DOI: 10.11883/bzycj-2016-0248
文章编号: 1001-1455(2018)01-0124-09

# 瓦斯爆炸载荷作用下矿用柱壳救生舱抗爆性分析及结构优化*

陈晓坤[1,2,3],李海涛[1,2],王秋红[1,2,3],金永飞[1,2,3],邓 军[1,2,3],张嬿妮[1,2,3]
(1.西安科技大学安全科学与工程学院,陕西 西安 710054;
2.西安科技大学陕西省煤火灾害防控重点实验室,陕西 西安 710054;
3.西安科技大学西部煤矿安全教育部工程研究中心,陕西 西安 710054)

**摘要**: 矿用救生舱是矿井安全生产中必备的救生装备,其稳定性和抗爆性能决定着逃生人员的生存概率。本文中设计了一种圆柱壳结构救生舱,优化了该救生舱在瓦斯爆炸载荷作用下的抗爆性能:首先,采用 ANSYS/LS DYNA 软件模拟并验证了爆炸流场载荷;其次,采用 ALE 流固耦合算法揭示了真实环境下爆炸流场与救生舱的耦合作用;然后,对其进行抗爆性模拟分析及结构设计优化;最后,对比分析了原模型和优化模型的动力响应、强度及能量变化特征,结果表明优化后的救生舱抗爆性满足国家规范要求。

**关键词**: 瓦斯爆炸;冲击载荷;流固耦合;抗爆性能;动力响应
**中图分类号**: O383.3 **国标学科代码**: 1303520 **文献标志码**: A

矿井瓦斯爆炸是煤矿开采过程中六大灾害之一,爆炸后产生的高温、高压及有毒有害气体对井下人员生命和各种设备造成重大灾难[1]。当煤矿发生瓦斯爆炸事故时,矿用救生舱可为无法及时逃离或等待救援的矿工提供一个安全的紧急避难所[2],救生舱已成为煤矿安全风险预防设施的六大系统之一[3]。救生舱必须具备良好的抗爆性能和密封性能,才能保证救生舱在瓦斯爆炸事故中具有较好的稳定性。因此,研发抗爆性能强、稳定性好的救生舱,对于提高矿井爆炸事故中逃生人员的生存率具有重要作用。

从安全角度讲,救生舱整体结构必须稳定、灵活。救生舱的关键结构如外壳、舱门、法兰、加强筋的变形和扭曲必须在合理范围。因此,对救生舱的关键部位展开抗爆性分析就显得异常重要。相关学者对救生舱抗爆性能[4-7]、隔热性能[8-9]已展开了诸多研究。虽然也探讨了爆炸载荷类型、迎爆面形状、舱体结构及配筋率对救生舱动力响应的影响,然而,关于瓦斯爆炸作用下舱体抗爆性分析的研究较少。而且,大都采用了三角波[10-13]和梯形方波[14]甚至脉冲载荷[15]及 TNT 当量法[16]对瓦斯爆炸荷载进行简化,尽管这些研究大大节省了计算成本,但忽略了爆炸冲击波与结构间的流固耦合过程,导致模拟结果与真实值偏离较大;另外,未考虑舱体结构的尺寸效应对舱体抗爆性能的影响。

基于此,本文中先建立救生舱的物理模型、模拟区域及边界条件,建立瓦斯爆炸作用下救生舱的动态数学模型及条件,采用完全流固耦合算法揭示瓦斯爆炸流场与结构的耦合作用,计算并优化该救生舱的结构参数,分析思路拟为矿用救生舱的安全设计提供一种优化方法。

## 1 有限元模型建立

### 1.1 救生舱模型

参考《煤矿井下救生舱抗爆性能数值模拟检测简要规范(建议稿)》及矿用救生舱的实际参数建立物

* **收稿日期**: 2016-08-17; **修回日期**: 2016-12-01
**基金项目**: 国家自然科学基金项目(51504190,51604218);国家自然科学基金面上项目(51674191,51674193);国家重点研发计划项目(2016YFC0800100);陕西省国际科技合作与交流计划项目(2016KW-070);西安科技大学优秀博士学位论文培育基金项目
**第一作者**: 陈晓坤(1961— ),男,教授,博士生导师; **通信作者**: 王秋红,wangqiuhong1025@126.com。

理模型。实体结构如法兰、铰链、加强筋、把手、舱门、逃生门采用实体单元，蒙皮等采用壳体单元。图 1 为救生舱的形状和几何结构。救生舱总长度 7.2 m，直径 1.8 m；救生舱壳体内部纵向均匀分布 10 根环向加强筋，6 根轴向加强筋，各单元通过钢板和螺栓、法兰焊接在一起构成救生舱。

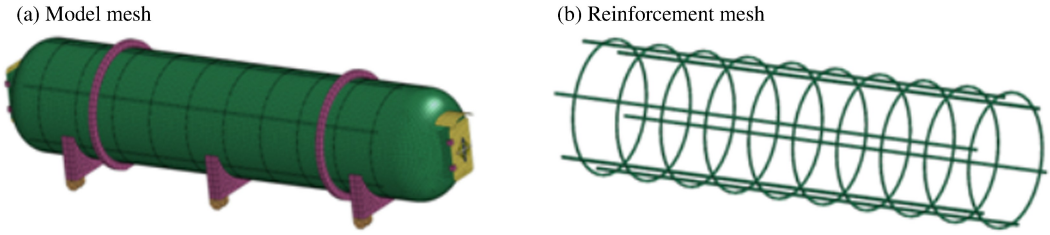



图 1　救生舱网格模型及配筋

Fig. 1　Meshes of rescue capsule and reinforcement

## 1.2　计算区域及边界条件

目前，主要通过入射冲击波作用在舱体上的压力时程曲线来确定救生舱爆炸载荷[11-13]。依照《煤矿可移动式硬体救生舱通用技术条件(征求意见稿)》，巷道模型采用半圆拱形，巷道总长度为 148 m，高 2.6 m、宽 3.2 m，为等截面直巷道，救生舱放置于巷道水平 128 m 处，爆源段长 28 m，冲击波传播到舱体前的距离为 100 m，巷道物理模型如图 2 所示。

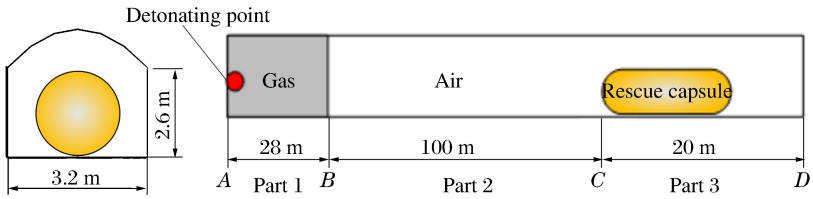



图 2　大型实验巷道瓦斯爆炸物理模型

Fig. 2　Physical model of gas explosion in a large tunnel

在瓦斯空气混合区域设置起爆点，能量为 10 mJ。救生舱的底部焊接有槽钢，槽钢与滑轨配合，救生舱可沿着滑轨方向轻微滑动，救生舱底部支架固定在巷道底板且初始速度为零，巷道壁面平整、坚固，不考虑巷道壁面的吸能作用。

## 1.3　状态方程与材料参数

混合气体的主要成分是甲烷。模拟中选用浓度为 9.5%的瓦斯/空气混合气体。采用空物质模型及线性多项式状态方程[17]描述空气和瓦斯的流动状态，线性多项式状态方程如下：

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \tag{1}$$

式中：$\rho_0$ 为初始密度，$\rho$ 为密度，$E$ 为比内能；$C_0 \sim C_6$ 为参数，$\mu = \rho/\rho_0 - 1$。空物质材料模型和线性多项式方程中的参数值，见表 1。

**表 1　线性多项式方程中的参数**

**Table 1　Parameters used in linear polynomial equation of state**

| 材料 | $\rho$/(kg·m$^{-3}$) | $C_0$/Pa | $C_1$/Pa | $C_2$/Pa | $C_3$/Pa | $C_4$ | $C_5$ | $C_6$ | $E$/(kJ·m$^{-3}$) | $V_0$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 空气 | 1.29 | $-1\times10^5$ | 0 | 0 | 0 | 0.4 | 0.4 | 0 | 250 | 1 |
| 瓦斯 | 1.23 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0.274 | 0.274 | 0 | 340 | 1 |

采用非线性塑性材料模型 Plastic-Kinematic 来模拟舱体各部位受力变形，该模型假定的材料屈服应力为[18]：

$$\sigma_y = \left[1 + \left(\frac{\varepsilon'}{C}\right)^{1/P}\right](\sigma_0 + \beta E_p \varepsilon_p^{\text{eff}}) \tag{2}$$

式中：$C$、$P$ 为 Cowper-Symonds 常数，$C=40.4$，$P=5$，$\beta$ 为硬化参数，当 $\beta=0$ 时为随动硬化，当 $\beta=1$ 时为各向同性硬化，$\sigma_0$ 为屈服应力，$\varepsilon'$为应变率，$\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 为有效塑性应变，$\sigma_y$ 为屈服强度，$E_p$ 为塑性硬化模量。Q460 钢的状态方程参数分别为：$\sigma_y=460$ MPa，$E_p=1\ 180$ MPa，$E=201$ GPa，$\nu=0.3$，$\beta=0$，$\varepsilon_f=0.32$。

## 2 结果与分析

### 2.1 爆炸冲击波超压验证

吴斌[19]和田志敏等[20]在全尺寸巷道中展开了瓦斯浓度 9.5%、体积 200 $m^3$ 甲烷/空气预混气体的爆炸实验，从理论上分析了瓦斯爆炸超压与距离、隧道断面面积和瓦斯体积(初始爆炸能量)之间的非线性关系。冲击波超压计算公式[21]如下：

$$\Delta p=\frac{4k}{(k+1)c_0}\left[\frac{(k-1)(k+1)^2E_{\rho_0}}{(k-1)S\rho_0}\right]^{1/2}x^{-1/2} \tag{3}$$

式中：$c_0$ 为空气传播速度，$k$ 为绝热压缩系数，$x$ 为爆炸中心与冲击波面之间的距离，$S$ 为巷道的横截面积，$E_{\rho_0}$ 为瓦斯爆炸释放的总能量。

本文中采用 ANSYS/LS DYNA 软件的模拟结果与文献[2,19,21]中结果的对比，如图 3 所示。

由图 3 通过比较，本文的爆炸冲击波超压模拟数据与参考文献报道的结果基本吻合。由于巷道壁面粗糙且具有吸能作用，因此数值模拟结果高于理论值和实验值。

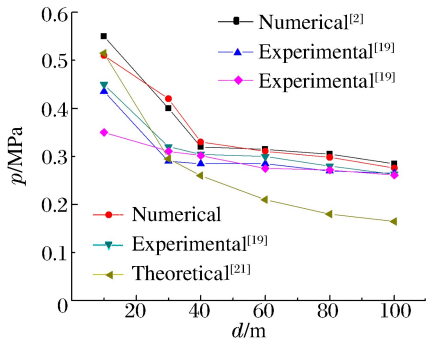



图 3 瓦斯爆炸实验值、理论值及模拟值对比

Fig. 3 Comparison of experimental, theoretical and numerical data

### 2.2 爆炸流场与结构的流固耦合效应

图 4 为瓦斯爆炸冲击波流场与救生舱的相互作用，表明爆炸流场与舱体结构之间相互影响。在瓦斯爆炸瞬间，爆炸产物迅速发生膨胀，致使高温高压气体高速向外扩散，同时周围气体在高压的作用下从巷道一端传播至另一端。在 287.22 ms 时刻，冲击波与救生舱相遇前，入射波超压值约为 0.29 MPa，见图 4(a)。在 293.68 ms 时刻，冲击波与救生舱接触后，在救生舱对爆炸冲击波的激励作用及入射波与反射波的叠加综合作用下，救生舱表面及周围产生一个速度梯度场，冲击波超压迅速增大，达到 0.67 MPa，见图 4(b)。由于救生舱的吸能作用及冲击波的多次反射和衍射，冲击波超压迅速衰减。在 304.32 ms 时刻，压力急剧下降至 0.19 MPa，而救生舱的压力不超过 0.06 MPa，见图 4(c)。在 334.34 ms 时刻，冲击波压力峰值衰减至 0.038 MPa，见图 4(d)。

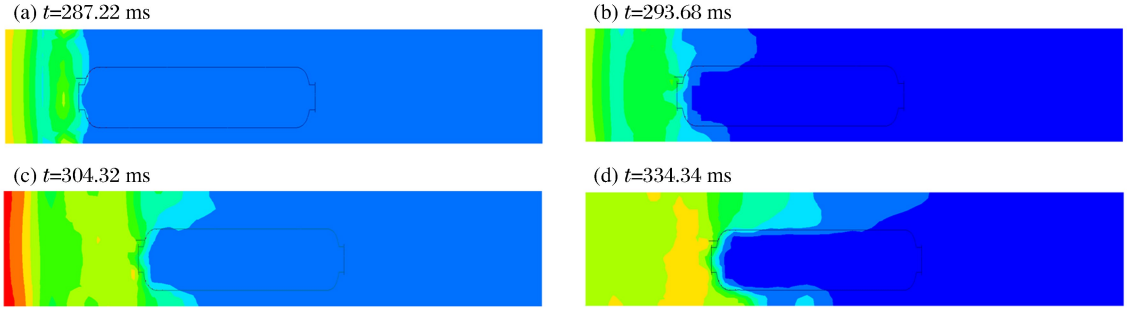



图 4 爆炸流场与结构的耦合作用

Fig. 4 Coupling interaction between flow field and structures

### 2.3 原模型动力响应

#### 2.3.1 应力场

图 5 是原模型救生舱的应力云图，从图中可以看出，随着爆炸冲击波与救生舱的相互作用，舱体的等效应力逐渐增大。在 287.22 ms 时刻，冲击波到达救生舱的表面并开始对救生舱施加压力。在冲击波与整个救生舱作用过程中，舱门的等效应力较高，而侧壁和顶部的应力较小。高应力出现在前舱门与正面的铰链处，最大应力单元 719 321 的应力为 340 MPa，未超过材料的屈服强度，然而舱体的其他部

位如法兰等结构单元应力没有超过材料的屈服强度，如图 5(d) 所示。当瓦斯爆炸超压达到 0.69 MPa，整体结构和主要部件的强度在弹性范围内。由于爆炸冲击波与救生舱的相互作用时间较短，应力集中区不会导致整体失效。

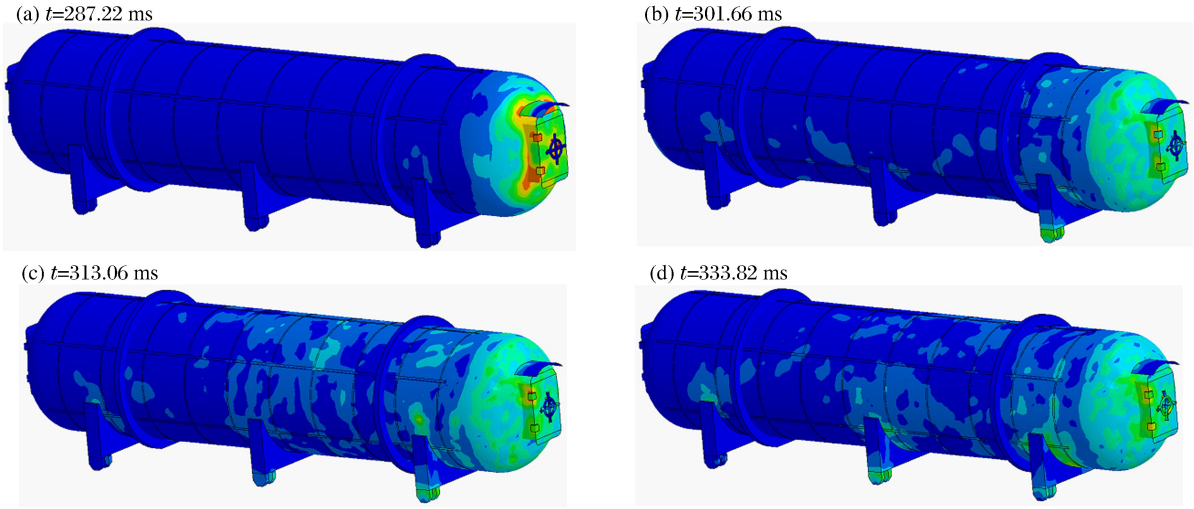



图 5　不同时刻救生舱的等效应力分布

Fig. 5　Distribution of equivalent stress of rescue capsule at different moments

### 2.3.2　位移场

原模型救生舱的位移云图如图 6 所示，由于迎爆面先受到爆炸冲击波和动压作用，因此在这个区域的变形最明显。初始时刻 287.22 ms 时，救生舱的舱门边缘变形较严重，最大位移达到 25 mm，直接影响舱体密闭性能(参见《煤矿可移动式硬体救生舱通用技术条件(征求意见稿)》)，因此需要对迎爆面进行优化；301.66 ms 以后，由于冲击波的传播和衍射作用，受力区域逐渐扩大，舱体正面的边缘区域变形较严重，达到 25.1 mm。因此，为了保证舱体的密闭性能，需要对迎爆面进行加固处理，以防止瓦斯爆炸产生的有毒气体入侵。变形相对较小的部分，如逃生门、底座支架的位移均小于 4 mm，且没有出现局部的脆性断裂和裂缝，这说明了所设计的救生舱其他部位的安全性和整体刚度符合安全要求。

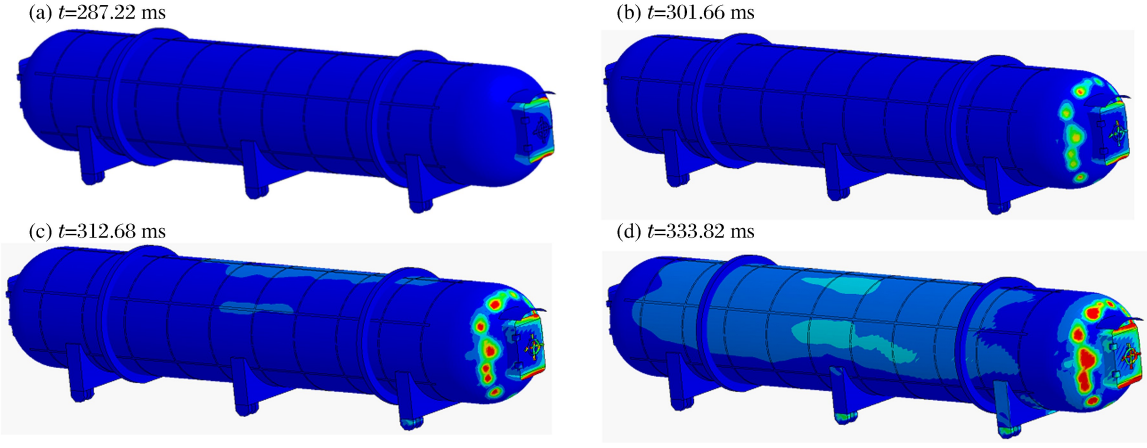



图 6　不同时刻救生舱的位移分布

Fig. 6　Distribution of displacement of rescue capsule at different moments

结合上述分析，冲击波对救生舱各部位的影响差异较大。迎爆面边缘区域是保证救生舱气密性的关键部位。因此，需要对迎爆面进行优化如增加加强筋数量，保证舱体结构在质量较轻的情况下迎爆面的强度和刚度满足要求，提高该区域的抗冲击性能。

## 3 结构设计优化与数值分析

### 3.1 模型优化

结合上述分析可知，选用 Hyper Optistruct 模块对迎爆面结构进行拓扑优化，获得加强筋的最佳布设位置，结合原模型的变形特征，对原模型迎爆面进行配筋优化后的模型如图 7 所示。

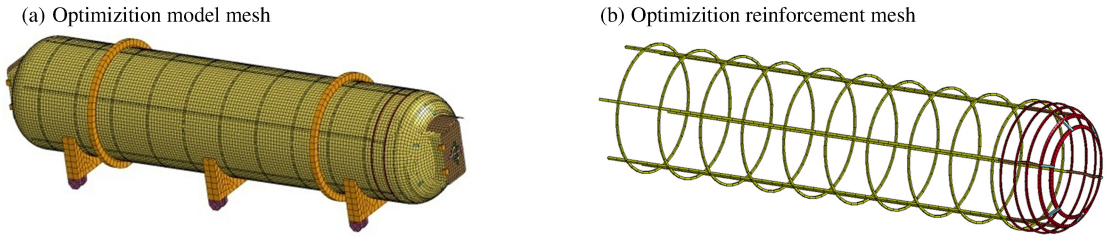



图 7 优化模型网格及配筋

Fig. 7 Meshes of optimization model and its reinforcement

### 3.2 新模型结构响应

#### 3.2.1 应力场

图 8 是优化模型的应力云图，从图中可以看出，随着爆炸冲击波与救生舱的相互作用，舱体的等效应力逐渐增大。在 287.22 ms 时刻，冲击波到达救生舱的表面并开始对救生舱施加压力。在冲击波与整个救生舱作用过程中，舱门的等效应力较高，而侧壁、底部和顶部的应力较小。高应力出现在迎爆面加强筋处，最大应力为 436 MPa，但未超过材料的屈服强度，如图 8(d) 所示，而舱体的其他部位如法兰等结构的单元应力未超过材料的屈服强度。整体结构和主要部件的强度在弹性范围内，且由于爆炸冲击波与救生舱的相互作用时间较短，应力集中区不会导致整体失效。

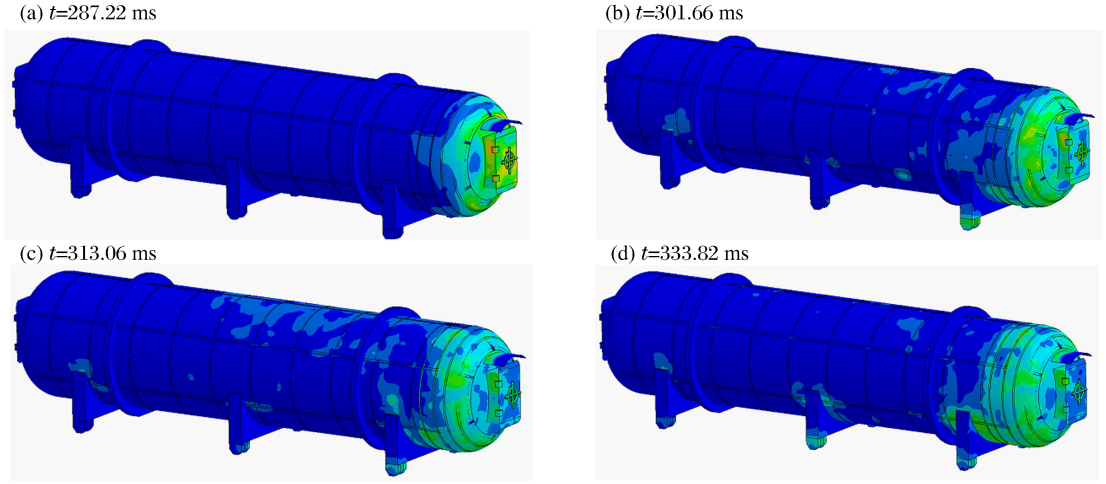



图 8 不同时刻优化模型等效应力分布

Fig. 8 Distribution of equivalent stress of optimization model at different moments

#### 3.2.2 位移场

优化模型救生舱的位移云图如图 9 所示，由于迎爆面首先受到爆炸冲击波和动压作用，因此在这个区域的变形最明显。初始时刻 287.22 ms 时，救生舱的舱门边缘变形较严重，最大位移达到 18.3 mm，此后随着冲击波的传播，该值逐渐减小，并在《煤矿可移动式硬体救生舱通用技术条件(征求意见稿)》的合理范围内。在 301.66 ms 时刻，由于冲击波的传播和衍射作用，受力区域逐渐扩大，舱体正面的边缘区域变形较严重，最大位移达到 18.6 mm(小于极限变形值 20 mm)，还能够有效避免瓦斯爆炸产生的有毒气体入侵。变形相对较小的部分，如逃生门、底座支架的位移均小于 4 mm，未出现局部的脆性断裂和裂缝，表明优化后的救生舱的安全性和整体刚度符合安全要求。

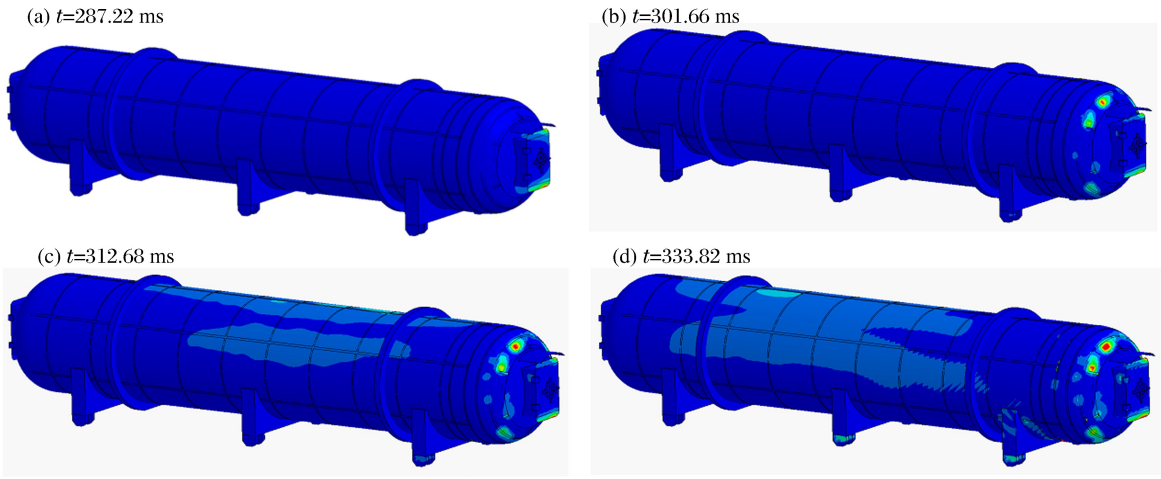



图 9　不同时刻优化模型位移分布

Fig. 9　Distribution of displacement of optimal model at different moments

### 3.3　原、新模型对比

#### 3.3.1　救生舱关键结构动态响应

原模型及优化模型的关键结构如舱门、逃生门、加强筋、连接法兰的最大单元的应力和位移曲线对比结果，如图 10 所示。图中，$d_{m,or}$、$\sigma_{m,or}$为原模型的最大位移、最大应力，$d_{m,op}$、$\sigma_{m,op}$为优化模型的最大位移、最大应力。在瓦斯爆炸冲击作用下，迎爆面的动力响应更强烈，因此具有最大的等效应力和位移，原模型与优化模型等效应力均未超过材料的屈服强度，但优化后最大单元位移减小了近 61%且未超过 20 mm，见图 10(a)。由于爆炸冲击载荷衰减较快且作用时间极短，在救生舱末端处的逃生门的应力和

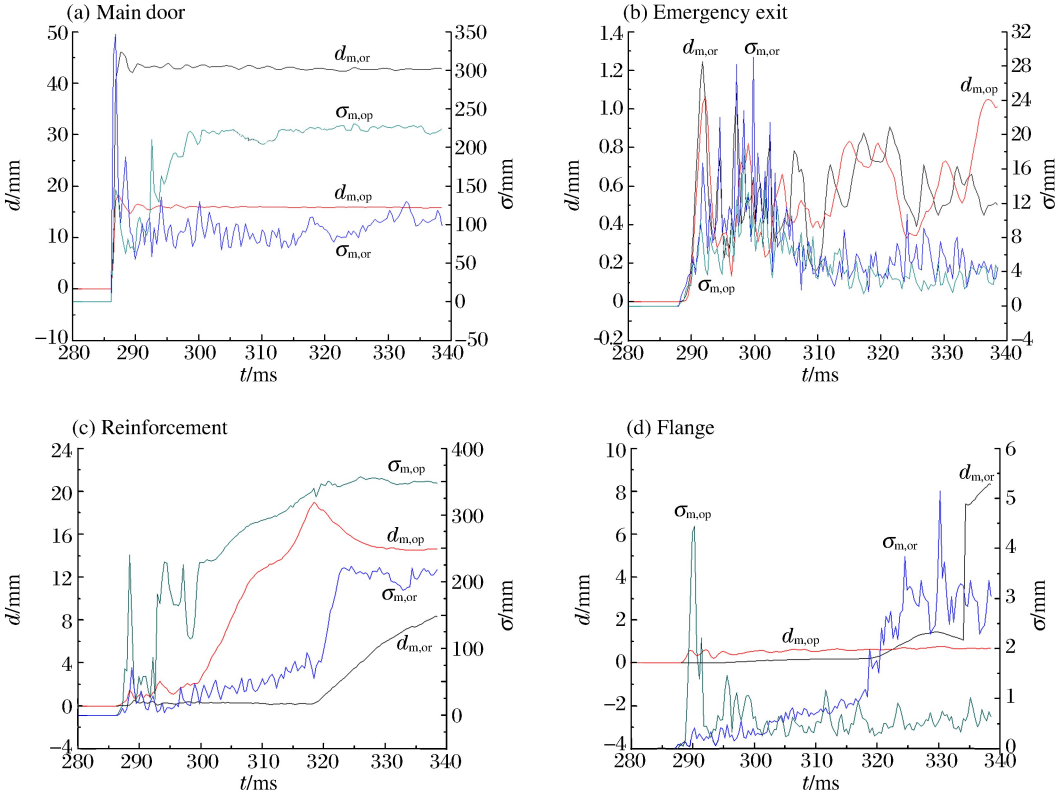



图 10　原模型与优化模型关键结构动态响应对比

Fig. 10　Comparison of dynamic response of key components on original and optimized models

位移相对较小，在 280～305 ms 内，配筋优化对救生舱的最大单元应力和最大单元位移基本无影响，在 305 ms 后，二者在最大单元应力和最大单元位移的差异逐渐扩大，这是由于经过配筋优化后的新模型对冲击波超压具有更强的承受能力。此外，优化模型的逃生门最大单元应力和最大单元位移出现时刻均晚于原模型，见图 10(b)。优化模型的加强筋的最大单元应力和最大单元位移均大于原模型，由于爆炸冲击波先作用在舱体迎爆面，而原模型由于迎爆面产生应力集中致变形较大(超过 20 mm)，优化后舱体的迎爆面的应力转移至该区段加强筋，且该区段加强筋吸收了迎爆面外壳的冲击波能量，因此优化后的救生舱迎爆面加强筋的应力和位移均大于原模型，见图 10(c)。而优化模型与原模型的法兰的残余位移均小于 3 mm，见图 10(d)，应力远小于材料的屈服强度。综合分析结果表明，对原模型迎爆面壳体进行配筋处理对该区段壳体具有一定保护作用，且优化后的舱体强度和刚度均优于原模型。

### 3.3.2 舱体能量

图 11 为原模型与优化模型的动能、内能及总能量能量变化曲线。

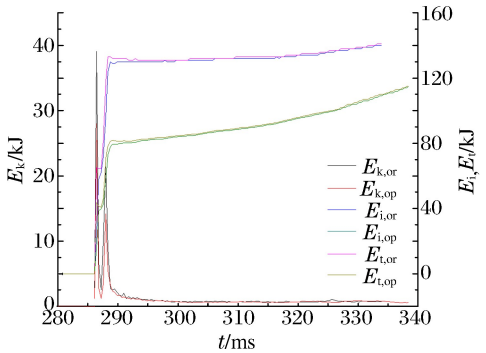



图 11 原模型与优化模型的动能、内能及总能量对比

Fig. 11 Comparison of kinetic energy, internal energy and total energy of original and optimized models

能量变化是模型在载荷作用下的一个明显特征，内能包括弹性应变能、黏弹性或者蠕变过程的能量耗散以及伪应变能等，动能主要包括舱体振动能量，而总能量能为动能与内能之和。从图中可以看出，内能与动能变化趋势相反，二者在数值上相差 1 个数量级，其中的差包括能量耗散及伪应变能等。当爆炸冲击载荷作用于舱体，动能迅速增大，287 ms时达到最大值，随着冲击波的传播，动能逐渐转化为内能，在 290 ms 以后，动能急剧减小，随着冲击波的传播，舱体动能逐渐减小并趋于平衡。当冲击波完全淹没救生舱舱体时，舱体几乎处于静止状态，动能最小，内能达到最大值。原模型与优化模型的动能、内能及总能量变化趋势基本一致。二者的动能差异基本不大，内能相差近 280 kJ。原模型的总能量峰值为 1 400 kJ，而新模型总能量峰值为 1 150 kJ，比原模型有所衰减。这是由于：原模型迎爆面主要承受爆炸冲击波作用，主要吸能构件是主舱门和舱门，导致这些构件的破坏较严重，而增加了加强筋的改进舱的主要吸能构件是加强筋，加强筋破坏较严重，具有很好的缓冲吸能作用，主舱门吸收能量较小。从上面的能量分析进一步证明，增加迎爆面的加强筋对爆炸冲击波具有一定缓冲作用。

## 4 结 论

采用 ANSYS/LS-DYNA 考察了圆柱壳救生舱在瓦斯爆炸载荷下救生舱的动态响应，并进行结构参数优化，结论如下。

(1)采用 ALE 算法揭示了爆炸冲击波流场与救生舱的耦合作用，瓦斯爆炸冲击波的数值模拟结果与文献数据基本吻合。

(2)冲击波与救生舱相互作用过程中，应力集中区位于前舱门与迎爆面的铰链处，原模型最大绝对位移处于救生舱迎爆面边缘。舱门的等效应力较高，而侧壁和顶部的应力较小。舱体的其他部位如法兰等结构单元应力没有超过材料的屈服强度且没有塑性变形，整个舱体处于弹性状态。但迎爆面变形较大，需要对原模型进行优化处理。

(3)采用 Hyper Optistruct 对原模型迎爆面结构进行拓扑优化，优化模型抗爆性模拟结果表明：舱体正面的边缘区域变形较严重，最大位移达到 18.6 mm(小于极限变形值 20 mm)，还能够有效避免瓦斯爆炸产生的有毒气体入侵。其他部位未出现局部的脆性断裂和裂缝，表明优化后的救生舱的安全性和整体刚度符合安全要求。

(4)从能量转换角度阐释了救生舱优化前后能量变化规律，表明舱体能量遵循一定规律，动能与内能变化趋势基本相反；原模型与优化模型的动能、内能及总能量变化基本一致。原模型与优化模型的动能差异基本不大，内能相差近 280 kJ，表明对原模型迎爆面进行配筋优化可以减缓冲击波对迎爆面和舱门的破坏作用。

## 参考文献：


[1] WANG K, JIANG S G, MA X P, et al. Study of the destruction of ventilation systems in coal mines due to gas explosions[J]. Powder Technology, 2015,286:401-411.

[2] ZHANG B Y, ZHAO W, WAN W, et al. Pressure characteristics and dynamic response of coal mine refuge chamber with underground gas explosion[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2014,30(3):37-46.

[3] NIU H Y, DENG J, ZHOU X Q, et al. Association analysis of emergency rescue and accident prevention in coal mine[J]. Procedia Engineering, 2012,43:71-75.

[4] 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. Study on blast performance of refuge chamber[J]. Mining Safety & Environmental Protection, 2010,37(3):25-30.

[5] ZHAO H J, QIAN X M. Simulation analysis on structure safety of coal mine mobile refuge chamber under explosion load[J]. Safety Science, 2012,50(4):674-678.

[6] 赵焕娟，黄平，钱新明. 救生舱板壳结构抗冲击结构安全分析及优化对策[J]. 煤炭学报，2013,38(6):1095-1100.
ZHAO Huanjuan, HUANG Ping, QIAN Xinming. Structure safety analysis and optimization of refuge chamber shell under explosion load[J]. Journal of China Coal Society, 2013,38(6):1095-1100.

[7] 刘超，鲍久圣. 救生舱抗爆炸冲击载荷数值模拟[J]. 金属矿山，2014,457(1):141-144.
LIU Chao, BAO Jiusheng. Numerical simulation of explosion impact load on refuge chamber[J]. Metal Mine, 2014,457(1):141-144.

[8] FASOULETOS M A. Parametric design of a coal mine refuge chamber[D]. Morgantaon: West Virginia University, 2007.

[9] MARGOLIS K A, WESTERMAN C Y K, KOWALSKI-TRAKOFLER K M. Underground mine refuge chamber expectations training: Program development and evaluation[J]. Safety Science, 2010,49(3):522-530.

[10] 马立东，潘海彦，王云，等. 井下救生舱抵抗爆炸冲击的数值模拟[J]. 振动与冲击，2012,31(20):172-176.
MA Lidong, PAN Haiyan, WANG Yun, et al. Numerical simulation of a refuge capsule resisting gas explosion impact[J]. Journal of Vibration and Shock, 2012,31(20):172-176.

[11] ZHAO H J, QIAN X M. Simulation analysis on structure safety of two typical refuge chamber shell forms under explosion load[J]. Procedia Engineering, 2012,45(2):910-915.

[12] 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.
ZENG Yixin, BAI Chunhua, LI Jianping, et al. Numerical simulation of rescue cabin under blasting in the tunnel [J]. Journal of China Coal Society, 2012,37(10):1705-1708.

[13] 岳强，司荣军. 瓦斯爆炸冲击作用下新型复合结构防护外壳的动态响应[J]. 振动与冲击，2011,30(10):148-152.
YUE Qiang, SI Rongjun. Dynamic response of a new protective crust with compound structure to shock wave of gas explosion[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011,30(10):148-152.

[14] 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(增刊 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.

[15] 王海燕，曹涛，周心权，等. 煤矿瓦斯爆炸冲击波衰减规律研究与应用[J]. 煤炭学报，2009,34(6):778-782.
WANG Haiyan, CAO Tao, ZHOU Xinquan, et al. Research and application of attenuation law about gas explosion shock wave in coal mine[J]. Journal of the China Coal Society, 2009,34(6):778-782.

[16] 梅瑞斌，李长生，蔡般，等. 爆炸冲击下煤矿救生舱抗爆能力有限元分析[J]. 东北大学学报，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, 2013,34(1):85-94.

[17] TRELAT S, SOCHET I, AUTRUSSON B. Impact of a shock wave on a structure on explosion at altitude[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2007,20(4):509-516.

[18] 高轩能,刘颖,王书鹏. 基于 LS-DYNA 的大空间柱壳结构爆炸波压力场分析[J]. 振动与冲击,2011,30(9):70-75.
GAO Xuanneng, LIU Ying, WANG Shupeng. Analysis of explosive shock wave pressure distribution on large-space cylindrical reticulated shell based on LS-DYNA[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011,30(9):70-75.

[19] 吴斌. 矿井半封闭空间内瓦斯空气预混气体热动力学研究[D]. 北京:中国矿业大学,2003.

[20] 田志敏,邬玉斌,罗奇峰. 隧道内爆炸冲击波传播特性及爆炸荷载分布规律研究[J]. 振动与冲击,2011,30(1):21-26.
TIAN Zhimin, WU Yubin, LUO Qifeng. Characteristics of in-tunnel explosion induced air shock wave and distribution law of reflected shock wave load[J]. Journal of Vibration and Shock, 2011,30(1):21-26.

[21] 曲志明,周心权,王海燕,等. 瓦斯爆炸冲击波超压的衰减规律[J]. 煤炭学报,2008,33(4):410-414.
QU Zhiming, ZHOU Xinquan, WANG Haiyan, et al. Overpressure attenuation of shock wave during gas explosion[J]. Journal of China Coal Society, 2008,33(4):410-414.

# Antiknock analysis and structure optimization for coal mine cylindrical shell refuge capsule under gas explosion load

CHEN Xiaokun[1,2,3], LI Haitao[1,2], WANG Qiuhong[1,2,3],
JIN Yongfei[1,2,3], DENG Jun[1,2,3], ZHANG Yanni[1,2,3]

(1. *College of Safety Science and Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an* 710054, *Shaanxi, China*;
2. *Shaanxi Key Laboratory of Prevention and Control of Coal Fire, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an* 710054, *Shaanxi, China*;
3. *Engineering Research Center of West China Coal Mine Safety Education Ministry, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an* 710054, *Shaanxi, China*)

**Abstract**: Coal mine rescue capsules are an indispensable equipment for safe production and effective rescue in coal mines, and their efficiency and stability directly determine the rescue efficiency and the antiknock performance in coal mines. In this paper, a cylindrical shell rescue capsule was designed to guarantee the stability of the capsule under a gas explosion load. Firstly, the load of the explosion field was simulated using ANSYS/LSDYNA and validated with previously reported data. Secondly, the coupling effect between the flow field of the explosion shock wave and the rescue capsule was revealed using the ALE fluid－structure coupling algorithm in real coalmine conditions. Thirdly, the antiknock performance analysis and structural design optimization were conducted on the original model. Finally, the dynamic response, strength and energy variation were compared for the original model and the optimized version qualitatively and quantitatively. The results show that the antiknock performance of the optimized model has reached the required national standards of China.

**Keywords**: gas explosion; impact load; fluid-solid interaction; antiknock performance; dynamic response

(责任编辑 丁 峰)