DOI: 10.11883/1001-1455(2017)01-0140-10

不同荷载模式下矿用救生舱受力性能的数值模拟*

李冀龙[1,2,3],唐亚男[2],刘轩铭[2]

(1. 哈尔滨工业大学结构工程灾变与控制教育部重点实验室,黑龙江 哈尔滨 150090;
2. 哈尔滨工业大学土木工程学院,黑龙江 哈尔滨 150090;
3. Department of Civil and Environmental Engineering,
University of California, Berkeley, CA, the US, 94710)

摘要: 针对某煤矿井下救生舱,利用 ANSYS 和 LS-DYNA 软件建立救生舱、瓦斯/瓦斯煤尘和巷道三维有限元模型。分别进行了真实内瓦斯/瓦斯煤尘爆炸作用下救生舱流固耦合数值分析,等效三角波爆炸冲击荷载作用下救生舱动态模拟和静水压力荷载作用下救生舱的极限承载力和极限变形的数值计算,确定救生舱动/静态承载能力变化规律和变形模式,给出瓦斯/瓦斯煤尘爆炸超压与救生舱承载能力和变形模式的变化规律。研究结果表明,等效三角波爆炸冲击荷载作用下该救生舱整体结构的极限超压明显比流固耦合计算分析结果大,流固耦合计算分析结果更接近于实验结果。该救生舱满足爆炸冲击波荷载下的变形要求时,其在静水压荷载作用下的变形也能满足。

关键词: 爆炸力学;有限元模型;爆炸冲击;瓦斯煤尘;救生舱;巷道

中图分类号: O383; TD77.4 **国标学科代码**:13035 **文献标志码**: A

随着煤矿产业日益发达,矿井安全越发引人关注。每年的矿井事故均造成大量人员伤亡,其中绝大多数是由于灾难所形成的有毒烟气,导致井下人员中毒、窒息而死亡[1]。据不完全统计,2001~2010 年我国每生产 100 万吨煤炭就有 3.1 个矿工付出生命[2],矿难给我国造成了不可挽救的人员伤亡和巨大的经济损失[3]。

随着对煤矿瓦斯爆炸事故发生的原因、爆炸传播的过程及影响因素等方面的认识越来越深入,在理论研究方面,D. Bjerketvedt 等[4]、A. Grillo 等[5]明确了瓦斯爆炸发生的基本条件,并给出了瓦斯爆炸点火过程的一套完整的基元反应表达式; A. D. Benedetto 等[6]、Y. J. Zhu 等[7]深入研究了瓦斯爆炸的点火阶段和传播阶段,得到了最小点火能量、爆炸参数、热力学参数等一系列重要的结果;Y. Inaba 等[8]建立了爆轰的经典 C-J 理论,解释了发生爆燃和爆轰的条件,广泛应用于实际工程中。

随着计算流体力学和数值计算方法开始应用于瓦斯爆炸方面的研究,A. Kobiera 等[8]提出了描述管道内气体爆炸过程的数学模型,并针对乙炔/空气的混合气体爆炸问题进行了研究,采用二维 Navier-Stokes 方程对爆炸过程进行了数值模拟。王志荣[10]、李江涛[11]、胡春明[12]、Jiang Bingyou 等[13-14]主要利用 Fluent、AutoReaGas 等有限元软件研究了爆炸冲击波的传播特性和动力特性。

针对矿用救生舱在爆炸冲击波作用下的承载力、动力响应等问题,以往的研究中,为了节省时间,简化计算,更多采用三角形或简单的冲击波形式对救生舱直接加载进行强度分析。李志强等[15]、常德功等[16]、曾一鑫等[17]利用有限元软件,分析了救生舱在等效三角冲击波作用下的动力响应。该方法虽然计算简便,但存在失真问题,会造成救生舱动力响应分析的误差。刘超等[18]、王磊等[19]、王云艳等[20]、白博等[21]结合流固耦合原理,采用 AUTODYN、LS-DYNA 等有限元软件对爆炸冲击波下救生舱的受力性能进行了分析。徐景德等[22]、焦宇等[23]、司荣军[24]利用实验巷道进行了许多相关的瓦斯煤尘爆炸研究,并取得了一定的研究成果。使用巷道来进行瓦斯煤尘爆炸实验的耗资比较大,其适用性也较为不足,因此,K. Lebecki 等[25]、J. W. Boh 等[26]、P. E. Moore 等[27]、W. Houf 等[28]、浦以康等[29]、董磊[30]开

* **收稿日期**: 2015-05-04; **修回日期**: 2015-10-27
第一作者: 李冀龙(1968—),男,博士,副教授,leekeelung@126.com。

始采用小尺寸管道内瓦斯煤尘爆炸实验来进行瓦斯煤尘爆炸方面的研究。

本文中针对某煤矿井下救生舱，利用大型有限元分析软件建立救生舱、瓦斯/瓦斯煤尘和巷道三维有限元模型。分别讨论 3 种荷载形式作用下的救生舱极限承载力和变形，包括：真实内瓦斯/瓦斯煤尘爆炸作用下救生舱流固耦合数值分析，等效三角波爆炸冲击荷载作用下救生舱动态模拟和静水压力荷载作用下救生舱静态数值计算。通过以上 3 种形式荷载的多种工况数值模拟，确定救生舱动/静态承载能力变化规律和变形模式，给出瓦斯/瓦斯煤尘爆炸超压与救生舱承载能力和变形模式的变化规律，可为救生舱在大型实验巷道进行足尺实验提供理论指导。

1　实　验

1.1　实验系统

大型实验巷道如图 1 所示[31]，巷道全长 896 m(其中主巷长 710 m)，主巷断面积 7.2 m^2，副巷断面积 6.2 m^2。救生舱长度 8 m，高度 1.72 m，宽度 1.4 m，舱体放置在巷道中横断面示意图如图 2 所示。

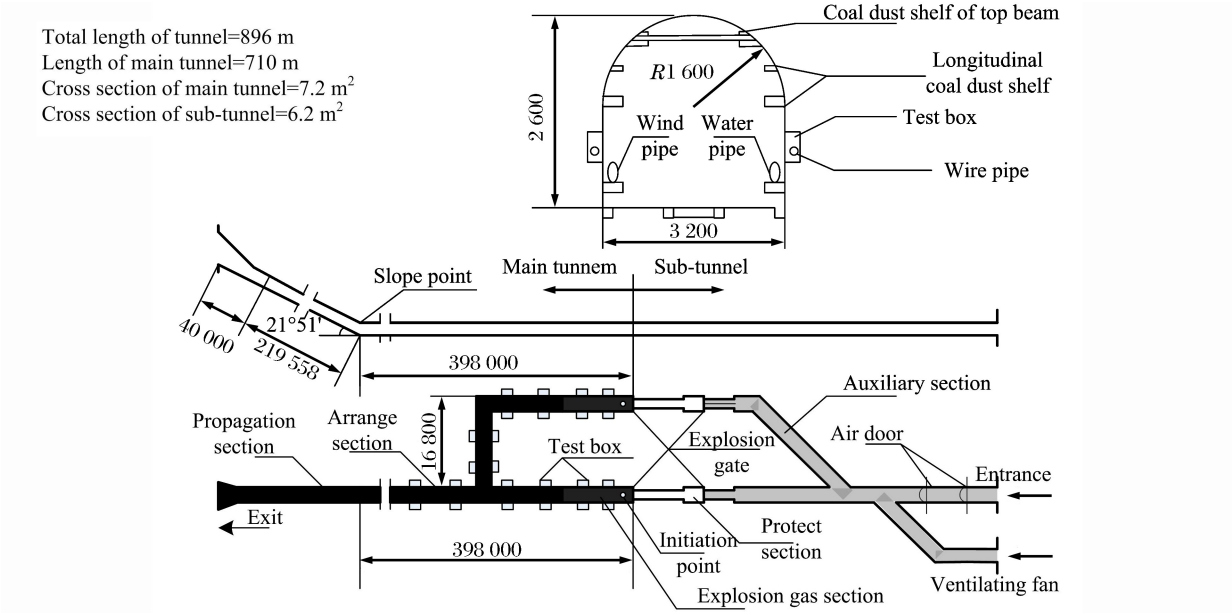

图 1　大型实验巷道及断面示意图

Fig. 1　Sketches of system section of large-scale experiment laneway

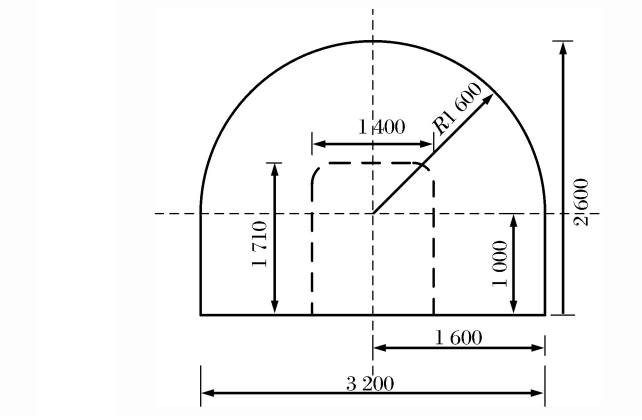

图 2　舱体在巷道中横断面示意图

Fig. 2　Sketch of refuge chamber section in large-scale experiment laneway

1.2　实验过程及结果

实验分 2 个部分进行。首先进行瓦斯爆炸实验，救生舱安装位置距爆源为 40 m，该位置进行 2 次实验。接着进行瓦斯/煤尘爆炸实验，救生舱在爆炸荷载作用下，冲击超压达到 0.375 MPa，其主要变形及破坏情况，如图 3 所示。其中，在舱体中部侧面，目测最大相对变形约 20 cm；在梁柱相交处，出现较大的裂缝，梁柱之间断开；在柱与加劲肋相交处，出现较大的屈曲，但并未出现裂缝；2 节舱体连接处的法兰，出现较大的裂缝。



图 3 救生舱重点部位变形图

Fig. 3 Deformation pattern refuge chamber's key part

2 流固耦合数值分析

2.1 流固耦合数值分析模型

根据救生舱以及巷道的实际形状和尺寸,建立有限元模型如图 4 所示。救生舱放在巷道中,起爆点距离舱体分别 40 和 80 m。利用 ANSYS/LS-DYNA 进行数值计算,采用流固耦合的计算方法考虑爆炸空气冲击波与结构的相互作用。

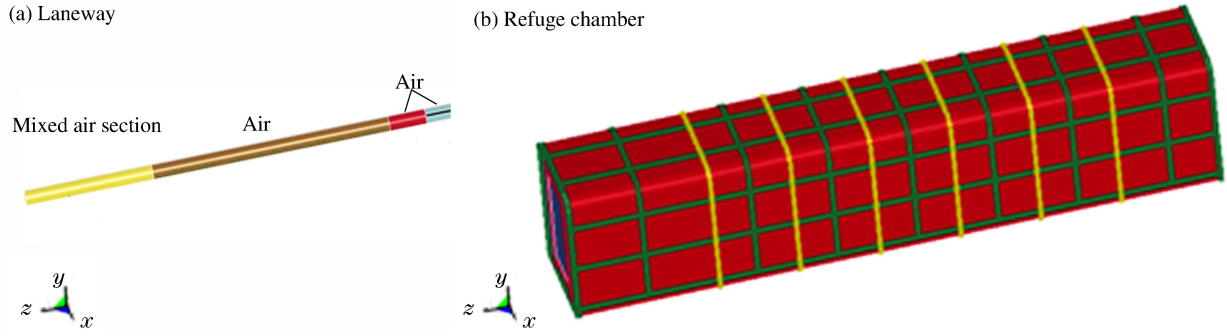

图 4 救生舱及巷道有限元模型示意图

Fig. 4 Finite element sketch of refuge chamber and laneway

2.2 流固耦合数值分析结果

根据司荣军[24]的研究结果结合本文中所用救生舱的构造设计,通过调节瓦斯的体积分数、煤尘的体积质量、起爆点距舱体的距离以及瓦斯空气混合气体的体积,从而得到不同的冲击波超压。总共分 3 个工况,如表 1 所示,表中:d 为舱体距爆点距离,φ 为瓦斯体积分数,ρ 为煤尘体积质量,L 为混合气体长度,V 为混合气体体积,p 为冲击超压,τ 为作用时间。工况 1:起爆点距舱体40 m,瓦斯空气混合气体体积为 50 m^3,瓦斯体积分数为 4.5%,得到的超压时程曲线如图 5 所示;工况 2:起爆点距舱体40 m,瓦斯空气混合气体体积100 m^3,瓦斯体积分数分别为 3%、4.5%、6%、7%和 9.5%,得到的超压时程曲线如图 6 所示;工况 3:起爆点距舱体 80 m,瓦斯空气混合气体体积为

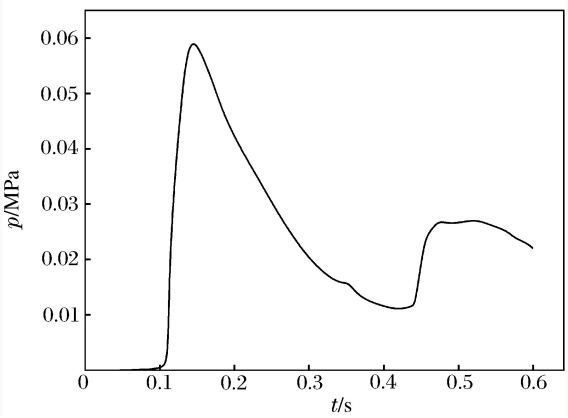

图 5 工况 1 下冲击超压时程曲线

Fig. 5 History of shock waves overpressure in case 1

200 m³，瓦斯体积分数为 9.5%，煤尘体积质量分别为 50、80、240、300 和 360 g/m³，得到的超压时程曲线如图 7 所示。

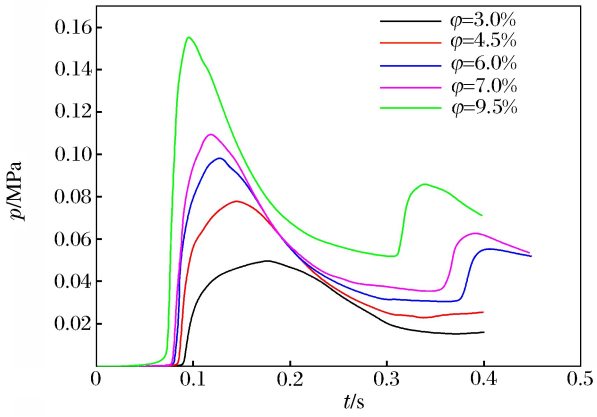

图 6　工况 2 下冲击超压时程曲线

Fig. 6　Histories of shock waves overpressure in case 2

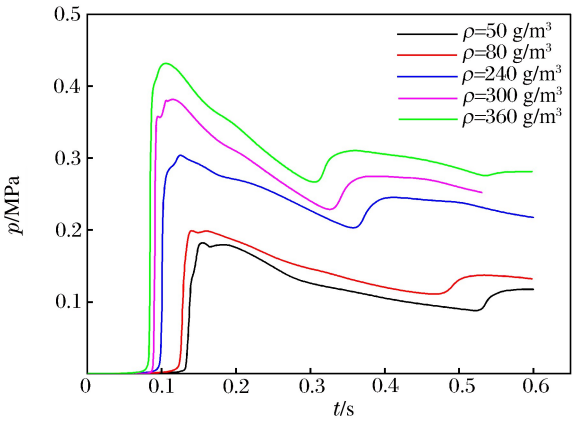

图 7　工况 3 下冲击超压时程曲线

Fig. 7　Histories of shock waves overpressure in case 3

表 1　不同工况下瓦斯/瓦斯煤尘的参数设置

Table 1　Parameters of gas/gas and grime in different cases

Case	d/m	φ/%	ρ/(g·m^{-3})	L/m	V/m³	p/MPa	τ/ms
1	40	4.5	0	7	50	0.060 0	600
2	40	3.0	0	14	100	0.050 0	400
2	40	4.5	0	14	100	0.078 5	400
2	40	6.0	0	14	100	0.095 5	500
2	40	7.0	0	14	100	0.111 0	500
2	40	9.5	0	14	100	0.156 0	400
3	80	9.5	50	28	200	0.184 0	600
3	80	9.5	80	28	200	0.205 0	600
3	80	9.5	240	28	200	0.311 0	600
3	80	9.5	300	28	200	0.385 0	600
3	80	9.5	360	28	200	0.435 0	600

通过上述各种工况的数值分析，计算出作用在结构上的冲击超压为 0.05～0.435 MPa，则各工况下救生舱应力、应变和变形的分布情况如表 2 所示。

表 2　瓦斯/瓦斯煤尘作用下救生舱动态响应

Table 2　Dynamic response of refuge chamber under the action of gas/gas and grime

Case	$\sigma_{max}^{(1)}$/MPa	$\sigma_{max}^{(2)}$/MPa	$\varepsilon_{max}^{(1)}$	$\varepsilon_{max}^{(2)}$	$W_x^{(1)}$/mm	$W_x^{(2)}$/mm	W_y/mm	W_z/mm
1	537.0	372.0	0.033	0.056	57	41	0	10.0
2	520.5	346.0	0.020	0.045	70	19	51	19.0
2	536.8	415.0	0.071	0.155	78	66	60	8.4
2	540.5	408.4	0.075	0.150	87	80	63	
2	539.0	359.4	0.051	0.070	119	73	70	
2	569.5	406.0	0.097	0.150	166	43	82	
3	540.0	408.0	0.040	0.150	160	43	87	
3	559.5	405.0	0.050	0.150	160	83	82	30.0
3	540.5	396.0	0.040	0.151	160	43	194	
3	540.5	401.0	0.040	0.155	170	30	202	
3	547.5	406.0	0.047	0.158	132	66	199	

表 2 中：$\sigma_{\max}^{(1)}$为钢板上出现的最大应力，$\sigma_{\max}^{(2)}$为梁上出现的最大应力，$\varepsilon_{\max}^{(1)}$为钢板上出现的最大应变，$\varepsilon_{\max}^{(2)}$为梁上出现的最大应变，$W_x^{(1)}$为舱体侧向最大变形，$W_x^{(2)}$为舱体顶部最大侧向变形，W_y为舱体上部最大变形，W_z为舱体正面最大变形。当冲击超压为 0.05 和 0.06 MPa 时，部分梁、板进入塑性，舱体变形较大；冲击超压为 0.078 5 MPa 时，舱体塑性变形较大，部分梁、板单元失效；冲击超压为0.095 5 MPa 时，中间部位舱体左侧面产生较大的变形，舱门门框已经开始发生塑性变形；冲击超压为 0.111 0 MPa 时，舱体侧面、上面变形大；冲击超压为 0.156 0 MPa 时，舱体严重变形，部分梁板破坏；冲击超压为 0.184 0～0.435 0 MPa 时，部分横梁、纵梁断裂，舱体严重变形。

从上述分析结果可以看出，在模拟真实巷道内瓦斯/瓦斯煤尘爆炸冲击作用下，该救生舱保证变形不大的条件下，所能承受的最大超压上限不超过 0.05 MPa。通过对比 0.385 0 MPa 超压作用下的模拟结果和实验结果，救生舱均已发生严重变形，最大相对变形达到约 20 cm，并且部分横梁和纵梁断裂，如此可以看出，流固耦合数值模拟结果与实验结果拟合的较好，该模拟结果有一定的可靠性。

3 等效三角波动态数值分析

3.1 等效三角波模型

等效三角波动态数值分析所用的救生舱有限元模型与流固耦合动态分析中所用的模型一样，只是荷载种类和加载方式不同。利用等效三角波模型近似模拟瓦斯煤尘爆炸冲击波荷载，仅考虑救生舱在开放空间下等效三角波作用的动态响应，能够较快得到结构动态响应结果。简化的典型三角斜坡冲击荷载时程曲线如图 8 所示。实验的加载方式为：对于整个六面体救生舱，除底面外，其他 5 个面均加载超压和作用时间均相同的等效三角波，每加载 1 次，作为 1 个加载工况，根据所加载的冲击超压的不同，一共设置了 15 个不同的工况，对于各工况的分析，如表 3 所示。

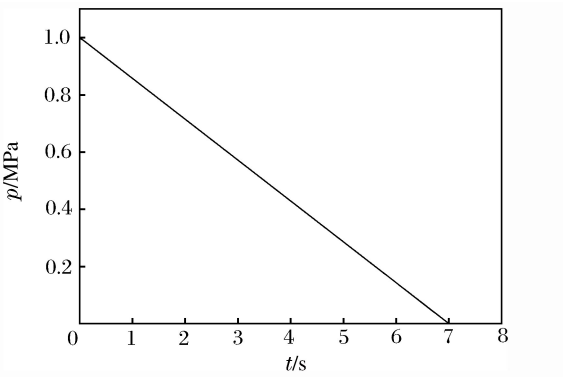

图 8 等效三角波荷载

Fig. 8 Equivalent triangular wave load

表 3 不同等效三角波荷载作用下工况及响应

Table 3 Loading cases and dynamic responses of structures under different equivalent triangular wave loads

Loading case	p/MPa	τ/ms	W/cm	变形情况
1	5.00	7	—	—
2	1.50	7	>50.0	全部塑性变形，大于 20%
3	1.00	7	45.0	全部塑性变形，最大 20%
4	0.70	7	17.6	全部塑性变形，大部分百分之几，最大 17%
5	0.50	7	11.6	全部塑性变形，大部分千分之几，最大 10%
6	0.40	7	8.3	全部塑性变形，大部分千分之几，最大 4%，有弹性振动
7	0.30	7	6.3	大部分塑性应变很小，最大 1%，有弹性振动
8	0.20	7	4.5	部分处于弹性状态，最大 0.5%，有弹性振动
9	0.17	7	3.9	大部分处于弹性状态，塑性变形区域很小，最大 0.4%
10	0.15	7	3.5	大部分处于弹性状态，少部分发生小的塑性变形，最大 0.3%，有弹性振动
11	0.13	7	3.0	大部分处于弹性状态，少部分发生小的塑性变形，最大 0.2%，有弹性振动
12	0.10	7	2.2	大部分处于弹性状态，少部分发生小的塑性变形，最大万分之几，有弹性振动
13	0.10	70	4.0	大部分处于弹性状态，极少部分发生小的塑性变形，最大 0.3%，有弹性振动
14	0.10	350	4.5	大部分处于弹性状态，极少部分发生小的塑性变形，最大 0.4%，振荡剧烈
15	0.05	7	1.3	结构全部处于弹性状态

3.2　等效三角波动态数值分析过程及结果

整个结构 z 方向的最大变形出现在前门门扇处，y 方向的最大变形出现在过渡舱顶板处，x 方向的最大变形出现在过渡舱侧板处。典型壳单元取过渡舱部分圆弧过渡区，典型梁单元取过渡舱部分纵梁处。将上述 15 种等效三角波加载工况的结构响应在表 3 中汇总。可以看出，该救生舱满足刚度要求（最大变形小于 3 cm）弹性响应极限冲击超压（7 ms 作用时间）为 0.13 MPa，随作用时间的增加，冲击超压要降低，保守值为 0.05 MPa。根据表 3 中对于在 0.4 MPa 冲击超压作用下舱体状态的描述，与实验结果进行对比，在模拟荷载略大于实验荷载的情况下，模拟结果最大变形为 8.3 cm，实验结果最大变形约为20 cm，模拟得到的变形结果明显偏小。

表 3 中所示 15 种工况中超压荷载大多小于 0.7 MPa，作用时间大多为 7 ms。将救生舱体的响应结果按照典型节点处冲击超压所对应最大变形、最大等效塑性应变、最大等效应力分别绘制变化曲线，如图 9～10 所示。对图 9 进行分析：从变形角度来看，救生舱整体 3 个方向以侧板沿 x 方向变形最大，若要求最大变形小于 3 cm，冲击超压的极限应小于 0.13 MPa；对图 10 进行分析，从等效应变来看，Q235 结构钢的救生舱骨架（梁单元）和 Q345 结构钢的救生舱蒙皮（壳单元）弹性极限应变对应的超压分别为 0.25 和 0.5 MPa；从等效应力来看，救生舱骨架和蒙皮弹性极限应力对应的超压分别为 0.50 和 0.27 MPa。梁与蒙皮的强度不匹配，结构极限承载力由强度低的部件控制。

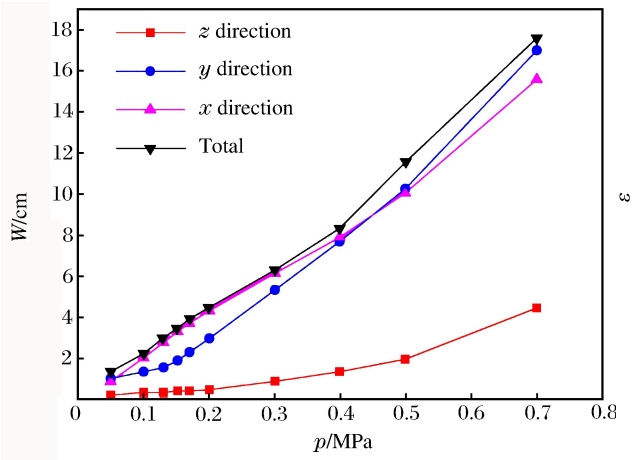

图 9　整体最大变形与峰值超压关系

Fig. 9　Relationship between structural maximum deformation and peak overpressure

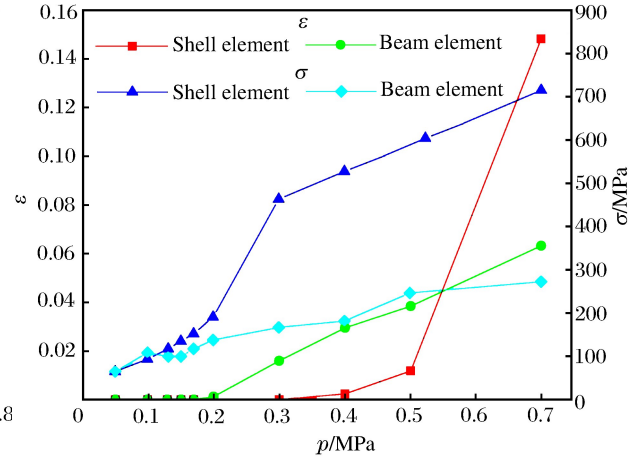

图 10　效塑性应变和应力与峰值超压关系

Fig. 10　Equivalent plastic strains and stress vs. peak pressures

4　静水压荷载静态响应数值分析

4.1　静水压荷载静态响应分析模型

瓦斯/煤尘爆炸冲击作用下救生舱的数值模拟能够反映结构的动态响应，但是，井下灾害除了爆炸，还会发生透水事故，此时救生舱承受静水压力作用在设计中也需要重点考虑。采用 ANSYS 有限元分析软件，针对救生舱进行了静水压力作用下的数值模拟计算。救生舱构造形式和尺寸与前面相同，在逃生舱前、后、左、右、上等 5 个面施加均布静水压荷载，分 13 个工况加载，所对应的静水压荷载分别为 0.050、0.100、0.125、0.150、0.175、0.200、0.225、0.250、0.275、0.300、0.325、0.350 和 0.375 MPa。

4.2　静水压荷载静态响应分析过程及结果

通过对 13 种工况的计算后，提取 3 个方向最大变形对应的不同单元：(1)x 方向（舱长度方向）的最大变形单元位于正面门的中部；(2)y 方向（舱侧面方向）的最大变形单元位于侧面主舱中部；(3)z 方向（舱高度方向）的最大变形单元位于顶面缓冲舱中部。得到 3 个方向上最大变形随静水压荷载变化的曲线如图 11 所示；提取 3 个方向上最大应力的不同单元，得到 3 个方向上最大应力随静水压荷载变化的曲线如图 12 所示；同样地，提取 3 个方向上最大应变的不同单元，得到 3 个方向上最大应变随静水压荷

载变化的曲线如图 13 所示。由图中可以看出，当荷载小于 0.17 MPa 时，危险点最大变形小于 3 cm，响应的应力响应小于 250 MPa，应变小于 0.2%，结构基本处于弹性状态。

对整体结构的应力响应进行分析，根据荷载作用下的应力分布情况，选择 5 个代表性的单元（应力较大区域的单元）提取数据，典型单元位置如图 14 所示。绘制最大应力、最大应变随荷载等级变化的曲线，如图 15～16 所示。其中，36821 为救生舱顶部弧面上最大应力对应的单元，25522 为救生舱顶部与正面交接处最大应力对应的单元，18825 为救生舱侧面缓冲舱与主舱交接处最大应力对应的单元，17016 为救生舱侧面与正面和地面交接处最大应力对应的单元，15061 为救生舱侧面中间部位处最大应力对应的单元。

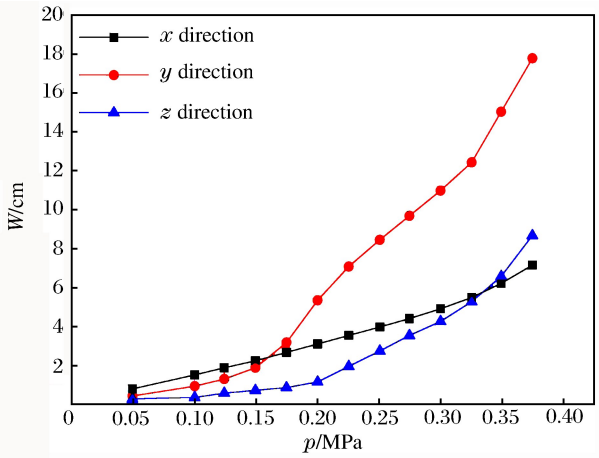

图 11 不同单元对应的最大变形与静水压载荷关系

Fig. 11 Relationship between structural maximum deformation of different units and hydrostatic pressure load

通过上述分析可以知道，出现塑性最早的单元一般都在舱体与梁交接处，对应的弹性极限静压在 0.1 MPa 左右。将上述 13 种加载工况的结构响应汇总，可以得到，该救生舱满足刚度要求（最大变形小于 3 cm）弹性响应极限静水压为 0.173 MPa，满足强度要求的弹性响应极限静水压为 0.1 MPa。

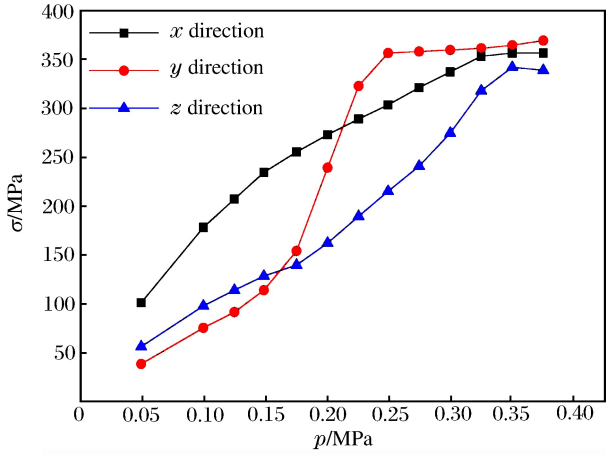

图 12 不同单元对于的最大应力与静水压载荷关系

Fig. 12 Relationship between structural maximum stress of different units and hydrostatic pressure load

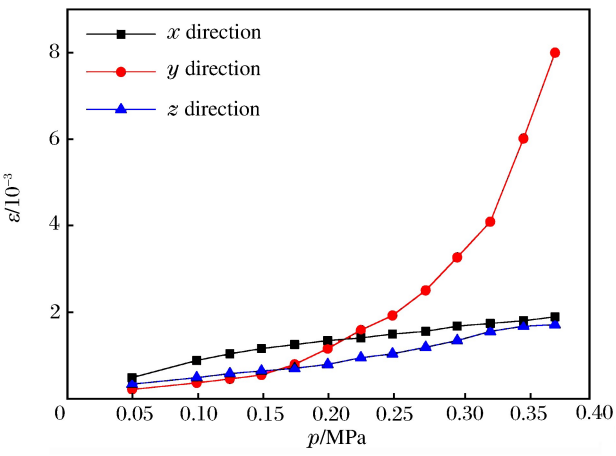

图 13 不同单元对于的最大应变与静水压载荷关系

Fig. 13 Relationship between structural maximum strain of different units and hydrostatic pressure load

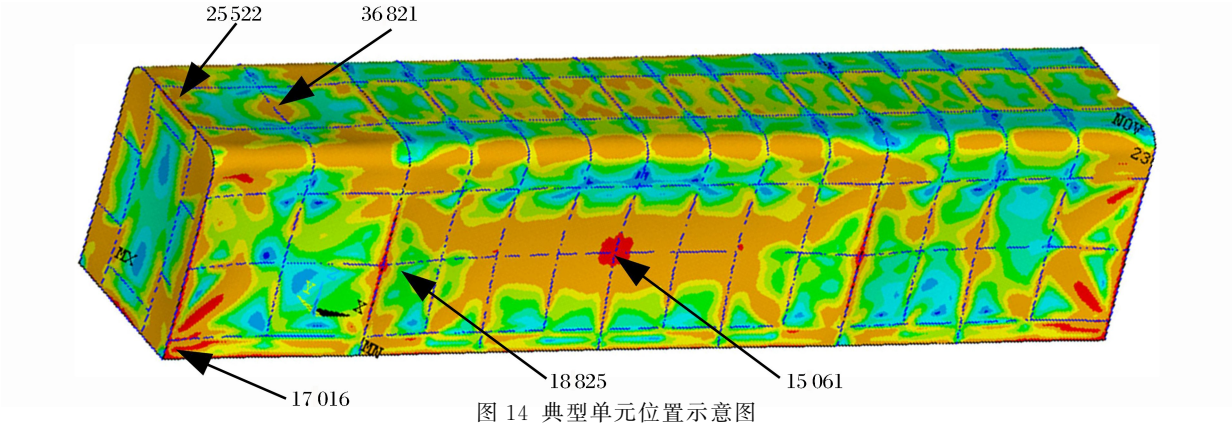

图 14 典型单元位置示意图

Fig. 14 Position of representative elements

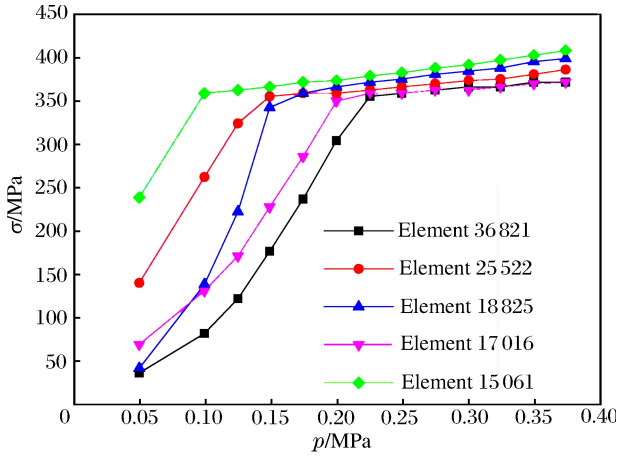

图 15　典型单元最大应力和静水压载荷关系

Fig. 15　Maximum stress varying with hydrostatic pressure load of representative units

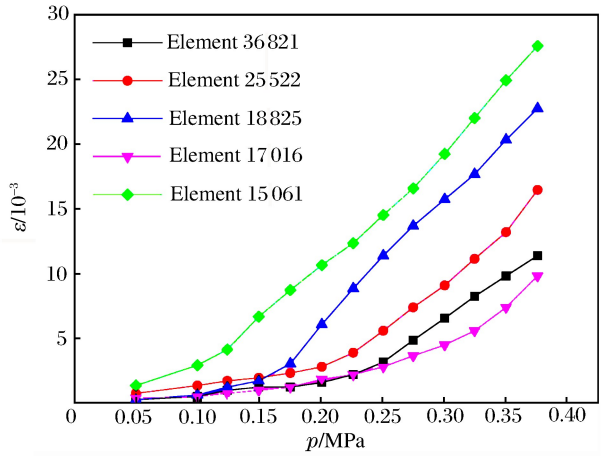

图 16　典型单元最大应变和静水压载荷关系

Fig. 16　Structural maximum strain varying with hydrostatic pressure load of representative units

5　结　论

结合救生舱爆炸实验，利用有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA 对国产某救生舱舱体进行流固耦合、等效三角波和静水压荷载作用下数值模拟分析，通过对救生舱结构在不同荷载作用模式下的承载力和变形极限状态的对比分析，可以得到以下结论：

(1)流固耦合分析结果表明，在保证该救生舱变形不大的情况下，所能承受的动态冲击超压上限为 0.05 MPa，与实验结果最为接近，表明该种方法的分析结果较为可靠。采用简化的等效三角波荷载作用下，整体结构冲击超压最小值为 0.13 MPa，与流固耦合分析结果相比较，该超压明显偏大。

(2)虽然流固耦合动态分析方法能够比较真实地模拟救生舱在井下巷道受瓦斯爆炸冲击作用下的响应特性，但是其建模和分析相对比较复杂、耗时。通过调整各面等效三角波荷载的冲击超压、到达时间和作用时长，能够很好的模拟救生舱在爆炸冲击波作用下的动态响应，这种方法会更加高效。

(3)对于救生舱结构受静水压荷载，其满足刚度要求的弹性响应极限静水压值要比动态响应分析中的冲击超压值大，因此，如果能保证救生舱结构在爆炸冲击波荷载下的变形要求，则其在静水压荷载作用下的变形也能满足要求。

(4)不同荷载模式作用下，救生舱失效部位主要有中部舱体位置、舱门迎爆面位置以及舱体与梁交接位置，设计时应对这些部位予以加强。从变形、等效应变、等效应力角度来看，救生舱的失效状态是不同的，在保证梁与蒙皮强度匹配的条件下，根据不同要求，选择合适的加强方案。

参考文献：

[1]　杨俊玲，马跃征，杨鲁伟，等. 煤矿救生舱防爆性能分析[J]. 煤炭学报，2013，38(增 1)：159-163.
Yang Junling, Ma Yuezheng, Yang Luwei, et al. Explosion-proof performance analysis of mine refuge chamber [J]. Journal of China Coal Society, 2013, 38(Suppl 1): 159-163.

[2]　姚文亮. 中国矿难的政府规制研究[D]. 西安：西北大学，2011.

[3]　梅瑞斌，李长生，蔡般，等. 爆炸冲击下救生舱抗爆能力有限元分析[J]. 东北大学学报(自然科学版)，2013，34(1)：85-94.
Mei Ruibin, Li Changsheng, Cai Ban, et al. FEM analysis of anti-deformation capability for coal mine refuge chamber suffered to gas explosion[J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2013, 34(1): 85-94.

[4]　Bjerketvedt D, Bakke J R, Wingerden K V. Gas explosion handbook[J]. Journal of Hazardous Materials, 1997, 52 (1): 1-150.

[5]　Grillo A, Slack M W. Shock tube study of ignition delay times in methane oxygen nitrogen argon mixtures[J].

Combustion & Flame, 1976,27(3):377-381.

[6] Benedetto A D, Sarli V D, Salzano E, et al. Explosion behavior of $CH_4/O_2/N_2/CO_2$, and $H_2/O_2/N_2/CO_2$, mixtures[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2009,34(16):6970-6978.

[7] Zhu Y J, Chao J, Lee J H S. An experimental investigation of the propagation mechanism of critical deflagration waves that lead to the onset of detonation[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2007,31(2):2455-2462.

[8] Inaba Y, Nishihara T, Groethe M A, et al. Study on explosion characteristics of natural gas and methane in semi-open space for the HTTR hydrogen production system[J]. Nuclear Engineering & Design, 2004,232(1):111-119.

[9] Kobiera A, Kindracki J, Zydak P, et al. A new phenomenological model of gas explosion based on characteristics of flame surface[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2007,20(3):271-280.

[10] 王志荣.受限空间气体爆炸传播及其动力学过程研究[D].南京:南京工业大学,2005.

[11] 李江涛.微型圆管结构对火焰传播抑制作用的数值模拟[D].大连:大连理工大学,2006.

[12] 胡春明.预混火焰在平板狭缝中传播与淬熄的研究[D].大连:大连理工大学,2006.

[13] Jiang Bingyou, Lin Baiquan, Shi Shulei, et al. Numerical simulation on the influences of initial temperature and initial pressure on attenuation characteristics and safety distance of gas explosion[J]. Combustion Science and Technology, 2012,184(2):135-150.

[14] 江丙友,林柏泉,朱传杰,等.瓦斯爆炸冲击波在并联巷道中传播特性的数值模拟[J].燃烧科学与技术,2011,17(3):250-254.
Jiang Bingyou, Lin Baiquan, Zhu Chuanjie, et al. Numerical simulation on shock wave propagation characteristics of gas explosion in parallel roadway[J]. Journal of Combustion Science & Technology, 2011,17(3):250-254.

[15] 李志强,白博,谢青海,等.冲击载荷下矿用移动式救生舱动态响应的数值模拟[J].振动与冲击,2013,32(16):146-151.
Li Zhiqiang, Bai Bo, Xie Qinghai, et al. Numerical simulation on the dynamic response of movable mine rescue chamber subjected to impact loading[J]. Journal of Vibration & Shock, 2013,32(16):146-151.

[16] 常德功,王吉利,李国星.基于 LS-DYNA 的矿用救生舱壳结构爆炸冲击分析[J].矿山机械,2013,41(11):130-134.
Chang Degong, Wang Jili, Li Guoxing. Explosion impact analysis on shell of mine refuge chamber based on LS-DYNA[J]. Mining & Processing Equipment, 2013,41(11):130-134.

[17] 曾一鑫,白春华,李建平,等.巷道救生舱抗冲击数值仿真[J].煤炭学报,2012,37(10):1705-1708.
Ceng Yixin, Bai Chunhua, Li Jianping, et al. Numerical simulation of rescue cabin under blasting in the tunnel [J]. Journal of the China Coal Society, 2012,37(10):1705-1708.

[18] 刘超,鲍久圣.救生舱抗爆炸冲击载荷数值模拟[J].金属矿山,2014,43(1):141-144.
Liu Chao, Bao Jiusheng. Numerical Simulation of explosion impact load on refuge chamber[J]. Metal Mine, 2014,43(1):141-144.

[19] 王磊,范世平,龚建宇,等.矿井 KJYF-96/8 型救生舱抗爆有限元分析[J].煤炭科学技术,2014,42(3):69-72.
Wang Lei, Fan Shiping, Gong Jianyu, et al. Finite element analysis of antiknock performance for KJYF-96/8 refuge chamber[J]. Coal Science & Technology, 2014,42(3):69-72.

[20] 王云艳,何宁.基于 AUTODYN、LS-DYNA 的救生舱抗爆仿真试验[J].安全与环境学报,2014,14(2):9-12.
Wang Yunyan, He Ning. Simulation test of rescue chamber under the explosive load based on the AUTODYN and LS-DYNA model[J]. Journal of Safety & Environment, 2014,14(2):9-12.

[21] 白博,李志强,王志华,等.矿用救生舱抗爆炸 TNT 当量与冲击载荷研究[J].科学技术与工程,2014,14(17):1-5.
Bai Bo, Li Zhiqiang, Wang Zhihua, et al. Research on the TNT equivalent and impact load in anti-explosion of mine rescue capsule[J]. Science Technology & Engineering, 2014,14(17):1-5.

[22] 徐景德,徐胜利,杨庚宇.矿井瓦斯爆炸传播的试验研究[J].煤炭科学技术,2004,33(7):55-57.
Xu Jingde, Xu Shengli, Yang Gengyu. Experimental study on mine gas explosion diffusion[J]. Coal Science & Technology, 2004,33(7):55-57.

[23] 焦宇,周心权,段玉龙,等.瓦斯爆炸烟流浓度和温度的扩散规律[J].煤炭学报,2011,36(2):293-297.
Jiao Yu, Zhou Xinquan, Duan Yulong, et al. Concentration and temperature diffusion laws of smoke plume after

methane explosions[J]. Journal of the China Coal Society, 2011,36(2):293-297.
[24] 司荣军. 矿井瓦斯煤尘爆炸传播规律研究[D]. 济南:山东科技大学,2007.
[25] Lebecki K, Sliz J, Cybulski K, et al. Efficiency of triggered barriers in dust explosion suppression in galleries[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2001,14(6):489-494.
[26] Boh J W, Louca L A, Choo Y S. Numerical assessment of explosion resistant profiled barriers[J]. Marine Structures, 2004,17(2):139-160.
[27] Moore P E, Spring D J. Design of Explosion Isolation Barriers[J]. Process Safety & Environmental Protection, 2005,83(2):161-170.
[28] Houf W, Schefer R, Evans G, et al. Evaluation of barrier walls for mitigation of unintended releases of hydrogen [J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2011,36(36):2520-2529.
[29] 浦以康,胡山. 粉尘火焰加速现象的实验研究[J]. 爆炸与冲击,1995,15(2):97-106.
Pu Yikang, Hu Shan. Experimental studies on the phenomena of dust flame acceleration[J]. Explosion and Shock Waves, 1995,15(2):97-106.
[30] 董磊. 障碍物体形对爆炸波传播的影响[D]. 天津:天津大学,2008.
[31] 樊小涛. 矿用救生舱抗爆性能试验研究[J]. 矿业安全与环保,2010,37(3):25-30.
Fan Xiaotao. Experiment study on the explosion-proof performance of mine refuge chamber[J]. Mining Safety and Environmental Protection, 2010,37(3):25-30.

Simulation analysis of mine refuge chamber performance in different loading modes

Li Jilong[1,2,3], Tang Ya'nan[2], Liu Xuanming[2]
(1. *Key Lab of Structures Dynamic Behavior and Control*, *Harbin Institute of Technology*, *Harbin* 150090, *Heilongjiang*, *China*;
2. *School of Civil Engineering*, *Harbin Institute of Technology*, *Harbin* 150090, *Heilongjiang*, *China*;
3. *Department of Civil and Environmental Engineering*, *University of California*, *Berkeley*, *CA*, *the US*, 94710)

Abstract: In this work, by using the ANSYS and LS-DYNA softwares, we established the three-dimensional finite element model of the refuge chamber, the gas/gas and grime and the laneway. The ultimate strength and deformation of the refuge chamber were simulated under the action of three kinds of loads, mainly including the fluid-solid interaction numerical analysis of the real gas/gas and grime explosion effect, the equivalent triangle wave explosion numerical dynamic simulation and the hydrostatic pressure load calculations. Through the above three forms of numerical simulations of loading, we determined the dynamic/static load capacities of the refuge chamber as well as the deformation rules with the given gas/gas and coal dust explosion overpressure variation. The simulation results indicate that the limit overpressure of the refuge chamber under the equivalent triangle wave explosion is bigger than the fluid-solid interaction numerical analysis results, which approaches more closely to the experimental results. If the refuge chamber can meet the demand of transformation under explosion loading, it can also satisfy the transformation requirement under hydrostatic pressure load.

Keywords: mechanics of explosion; finite elements models; blast impact; gas and grim; refuge chamber; laneway

（责任编辑　王易难）