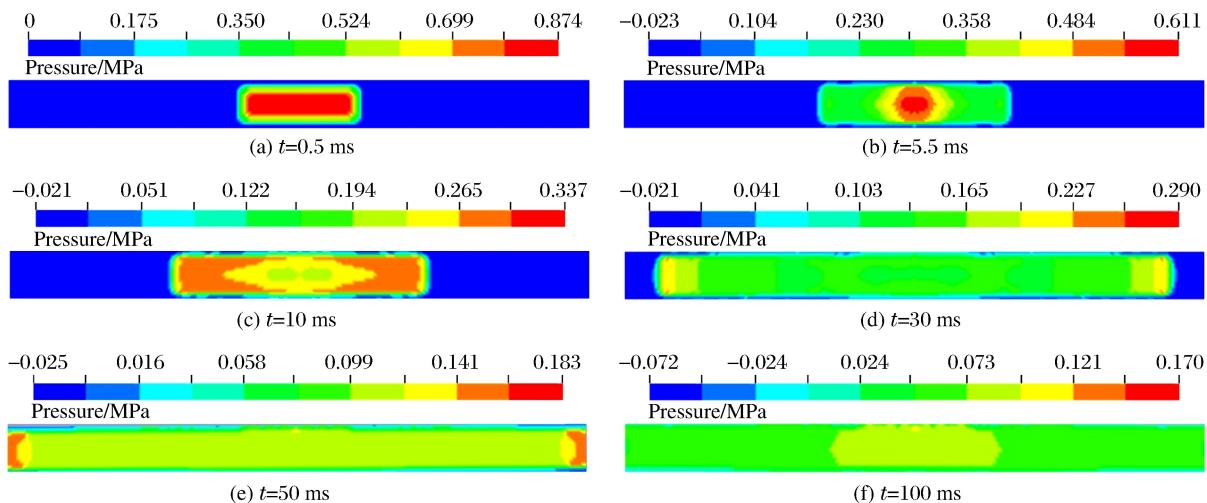


图 2 管廊内冲击波超压云图

Fig. 2 Overpressure contour of shock wave in gallery at different simulation times

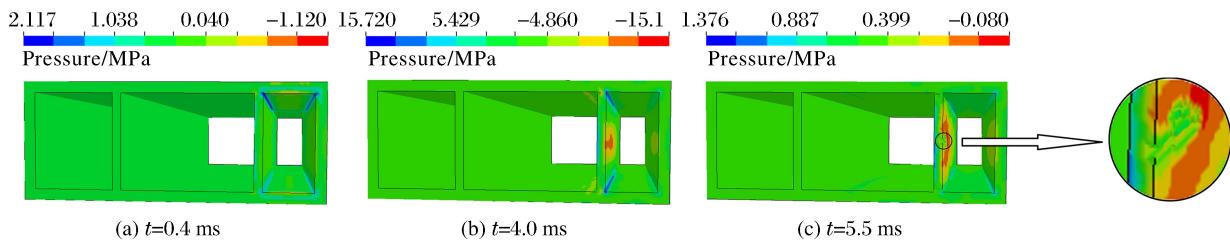


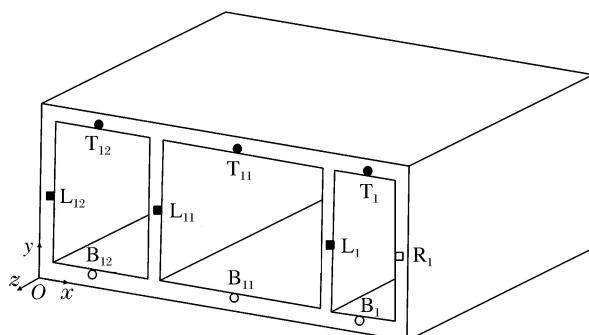
图 3 管廊结构所受压力云图

Fig. 3 Pressure contour of gallery structure at different simulation times

2.2 管廊结构动力响应分析

为进一步探究混凝土受力过程,在 xOy 面上选取部分测点记录爆炸过程中不同位置的压力变化,测点位置如图 4 所示,不同时刻下各个测点的超压时程曲线见图 5。

由图 5(a)可以看出,测点 L_1 出现强烈的正负压振荡,而测点 L_{11} 、 L_{12} 和 R_1 均未出现压力波强烈振荡。测点 L_1 在 $t=7.8 \text{ ms}$ 时,超压峰值达到最大,为 18.65 MPa,而测点 R_1 压力上升速度较为缓慢,在 $t=10 \text{ ms}$ 左右超压值达到最大,为 8.99 MPa,随后超压值逐渐趋于零。与 L_1 和 R_1 相比, L_{11} 和 L_{12} 的压力上升速度比较慢,超压峰值较低。从图 5(b)和图 5(c)中可以看出, T_1 和 B_1 压力变化大致相同,都在短时间内达到压力峰值,分别为 1.78 MPa 和 1.87 MPa,随后出现较大的负压,经过几次正负压振荡后逐渐趋于零。 T_{11} 、 T_{12} 、 B_{11} 以及 B_{12} 节点的超压现象不太明显。

图 4 xOy 面数据采集点位置示意图Fig. 4 Schematic diagram of data acquisition points in the xOy plane

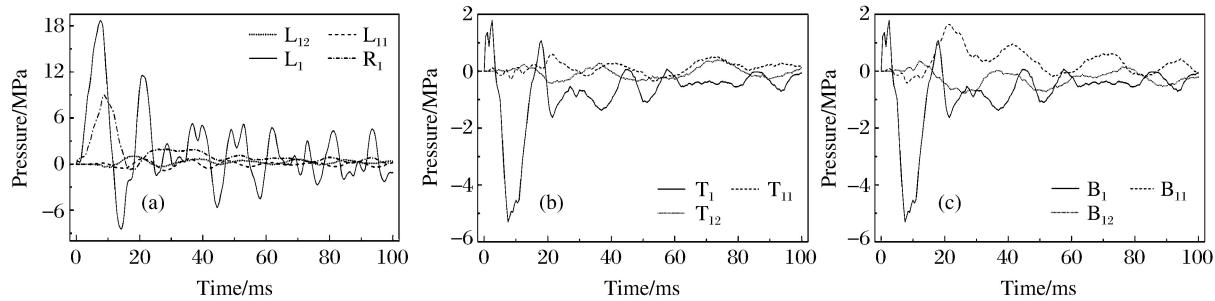


图5 各节点超压时程曲线变化图

Fig. 5 Time history diagram of node overpressure

由图5可以看出,与其他仓测点相比,燃气仓内各测点的受压较大,所以在爆炸荷载下燃气仓结构可能最先发生破坏。故沿燃气仓纵向选取测点记录燃气仓内爆炸过程中不同时刻的压力变化,测点位置见图6。各测点的超压时程曲线见图7。

由图7可以看出:燃气仓内墙上测点L₁的超压峰值最高,测点L₄的超压峰值最小为7.5 MPa,内墙上的各测点正负压变化比较明显,且持续时间较长;燃气仓右侧结构上的各测点与内墙测点L₁~L₄相比,超压峰值不高,且负压峰值也较低,正负压振荡持续时间较短,压力消散较快,在t=40 ms左右时,测点R₁~R₄压力值都基本趋于零。从图7(b)、图7(c)中可以看出,管廊燃气仓顶部和底部的测点变化规律相同,压力都在短时间内增高达到峰值,随后逐渐降低,与测点正压相比,负压峰值较大,持续时间长,大约等于3倍的超压峰值。

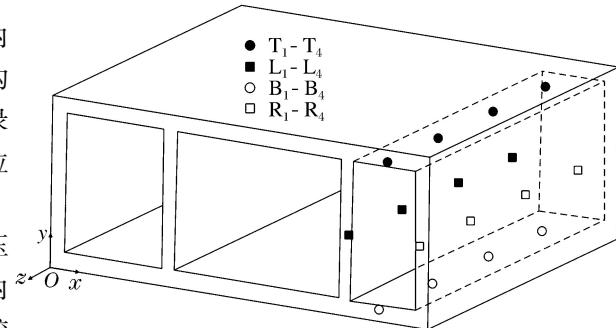


图6 数据采集点位置示意图

Fig. 6 Position diagram of data acquisition points

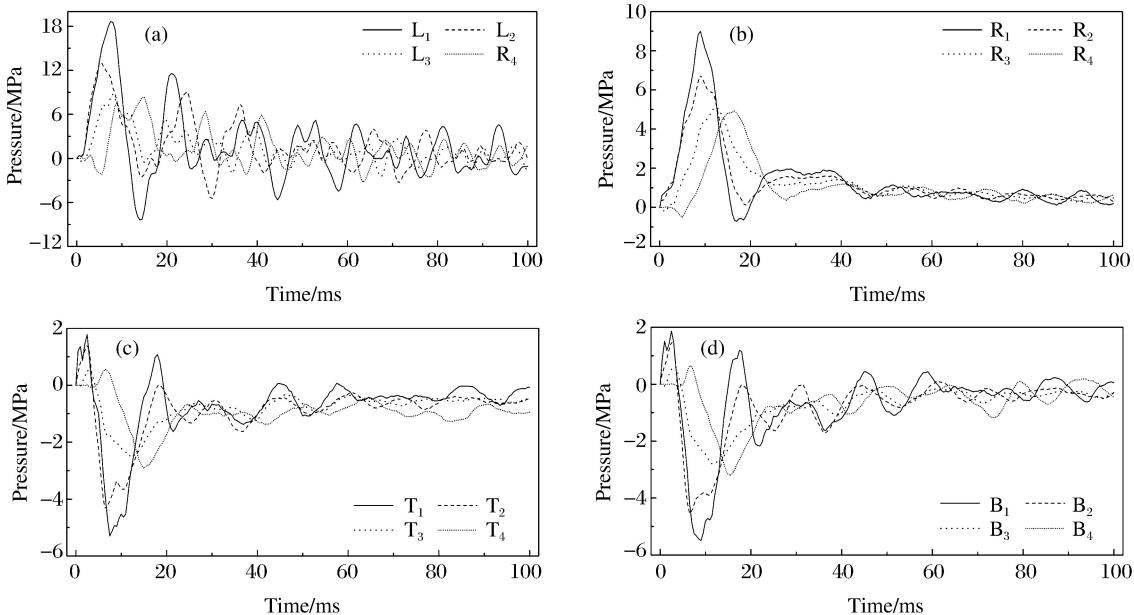


图7 各节点超压时程曲线

Fig. 7 Time history diagram of node overpressure

由于冲击波在管廊内传播时,在波阵面内部形成负压区,导致结构受到负压影响,燃气仓内墙受到负压影响出现正负压振荡,持续时间较长,结构在受到交变应力作用下容易发生疲劳破坏。虽燃气仓顶部和底部结构测点超压值不高,但是负压值峰值较大,且持续时间长,故负压值对结构的影响不容忽视。在工程结构抗爆设计时,应当考虑此因素对结构的影响。

由图 7 可知,离爆源最近的测点超压峰值最大,其余各点的峰值压力基本随偏离爆心距离的增大而滞后,超压峰值随爆心距的增加而降低。测点的超压曲线虽然各有差异,但变化规律相同,都分为 3 个阶段:(1)燃气被引燃,气体膨胀,压力上升到最大值;(2)压力达到峰值后,经历强烈的正负压振荡;(3)振荡幅度变小,逐渐回到初始值。

图 8 为 T_1 、 B_1 、 L_1 和 R_1 测点的位移时程曲线。从图 8 中可以看出,测点位移随着时间变化不断减小。测点 R_1 虽然在爆炸初期产生了较大的位移,但随后位移减小。大约在 $t=40$ ms 时,测点 T_1 、 B_1 和 R_1 位移趋于稳定,残余变形为 1.5 mm 左右。在 $t=10$ ms 左右时,测点 L_1 位移达到最大,为 10.47 mm,且残余变形为 2.5 mm 左右。

图 9 给出了 T_1 、 B_1 、 L_1 和 R_1 测点的 x 方向和 y 方向的速度时程曲线。由图 9 可以看出,测点的速度呈现周期性的变化,且周期内的峰值与上一次周期峰值相比降低许多。 L_1 、 R_1 测点的 y 方向速度较小,基本趋于零。在 $t=10.48$ ms 时, L_1 测点的 x 方向的速度最大,达到 3.303 m/s;在 $t=13.19$ ms 时, R_1 测点 x 方向的速度最大,达到 0.908 m/s。 B_1 和 T_1 测点在 x 方向的速度变化周期相同,速度较小。在 $t=15$ ms 时, B_1 和 T_1 测点在 y 方向的速度同时达到最大,且方向相反,速度最大值分别为 -0.641 和 -0.563 m/s。

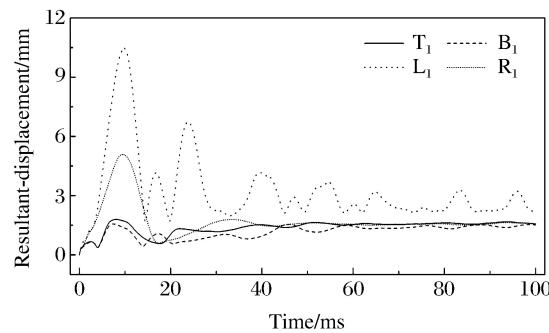


图 8 节点位移时程曲线变化图

Fig. 8 Time history diagram of node displacement

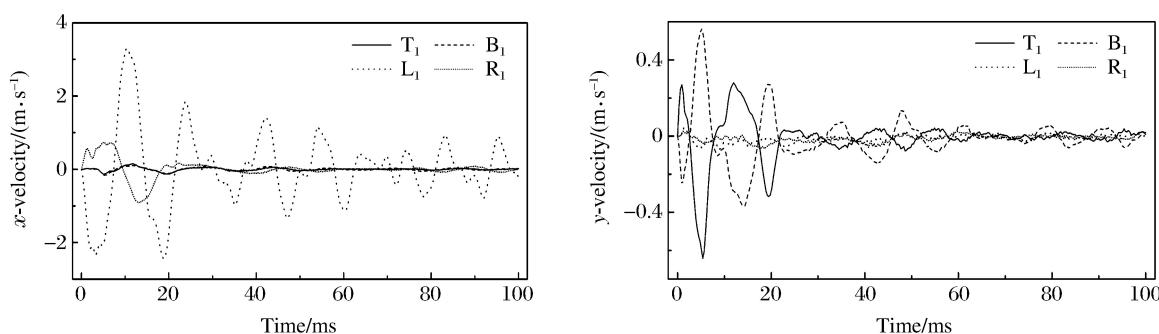


图 9 节点速度时程曲线变化图

Fig. 9 Time history diagram of node velocity

3 结 论

采用流固耦合及多物质 ALE 算法,对地下管廊结构进行了爆炸作用下的动力仿真模拟分析。结果表明:

- (1) 在爆炸过程中,超压峰值从爆源中心转移到波阵面上,导致爆源附近压力低于波阵面压力,爆源附近形成负压区,这是导致结构产生正负压振荡的主要原因;
- (2) 混合气体爆炸后,冲击波遇到管道壁面形成多次发生反射,上下管壁(左右管壁)的反射波向相反方向传播,相互叠加,导致能量消散,致使冲击波强度降低;
- (3) 燃气仓内发生爆炸,测点 L_1 受压最为明显,在 $t=7.8$ ms 时, L_1 超压峰值达到最大,为 18.65 MPa,

同燃气仓其他壁面的测点相比,燃气仓内墙上的测点正负压振荡时间持续较长,混凝土结构容易失稳发生破坏;

(4) 在爆炸荷载作用下,管廊燃气仓内墙振动现象最为明显,且速度呈现周期性变化,在 $t=10$ ms 左右时,位移和速度达到最大值,分别为 10.47 mm、3.303 m/s。

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] 陈国华,吴家俊.地下密闭空间燃气爆炸冲击波传播规律 [J].天然气工业,2017,37(2):120-125.
CHEN G H, WU J J. Propagation laws of gas explosion shock waves in underground confined space [J]. Nature Gas Industy, 2017, 37(2): 120-125.
- [3] 路长,李毅,潘荣锟.管道氢气-空气预混气体爆炸特征的试验研究 [J].安全与环境学报,2016,16(3):38-41.
LU C, LI Y, PAN R K. Experimental study on explosion tendency of hydrogen-air premixed gases in the duct [J]. Journal of Safety and Enviroment, 2016, 16(3): 38-41.
- [4] 秦波涛,张雷林,王德明,等.采空区煤自燃引爆瓦斯的机理及控制技术 [J].煤炭学报,2009,34(12):1655-1659.
QIN B T, ZHANG L L, WANG D M, et al. Mechanism and restraining technology on spontaneous combustion of coal fetonating gas in goaf [J]. Journal of China Coal Society, 2009, 34(12): 1655-1659.
- [5] 卢捷,宁建国,王成,等.煤气火焰传播规律及其加速机理研究 [J].爆炸与冲击,2004,24(4):305-311.
LU J, NING J G, WANG C, et al. Study on flame propagation and acceleration mechanism of city coal gas [J]. Explosion and Shock Wave, 2004, 24(4): 305-311.
- [6] 王成,胡斌斌.小尺度管道中 $\text{CH}_4\text{-O}_2$ 爆炸火焰传播规律实验研究 [J].北京理工大学学报,2016,36(8):784-788.
WANG C, HU B B. Experimental study on the explosive flame propagation of $\text{CH}_4\text{-O}_2$ in small scale pipeline [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2016, 36(8): 784-788.
- [7] 左哲,姚志强,高进东,等.受限空间内天然气爆炸反应过程模拟分析 [J].天然气工业,2015,35(6):131-137.
ZUO Z, YAO Z Q, GAO J D, et al. Simulation analysis of natural gas explosion within confined space [J]. Nature Gas Industy, 2015, 35(6): 131-137.
- [8] 周宁,耿莹,冯磊,等.点火能对气体爆炸过程及气体爆炸过程中薄壁管道应变规律的实验研究 [J].高压物理学报,2016,30(3):202-206.
ZHOU N, GENG Y, FENG L, et al. Experimental study on the starin law of the thin-walled pipe in the gas explosion process with different ignition energies [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2016, 30(3): 202-206.
- [9] 杜扬,李国庆,李阳超,等.T型分支管道对油气爆炸压力的影响 [J].爆炸与冲击,2017,37(2):323-330.
DU Y, LI G Q, LI Y C, et al. Effects of a T-shaped branch pipe on overpressure of gasoline-air mixture explosion [J]. Explosion and Shock Wave, 2017, 37(2): 323-330.
- [10] 蒋新生,魏树旺,徐建楠,等.分支管道长度对有油田气爆炸强度影响试验研究 [J].中国安全科学学报,2017,27(2):53-58.
JIANG X S, WEI S W, XU J N, et al. Experimental study on effect of length of branch on intensity of gasoline-air mixture explosion in pipeline [J]. China Safety Science Journal, 2017, 27(2): 53-58.
- [11] 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.
- [12] 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.
- [13] Livermore Software Technology Corporation. LS-DYNA keyword user's manual [Z]. Livermore, CA: Livermore Software Technology Corporation, 2006.

Dynamic Response Analysis of Underground Pipe Gallery under Gas Explosion

LIU Xiliang^{1,2,3}, LI Ye¹, WANG Xinyu^{1,2,3}, GUO Jiaqi^{1,2,3}

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

2. Key Laboratory of Henan Province for 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: Many factors can cause natural gas explosions, and it will lead to serious structural damages and human injuries. This study is focused on the leakage of natural gas from underground pipe gallery. A case study has been made in a project of the circular island road in Pingtan comprehensive test. An underground explosion was modeled by use of the fluid-solid coupling and multi-material ALE algorithm in finite element software LS-DYNA. On this basis, the influence of explosion shock wave on the surrounding structure was discussed. Numerical results show that, during the whole process of the explosion, the overpressure transferred from explosion source center to the wave front, leading to the lower pressure in the explosion source compared to the wave front and the formation of a negative pressure zone near the explosion source. The overpressure value of point which is on the internal wall closest to the explosion source in the gas cabin is larger than that of other points. The maximum overpressure is 18.65 MPa at $t=7.8$ ms. At $t=10$ ms, the displacement and velocity reach their own maximum values of 10.47 mm and 3.303 m/s, respectively. Explosion in the gas cabin, interior wall experiences positive and negative pressure oscillation with long duration, the vibration phenomenon is most obvious and the structure is easy to be failure.

Keywords: underground pipe; gas explosion; numerical simulation; fluid-solid coupling; multi-material ALE algorithm



《高压物理学报》2018年主题专刊名录

- ❖ 氢
- ❖ 高压物性实验研究
- ❖ 高压物性第一性原理计算
- ❖ 高压合成新材料
- ❖ 高压地球科学
- ❖ 静高压实验技术
- ❖ 动高压实验技术
- ❖ SHPB 实验技术
- ❖ 高压下材料和结构的力学性能和动态响应
- ❖ 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——破片
- ❖ 高压科学应用——爆燃及燃烧
- ❖ 高压科学应用——高压食品科学

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

2018 年“爆燃及燃烧”主题专刊论文引用信息

- ☆ 毛浩清,黄炜超,李斌,等. 强点火条件下 RP-3 航空煤油燃爆特性实验研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025201.
MAO H Q,HUANG W C,LI B,et al. Explosion characteristics of RP-3 aviation kerosene ignited by a high explosive [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025201.
- ☆ 赵蓓蕾,赵继广,崔村燕,等. 扰流板结构参数对冲击波衰减特性影响的仿真分析 [J]. 高压物理学报,2018,32(2):025202.
ZHAO B L,ZHAO J G,CUI C Y,et al. Simulation analysis of influence of spoiler structural parameters on shock wave attenuation characteristics [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(2):025202.
- ☆ 王鲁庆,马宏昊,王波,等. 氢气/甲烷-空气爆轰波在含环形障碍物圆管内传播的试验研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(3):035203.
WANG L Q,MA H H,WANG B,et al. Detonation propagation in hydrogen/methane-air mixtures in a round tube filled with orifice plates [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(3):035203.
- ☆ 刘天奇,李雨成,罗红波. 煤尘层最低着火温度变化规律实验研究 [J]. 高压物理学报,2018,32(3):035206.
LIU T Q,LI Y C,LUO H B. Variation law for minimum ignition temperature of coal dust layer [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(3):035206.
- ☆ 刘希亮,李烨,王新宇,等. 地下管廊在燃气爆炸作用下的动力响应分析 [J]. 高压物理学报,2018,32(6):064104.
LIU X L,LI Y,WANG X Y,et al. Dynamic response analysis of underground pipe gallery under gas explosion [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(6):064104.

征 稿 简 则

《高压物理学报》是我国高压物理领域唯一的专业性学术刊物。征稿内容包括：动态及静态高压技术，人工合成新材料，高温高压下材料的力、热、光、电、磁等特性以及物质微观结构的研究，动态及静态高压研究中的测试技术，高温高压下的相变，高温高压物态方程，高压地学，材料动态断裂，冲击和爆轰现象等。《高压物理学报》接受中、英文稿件。

自1987年创刊以来，《高压物理学报》取得了较大成就。2001年，《高压物理学报》被科技部和国家新闻出版总署评为“中国期刊方阵”双效期刊。国际主要检索系统Scopus、JSTChina、CA长期收录《高压物理学报》发表的文章。由北京高校图书馆期刊工作研究会和北京大学图书馆编著的《中文核心期刊要目总览》连续七版把《高压物理学报》列为物理学类核心期刊。

《高压物理学报》一贯秉承服务科学、服务读者、服务作者的办刊理念，慎重对待每一篇来稿，尊重作者劳动。优秀稿件享有快速发表通道，重大创新性成果可在1个月甚至更短时间内刊出。欢迎广大专家学者向《高压物理学报》投稿！



官方网站：www.gywlxb.cn

官方邮箱：gaoya@caep.cn

联系电话：0816-2490042