

DOI: 10.11883/bzycj-2022-0515

爆炸冲击波与破片联合作用下防弹衣复合结构 防护效果的数值模拟*

王 智, 常利军, 黄星源, 蔡志华

(湖南科技大学机械设备健康维护湖南省重点实验室, 湖南 湘潭 411201)

摘要: 为增强现有防护装备的性能, 设计了一种由聚脲 (polyurea, PU)、凯夫拉 (Kevlar) 和泡沫组成的人体胸部复合防护结构。采用 LS-DYNA 对胸部复合防护结构在爆炸冲击波与破片冲击下的力学响应进行了数值模拟, 分析了防护结构排布类型以及厚度对胸部防护的影响。结果表明: 在单独爆炸冲击波作用下, 防护结构的不同排布类型对抗爆效果影响较小, PU-Kevlar-泡沫排布结构抗爆效果较好, 比透射压力峰值最大的 Kevlar-PU-泡沫结构的峰值减小了 2.42%; 在爆炸冲击波与破片联合作用下, PU-Kevlar-泡沫排布结构防护效果较好, 比透射压力峰值最大的 PU-Kevlar-PU-泡沫结构的峰值减小了 18.49%; 适当增加结构的厚度可降低爆炸冲击波与破片联合作用对人体胸部的损伤, 但继续增加厚度对防护性能的增益有限。

关键词: 爆炸冲击波; 破片侵入; 复合结构; 胸部防护; 联合作用

中图分类号: O383.3; TJ810

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Simulation on the defending effect of composite structure of body armor under the combined action of blast wave and fragments

WANG Zhi, CHANG Lijun, HUANG Xingyuan, CAI Zhihua

(Hunan Provincial Key Laboratory of Health Maintenance for Mechanical Equipment,
Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201, Hunan, China)

Abstract: In the complex battlefield environment, soldiers will not only face the impact damage of bullets and fragments, but also be subjected to the combined effect of shock wave and bullets caused by explosion. In order to enhance the performance of existing protective gears and better protect the safety of soldiers, a human chest composite protective structure composed of polyurea, Kevlar and foam was designed. Based on the LS-DYNA software platform, a finite element model of the chest composite protective structure is established, and the validity of the model is verified by experimental data drawn from open literature. On this basis, air domain, improvised explosive device and transmissive pressure test platform models are established, and the formation of blast shock wave and fragments and their interaction with the protective structure are simulated by the arbitrary Lagrange-Euler method. The transmittance pressures of different protective structures are compared, while the effects of the arrangement types of protective structures and the thickness on the chest protection are analyzed. The results show that under the action of blast shock wave alone, all three protective structures can effectively reduce the overpressure of blast shock wave; different arrangement types of protective structures have less influence on the anti-blast effect, among which polyurea-Kevlar-foam arrangement structure has better anti-blast effect, and Kevlar-polyurea-foam structure has poor anti-blast effect, and the difference between the two pressure peaks is 2.42%. Under the combined action of

* 收稿日期: 2022-11-14; 修回日期: 2023-02-22

基金项目: 国家自然科学基金(11972158); 军委科技委基础加强计划技术领域基金(2019-JCJQ-JJ-150, 2020-JCJQ-JJ-356); 湖南省研究生科研创新项目(CX20221044)

第一作者: 王 智(1997—), 男, 硕士研究生, zzh1821@163.com

通信作者: 蔡志华(1981—), 男, 博士, 副教授, caizhihua003@163.com

blast shock wave and fragments, the peak transmissive pressure of all three protective structures is larger than that of the blast alone; the polyurea-Kevlar-foam arrangement structure has a better protective effect, and the peak transmissive pressure is reduced by 18.49% compared with that of the polyurea-Kevlar-polyurea-foam structure, which has the largest peak transmissive pressure. Appropriate increase in structure thickness can reduce the damage to human chest caused by the combined action of blast shock waves and fragments, but continued increase in thickness has limited gain in protection performance.

Keywords: blast wave; fragment penetration; composite structure; chest protection; combined action

随着恐怖事件、地区争端和局部冲突的不断增加,爆炸冲击波与破片冲击已成为人类生命财产安全的重大威胁。对近几年局部冲突的统计表明,冲击波损伤的发生率约为 50%,破片损伤的发生率为 53%~81%^[1-2]。由于战场形式的转变,现代战争中士兵往往受到冲击波与破片的复合毁伤,冲击波与破片联合作用导致的损伤比单独作用的损伤更加严重^[3-6]。因此,针对爆炸冲击波与破片联合作用下的防护研究具有重要意义。

针对单独爆炸冲击波或破片作用造成损伤的防护问题已有大量的研究。崔小杰等^[7]提出了一种由胶体、聚氨酯和泡沫铝等 3 种材料作防护介质,凯夫拉 (Kevlar) 材料做包裹层的复合防护结构,并通过数值模拟分析了该防护结构对爆炸冲击波的减弱效果。彭佳等^[8]针对小当量的爆炸物,提出了一种由复合材料和溶液组成的柔性防护结构,研究表明,柔性防护结构能有效减小冲击波的超压峰值,增加正压作用的时间。袁天等^[9]开展了钢板/Kevlar 层合结构爆炸响应的数值模拟研究,发现增加 Kevlar 层对单一钢板的抗爆性能起到了明显的增强作用。徐斌等^[10]通过数值模拟研究了爆炸冲击波与防弹衣的相互作用,结果表明,爆炸冲击波与防弹衣发生相互作用形成的复杂波系会加重对人体的损伤。邵先锋等^[11]设计了一种由泡沫铝、水溶液、Kevlar 材料复合而成的柔性结构,并通过 AUTODYN 数值模拟软件分析了防护性能,结果表明,柔性结构能有效降低冲击波的压力。苗成等^[12]通过陶瓷复合装甲抗爆性能试验,发现陶瓷复合装甲结构可以有效降低爆轰压力。王燕等^[13]设计了由聚脲 (polyurea, PU)、防爆液体和纤维材料组成的复合柔性防护结构,通过数值模拟研究了 PU 材料在不同位置和厚度不同时该结构的抗破片侵彻性能。张玉玉等^[14]采用边长为 3 mm 的立方块钨金破片,研究了军用防弹衣和 Q235 钢板对破片的防护性能。Han 等^[15]实验研究了不同步枪子弹冲击硬/软复合材料时明胶块的瞬态压力,并比较了子弹类型对瞬态压力波参数的影响。唐昌州等^[16]通过数值模拟研究了 Kevlar 与超高分子量聚乙烯 (ultra high molecular weight polyethylene, UHMWPE) 混杂对比对防弹衣抗侵彻性能的影响,发现与单一 Kevlar 制作的防弹衣相比,采用面板 Kevlar、背板 UHMWPE 混杂结构的防弹衣抗侵彻性能更好。李茂等^[17]对芳纶纤维增强复合装甲结构抗侵彻性能进行了实验研究,发现芳纶纤维与覆盖钢板之间的间隙可以提高纤维层的抗侵彻能力。综上所述,目前对于胸部防护的研究多基于单独爆炸冲击波或破片的防护,对冲击波与破片联合作用下胸部防护的研究较少。

基于复合结构优异的抗冲击和防爆性能,本文中设计一种由 PU、Kevlar 和发泡聚丙烯泡沫 (expanded polypropylene, EPP) 组成的复合防护结构,用于防御爆炸冲击波与破片的联合作用,并通过流固耦合数值计算方法探讨不同排布类型和厚度对复合结构防护效果的影响。

1 数值模拟

1.1 模型建立

采用任意拉格朗日-欧拉 (arbitrary Lagrange-Euler, ALE) 算法模拟爆炸冲击波和破片与防护结构的相互作用,整体有限元模型如图 1(a) 所示。空气及炸药网格单元采用 ALE 算法,其余部分采用拉格朗日网格划分。空气域尺寸为 930 mm×130 mm×130 mm,空气域网格单元尺寸为 2 mm×2 mm×4 mm。为了提高计算的准确性,对炸药和防护结构附近的空气网格进行加密,单元尺寸为 2 mm×2 mm×2 mm,空气域网格单元共 1 094 275 个。在起爆点的 X、Y 和 Z 等 3 个方向设置对称边界,空气域其余三个面为无反射边界,以此模拟无限流域。

炸药源采用圆柱形简易爆炸装置 (improvised explosive device, IED) 模拟, 如图 1(b) 所示, 起爆点设置在 IED 中心, 距离防护结构 0.5 m。炸药当量为 100 g TNT, 半径 20 mm, 高 48.8 mm, 外部包裹 168 颗大小和质量均相同的钢制小球充当破片, 小球半径 3 mm、质量 0.882 g。

防护结构由 Kevlar、PU 和 EPP 组成。由于靠近人体结构的一侧多采用软质材料, 因此最里层选用 EPP 材料。设置 3 种排布组合: Kevlar-PU-EPP、PU-Kevlar-EPP 和 PU-Kevlar-PU-EPP。3 种组合结构的尺寸为 240 mm×240 mm×26 mm, 其中, Kevlar 厚度为 10 mm, EPP 厚度 10 mm, 单层 PU 结构中 PU 的厚度为 6 mm, 双层 PU 结构中每层 PU 的厚度均为 3 mm。3 种结构的模型如图 1(c) 所示。

当冲击载荷通过不同排布类型的防护结构时, 传递的冲击压力也会不同。因此, 为表征防护结构的缓冲性能, 参考 Yang 等^[18] 的研究建立了透射压力测试平台 (模拟胸部所受负载), 如图 1(d) 所示。压力测试平台由圆柱形压力传感器、硅胶、泡沫和钢架组成, 压力传感器直径为 6 mm, 长 30 mm, 硅胶尺寸为 280 mm×244 mm×244 mm, 泡沫尺寸为 120 mm×244 mm×244 mm, 钢架厚度为 3 mm。由于本文模型采用对称约束, 并且有破片冲击, 因此压力传感器置于测试平台中间对称面, 距离硅胶冲击面 10 mm。

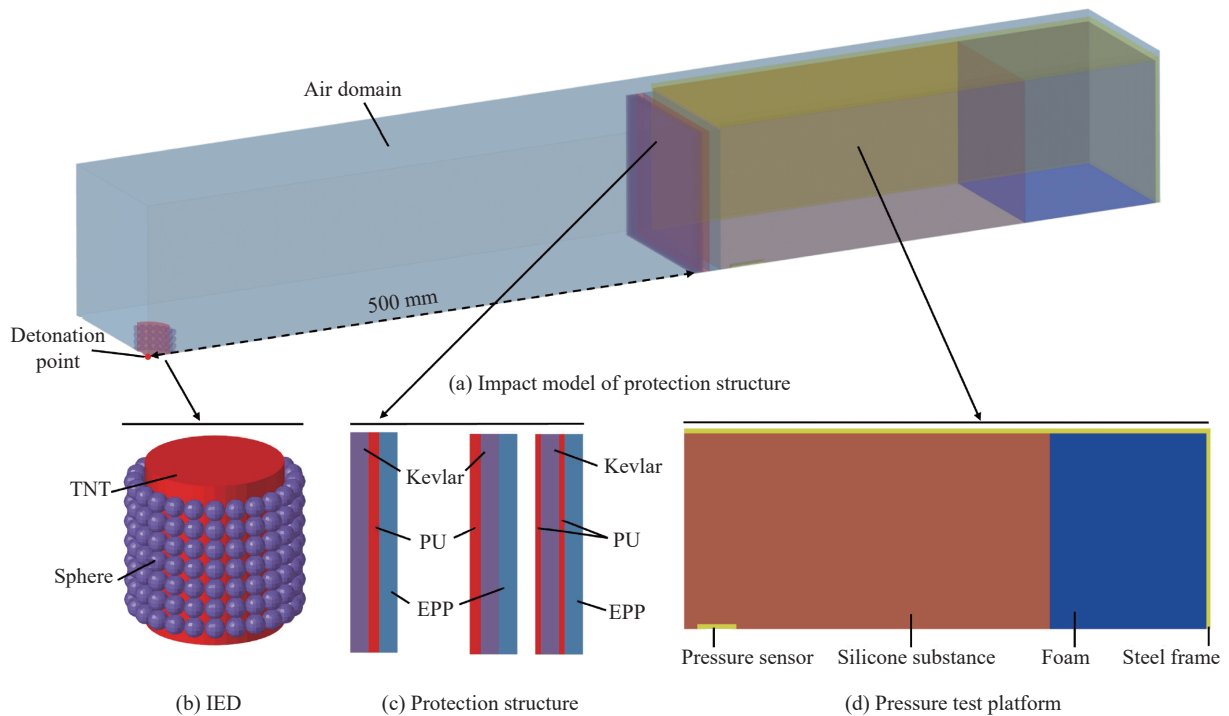


图 1 有限元模型

Fig. 1 Finite element model

1.2 材料模型

Kevlar 具有正交各向异性的特点, 因此采用 LS-DYNA 软件的 MAT22 号复合材料, 该材料采用损伤本构模型 COMPOSITE_DAMAGE 进行描述, 能较好地模拟正交复合材料的失效, 其应力-应变关系为:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\mu_{12}/E_2 & -\mu_{13}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu_{21}/E_1 & 1/E_2 & -\mu_{23}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu_{31}/E_1 & -\mu_{32}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{31} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中: ε 为正应变, γ 为切应变, σ 为正应力, τ 为切应力, G 为剪切模量, E 为杨氏模量, 下标 1、2、3 表示材料的弹性主方向。

该材料模型将纤维的失效形式分为 4 种。

(1) 纤维的拉伸失效

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \delta \left(\frac{\sigma_{12}}{S_c}\right) - 1 \geq 0 \tag{2}$$

式中: X_t 为纵向拉伸强度, S_c 为面内剪切强度, δ 为失效参数。

(2) 纤维的压缩失效

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right)^2 - 1 \geq 0 \tag{3}$$

式中: X_c 为纵向压缩强度。

(3) 基体的拉伸失效

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_c}\right)^2 - 1 \geq 0 \tag{4}$$

式中: Y_t 为横向拉伸强度。

(4) 基体的压缩失效

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{2S_c}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_c}{2S_c}\right)^2 - 1\right] \frac{\sigma_{22}}{Y_c} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_c}\right)^2 - 1 \geq 0 \tag{5}$$

式中: Y_c 为横向压缩强度。

Kevlar 材料的参数如表 1 所示。其中: ρ 为密度, μ 为泊松比, K_f 为失效体积模量, α 为剪切应力参数, S_N 为法向拉伸强度, S_{13} 和 S_{23} 为横向剪切强度。

表 1 Kevlar 材料参数^[19]

Table 1 Parameters of Kevlar^[19]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E_1/GPa	E_2/GPa	E_3/GPa	μ_{12}	μ_{13}	μ_{23}	G_{12}/GPa	G_{13}/GPa	G_{23}/GPa
1.35	21	21	4.6	0.31	0.14	0.14	1.2	1.2	1.2
K_f/GPa	S_f/GPa	X_t/GPa	Y_t/GPa	Y_c/GPa	α	S_N/GPa	S_{13}/GPa	S_{23}/GPa	
2	0.25	1.2	1.2	0.8	0.5	0.55	0.55	0.55	

PU 材料有很明显的应变率效应, 采用 MAT24 号多线段弹塑性材料模型, 该模型能够定义断裂应变值以及输入应力-应变曲线, 依据 Cowper-Symonds 理论, 通过动力放大系数来考虑材料的应变率效应。动力放大系数为:

$$D = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C}\right)^{1/n} \tag{6}$$

式中: $\dot{\epsilon}$ 为应变率, C 和 n 为应变率参数, 当 C 和 n 为 0 时, 忽略应变率效应。

MAT24 号材料模型选择黏塑性公式, 此时动态屈服应力为:

$$\sigma_y(\epsilon_{\text{eff}}^p, \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p) = \sigma_y^s(\epsilon_{\text{eff}}^p) + \sigma_0 \left(\frac{\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p}{C}\right)^{1/n} \tag{7}$$

式中: $\sigma_y^s(\epsilon_{\text{eff}}^p)$ 为静态应力, σ_0 为初始屈服应力。

PU 材料的性能参考文献 [20] 的实验数据, 如图 2(a) 所示, 其他材料参数如表 2 所示。

EPP 采用 MAT57 号材料, 该材料采用卷积形式的线性黏弹性模型, 对于低密度高压缩性的泡沫材料具有较好的模拟效果。线性黏弹性模型如下:

表 2 PU 材料参数^[20]

Table 2 PU parameter^[20]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	E/MPa	μ	C/s^{-1}	n
1.07	150	0.465	98.16	4.52

$$\sigma_{ij}^t = \int_0^t g_{ijkl}(t-\tau) \frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial \tau} d\tau \quad (8)$$

式中: $g_{ijkl}(t-\tau)$ 为松弛函数, σ_{ij}^t 为应力张量的增量, σ_{ij}^f 为上一时刻的应力张量, 该时刻的应力张量为:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^f + \sigma_{ij}^t \quad (9)$$

计算中采用 Prony 级数形式的松弛函数:

$$g(t) = \alpha_0 + \sum_{m=1}^N \alpha_m e^{-\beta_m t} = E e^{-\beta_1 t} \quad (10)$$

该松弛函数通过输入杨氏模量 E 和衰减系数 β_1 来定义材料的应变率效应。材料模型只需输入准静态应力-应变关系曲线即可, 材料参数确定相对简单。根据团队前期实验结果^[21], EPP 密度为 0.03 g/cm^3 , 弹性模量为 2.56 MPa , 其应力-应变曲线如图 2(b) 所示。

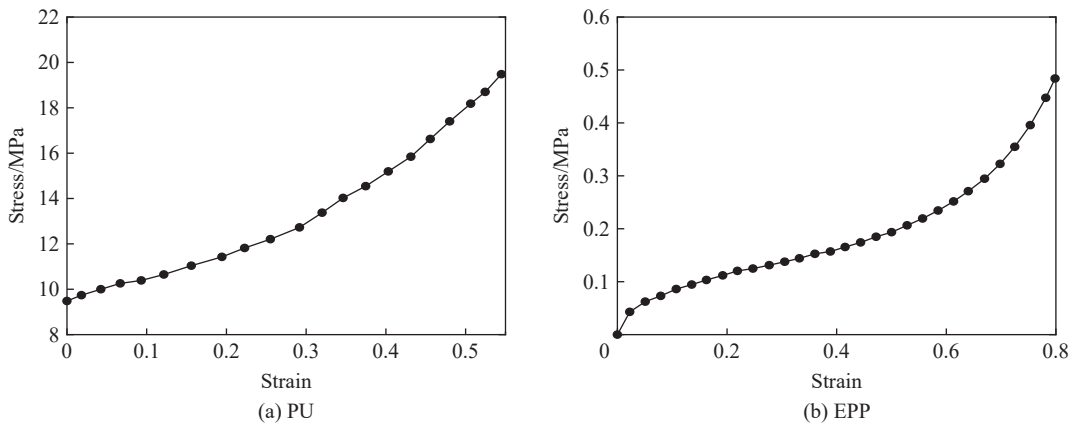


图 2 PU 和 EPP 的应力-应变曲线^[20-21]

Fig. 2 Stress-strain curves of PU and EPP^[20-21]

选用 TNT 炸药, 采用 MAT8 号材料以及 JWL 状态方程:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (11)$$

式中: p 为爆轰压力, V 为初始相对体积, E_0 为体积爆轰能量, A 、 B 、 ω 、 R_1 、 R_2 为多项式方程系数, 参数值如表 3^[22-23] 所示。

表 3 TNT 炸药材料及状态方程参数^[22-23]

Table 3 TNT explosive materials and state equation parameters^[22-23]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	ω	$E_0/(\text{J}\cdot\text{m}^{-3})$
1.63	6930	371	3.23	4.15	0.95	0.3	7×10^9

空气选用 MAT9 号材料, 状态方程采用 * EOS_LINEAR_POLYNOMIAL:

$$p = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E_0 \quad (12)$$

参数值如表 4^[24] 所示。

表 4 空气材料及状态方程参数^[24]

Table 4 Air materials and state equation parameters^[24]

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	$E_0/(\text{J}\cdot\text{m}^{-3})$
1.29	0	0	0	0	0.4	0.4	0	2.5×10^5

由于小球冲击防护结构后变形较小, 因此小球材料采用线弹性模型 MAT1, $\rho=7.8 \text{ g/cm}^3$, $E=208 \text{ GPa}$, $\mu=0.3$ 。压力测试平台的部分材料参数参考 Yang 等^[18]的研究数据, 压力传感器、硅胶和钢架均采用线弹性模型 MAT1, 压力传感器和钢架的材料参数相同, $\rho=7.8 \text{ g/cm}^3$, $E=210 \text{ GPa}$, $\mu=0.33$; 硅胶密度 ρ 为 1.1 g/cm^3 , $E=43 \text{ MPa}$, $\mu=0.495$; 泡沫采用 EPP 材料。

为模拟 Kevlar 材料的分层, 采用 CONTACT_TIEBREAK_SURFACE_TO_SURFACE 接触模拟分层现象。相较于普通接触, tiebreak 接触不仅可以承受压力, 还可以承受拉力, 其失效准则为:

$$\left(\frac{|\sigma_n|}{\sigma_{NL}}\right)^2 + \left(\frac{|\sigma_s|}{\sigma_{SL}}\right)^2 \geq 1 \quad (13)$$

式中: σ_n 为法向应力, σ_s 为切向应力; σ_{NL} 和 σ_{SL} 分别为层间法向强度和切向强度, 参考文献 [25] 分别取为 93 和 45.8 MPa。

1.3 模型验证

为验证 Kevlar 材料模型的有效性, 对文献 [26] 中的实验进行模拟再现。实验中所用的平头弹半径为 5 mm, 高为 20 mm, 靶板的长和宽均为 150 mm, 厚度为 5、10 mm。子弹所用材料为钨, 密度 19.35 g/cm^3 , 由于子弹冲击靶板时几乎不变形, 因此子弹采用刚体材料模型。由于整个模型对称, 因此建立 1/4 模型, 分别采用对称边界和完全固定边界。

对入射速度为 218、254 m/s 的 2 组实验进行数值模拟, 数值模拟后的剩余速度与实验的剩余速度对比如表 5 所示。由表 5 可知, 数值模拟结果略小于实验结果, 主要是由于实验中子弹入射时存在倾角, 而子弹入射倾角会影响其侵蚀能力, 数值模拟中是垂直入射, 所以模拟与实验有一定误差, 但误差较小, 验证了 Kevlar 模型的有效性。

PU 模型参考文献 [27] 验证。根据文献中的铝板冲击实验, 建立子弹冲击铝板模型。铝板尺寸为 $170 \text{ mm} \times 170 \text{ mm}$, 子弹为直径 37 mm 的圆柱形弹体, 长度为 500 mm。由于模型对称, 因此建立四分之一模型, 分别采用对称边界和固定边界。文献中子弹材料为 45 钢, 在实验中几乎无变形, 其受力变形的情况可以忽略, 因此子弹采用刚体材料模型, $\rho=7.85 \text{ g/cm}^3$, $E=200 \text{ MPa}$, $\mu=0.32$ 。铝板采用 MAT3 号材料, $\rho=2.7 \text{ g/cm}^3$, $E=68 \text{ GPa}$, $\mu=0.33$, 屈服应力为 75 MPa、切线模量为 4620 MPa。

结构为单一铝板结构和涂层结构, 其中涂层结构分为前涂层和背面涂层, 对子弹速度为 14.2 m/s 的实验进行数值模拟, 如表 6 所示。

对比实验与数值模拟的最大位移, 模拟结果与实验结果很接近, 误差在 3% 以内。图 3 为 2 种 PU 涂层结构的背面中心位移时程曲线。由图 3 可知, 2 种 PU 涂层结构的数值模拟曲线与实验曲线趋势大致相同, 峰值位置相近。虽然数值模拟中曲线在达到峰值后出现了一定的偏差, 但这主要是因为试验中靶板与固定装置通过螺栓连接, 所以子弹冲击时靶板与固定装置连接处会向中心移动, 增大了中心处的变形量; 另外, 试验中所用的子弹较长, 发射击中靶板后子弹还停留在滑膛中, 板件在回弹过程中需要克服子弹与滑膛之间的摩擦力, 因此实验的位移要比数值模拟大, 且在回弹部分比数值模拟更加平缓。综上所述, PU 材料模型是相对准确的。

表 5 模型验证剩余速度对比

入射速度/(m·s ⁻¹)	剩余速度/(m·s ⁻¹)		相对误差/%
	数值模拟	实验 ^[26]	
218	180	197	8.63
254	150	170	11.76

表 6 靶板背面中心处最大位移

结构配置	背面中心最大位移/mm		相对误差/%
	数值模拟	实验 ^[27]	
5.5 mm 纯铝板	15.40	15.62	1.41
4 mm 铝板+4 mm PU	17.30	17.67	2.09
4 mm PU+4 mm 铝板	17.80	18.15	1.93

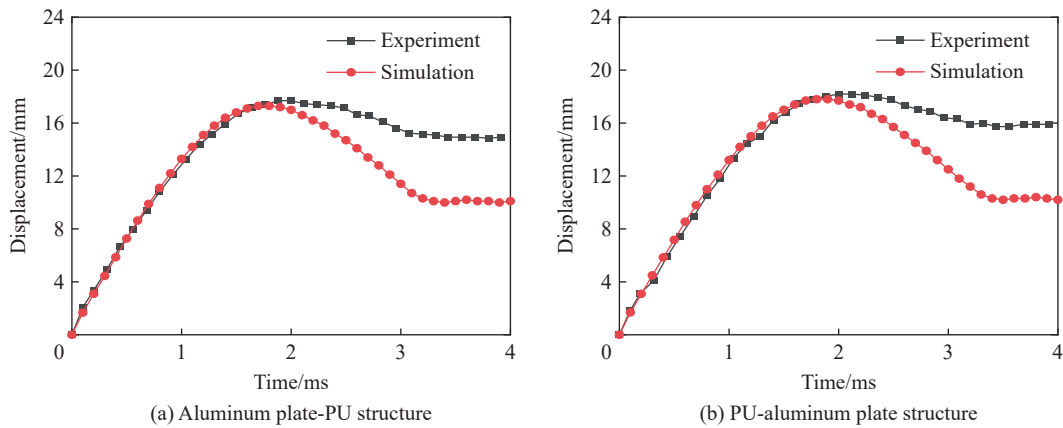


图 3 聚脲涂层结构位移时程曲线

Fig. 3 Displacement-time history curves of polyurea coating structures

2 数值模拟结果分析

2.1 单独爆炸冲击波载荷下防护结构的动态响应

为了比较防护结构在不同载荷下的防护效果,本节模拟单独爆炸冲击波作用下防护结构的力学响应。

2.1.1 爆炸冲击波的传播过程

图 4 为爆炸冲击波的传播过程。0.28 ms 时爆炸冲击波在空气介质中传播。0.34 ms 时,冲击波已到达防护结构表面,结构表面在耦合作用下率先开始运动,带动整体变形,并对前方的冲击波进行反射,使得前方空气压力增强。0.48 ms 时冲击波进一步在结构中传播产生应力波,防护结构中间部位压缩变形明显,并对后方压力测试平台进行挤压,透射压力开始增大。0.84 ms 时,空气压力已恢复至大气压,防护结构在惯性力作用下持续对后方压力测试平台进行挤压,压力测试平台透射压力进一步增大。

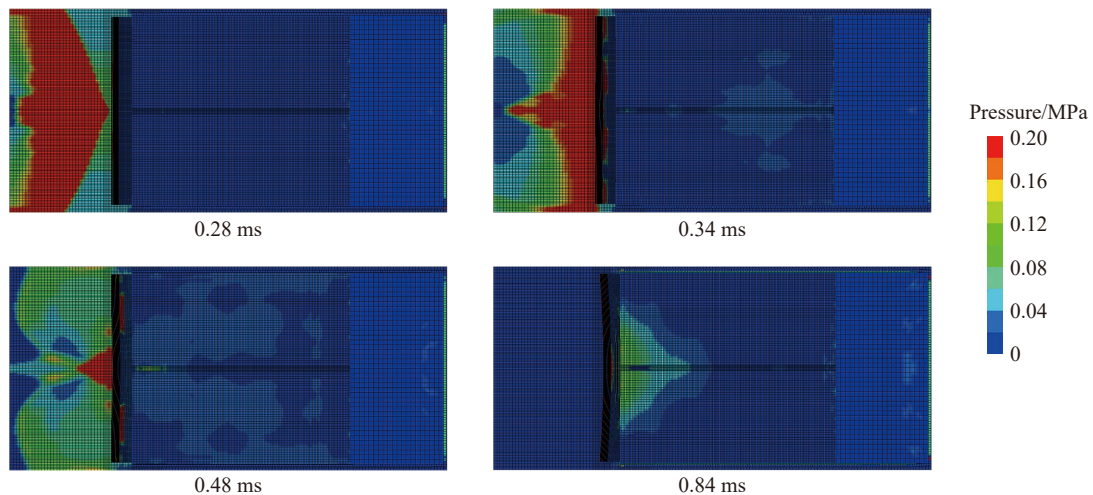


图 4 爆炸冲击波的传播过程

Fig. 4 Propagation process of blast wave

2.1.2 防护结构的透射压力分析

3 种结构的透射压力变化如图 5(a) 所示,爆炸冲击波能量先以应力波形式传入各层,防护结构变形,随后各层之间以弹塑性波的形式传播,测试平台压力开始增大。整个过程中,PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力峰值最小,为 0.282 MPa,其次为 PU-Kevlar-PU-EPP 结构,压力峰值为 0.287 MPa, Kevlar-PU-EPP 结构的透射压力峰值最大,为 0.289 MPa。在单独爆炸载荷下,3 种防护结构的透射压力均小于 0.29 MPa;

而在无防护情况下, 根据爆炸经验公式^[28], 0.5 m 处的超压可达 0.81 MPa, 可见防护结构对冲击波的超压降幅超过 64.2%, 因此防护结构可以有效降低爆炸冲击波的超压。分析 3 种结构冲击面中心的位移, 如图 5(b) 所示, 结构先受到挤压, 达到最大值时开始回弹。3 种结构中, PU-Kevlar-PU-EPP 和 Kevlar-PU-EPP 结构的位移几乎相同, PU-Kevlar-EPP 结构的位移更小, 表明该结构对爆炸载荷的抵抗能力更好, 所以压力测试平台的压力更小。总的来说, 单独爆炸载荷下, PU-Kevlar-EPP 结构抗爆性能优于另外 2 种结构, 防护效果最好。

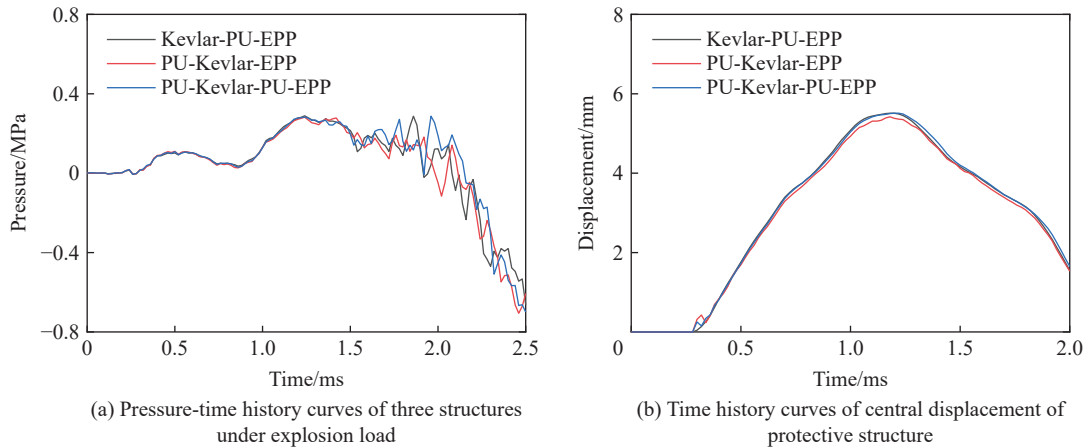


图 5 爆炸载荷下 3 种结构的压力时程曲线和结构正面中心位移时程曲线

Fig. 5 Pressure-time history curves and front center displacement-time history curves of three structures under explosion load

2.2 爆炸冲击波与破片联合作用下防护结构的动态响应

2.2.1 爆炸冲击波与破片的传播过程

图 6 为爆炸冲击波与破片的传播过程。由图 6 可知, 0.44 ms 时, 冲击波与破片均在空气介质中传播, 但冲击波传播速度比破片快。0.50 ms 时, 冲击波已到达防护结构表面, 结构表面受到冲击带动整体变形, 并对前方的冲击波进行反射, 使得前方空气压力增强, 此时破片仍在空气介质中传播。0.56 ms 时, 破片到达防护结构表面, 由于破片以极高的速度冲击, 结构受到进一步压缩变形。0.68 ms 时, 空气压力已恢复至大气压, 破片持续冲击防护结构使得结构前几层被击穿, 压力测试平台的透射压力显著增大。

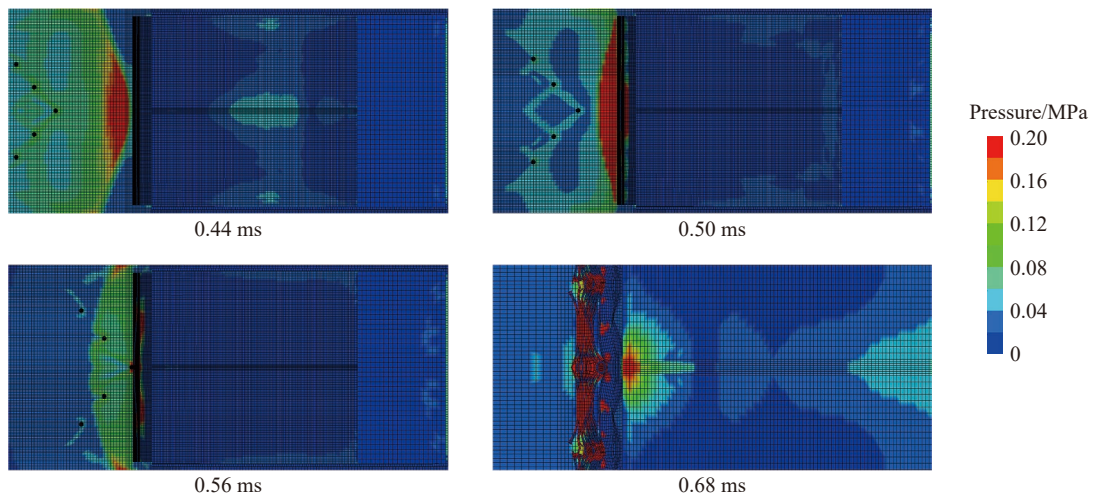


图 6 爆炸冲击波与破片的传播过程

Fig. 6 Propagation process of blast wave and fragments

2.2.2 防护结构的透射压力分析

防护结构的动态响应如图 7 所示, 在爆炸冲击波与破片联合冲击下, 防护结构先受到爆炸冲击波的冲击, 随后受到破片的侵彻并产生压缩波和拉伸波, 部分纤维发生分层破坏。当破片进一步侵彻时, 纤维开始逐层发生拉伸断裂破坏, 纤维的分层破坏也进一步加重, 同时 PU 层和泡沫层的变形不断增大, 测试平台压力逐渐上升。可以看出, 防护结构通过自身的变形吸能及提供层间剪力的方式抵抗爆炸冲击从而进行爆炸防护。

3 种结构的透射压力时程曲线如图 8 所示。相较于单独爆炸载荷, 联合载荷作用下透射压力上升时间较晚, 这是因为炸药爆炸时破片吸收了部分爆轰能量, 爆炸冲击波对防护结构的冲击程度减小且冲击时间更晚。整体来看, PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力峰值最小, 为 0.388 MPa, 其次是 Kevlar-PU-EPP 结构, 压力峰值为 0.473 MPa, PU-Kevlar-PU-EPP 结构压力峰值最大, 为 0.476 MPa。总的来说, 在联合载荷作用下, 物体受到的损伤更为严重, 这与已有的研究结论^[3-6]是一致的。根据新版 GA420-2008 系列标准警用防爆服的耐冲击性能指标, 在 120 J 能量冲击下, 相应部件不应破损、开裂。本文中最高速度破片冲击防护结构时动能达到 323 J, 3 种防护结构均未完全击穿开裂, 因此虽然在爆炸冲击波与破片联合作用下防护结构的透射压力增大, 但防护结构对冲击波与破片的防护还是有效的。3 种结构中 PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力最小, 表明其防护效果优于另外 2 种。

2.3 PU 厚度的影响

基于 PU 材料在抗弹、防爆方面的优势, 研究 PU 厚度对防护结构在爆炸冲击波与破片联合作用下防护效果的影响。根据 Wu 等^[22]的研究, 6 mm 厚度的 PU 吸能效果较好, 因此本文中以 6 mm 厚度 PU 的 PU-Kevlar-EPP 结构为基准, Kevlar 和 EPP 厚度均为 10 mm, 比较 2、4、6、8 和 10 mm 厚度 PU 的 PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力。

数值模拟中, 由于 2 mm PU 的 PU-Kevlar-EPP 结构被破片击穿, 因此只提取了另外 4 种厚度结构的结果数据。图 9 是 4 种不同 PU 厚度的 PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力时程曲线, 从图中可知, 4 mm 厚度 PU 结构的透射压力峰值

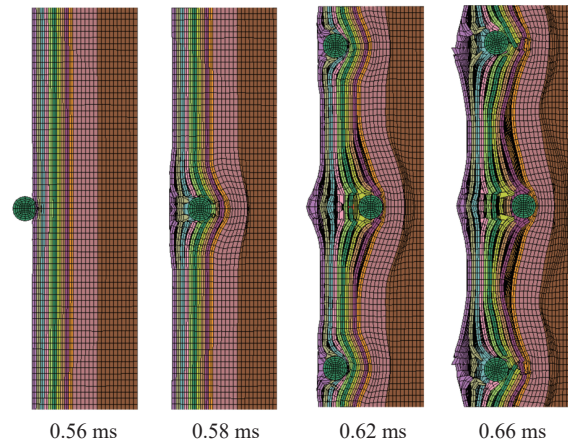


图 7 联合载荷下防护结构的动态响应

Fig. 7 Dynamic response of protective structure under combined action of blast wave and fragments

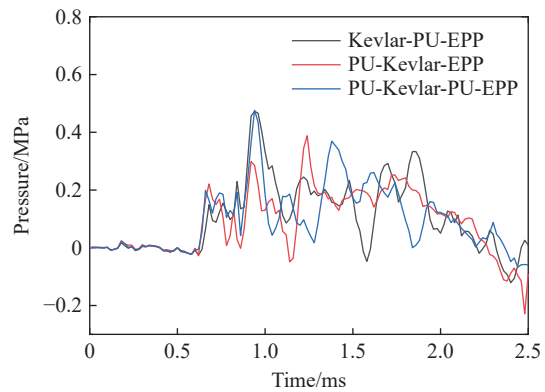


图 8 联合载荷下 3 种结构的压力时程曲线

Fig. 8 Pressure-time history curves of three structures under combined action of blast wave and fragments

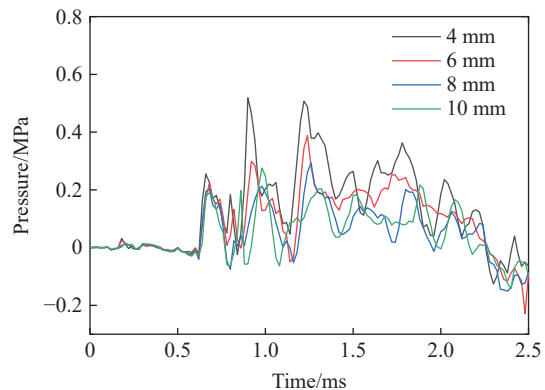


图 9 不同 PU 厚度结构的压力时程曲线

Fig. 9 Pressure-time history curves of different PU thickness structures

最大, 其次是 6、8 mm 厚度 PU 结构的, 10 mm 厚度 PU 结构的透射压力峰值最小。4 种结构的压力峰值如图 10 所示。从 4 mm 到 10 mm, PU 厚度每增加 2 mm, 防护结构的透射压力峰值分别减小 25.24%、24.48% 和 5.80%, 表明继续增加厚度对提升防护能力的影响逐渐减弱。在实际应用中, 如果只靠增加 PU 厚度并不能解决一切问题, 反而会使成本增加、结构笨重, 因此需要根据实际情况选择合适的 PU 厚度才能获得最佳的防护效果。

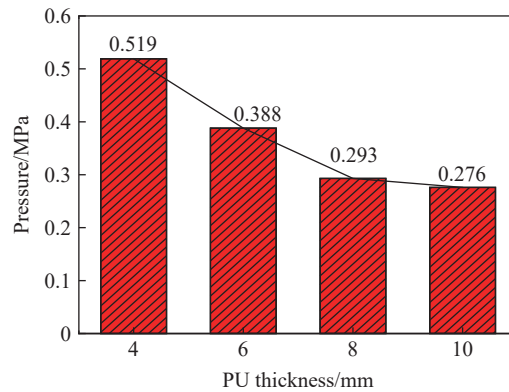


图 10 不同 PU 厚度结构的峰值压力

Fig. 10 Peak pressures of different PU thickness structures

3 结 论

通过数值模拟对爆炸冲击波与破片作用下 Kevlar、PU 和 EPP 组成的复合结构的防护性能进行了研究。通过与文献实验比较, 验证了模型的准确性, 并得到以下结论。

(1) 在 0.5 m 距离、100 g 当量 TNT 炸药爆炸产生的爆炸冲击波作用下, PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力峰值最小, 较透射压力峰值最大的 Kevlar-PU-EPP 结构峰值减小了 2.42%, 较无防护时超压降幅超过 64.20%, 表明防护结构可以有效降低爆炸冲击波的超压, 且 PU-Kevlar-EPP 结构的抗爆效果优于另外 2 种。

(2) 在 0.5 m 距离、100 g 当量 TNT 的 IED 爆炸产生的爆炸冲击波与破片联合作用下, 3 种防护结构均未被完全击穿, 有效抵抗了爆炸冲击波与破片的冲击。其中, PU-Kevlar-PU-EPP 结构的透射压力峰值最大为 0.476 MPa, PU-Kevlar-EPP 结构的透射压力峰值最小, 为 0.388 MPa, 减小了 18.49%, 表明不同的结构排布显著影响防护效果, 且 PU-Kevlar-EPP 结构的防弹抗爆性能更好。3 种防护结构的透射压力峰值均比单独爆炸下的压力峰值要大, 表明联合载荷比单独爆炸导致的损伤更严重。

(3) 对不同 PU 厚度的复合结构进行了模拟分析, 并比较了增强效果, 结果表明, 随着 PU 厚度的增加, 透射压力减小, 防护结构的防护效果逐渐增强, 但继续增加厚度对提升防护能力的影响逐渐减弱。

参考文献:

- [1] CERNAK I, SAVIC J, IGNJATOVIC D, et al. Blast injury from explosive munitions [J]. *The Journal of Trauma: Injury, Infection, and Critical Care*, 1999, 47(1): 96–103. DOI: 10.1097/00005373-199907000-00021.
- [2] OWENS B D, KRAGH JR J F, WENKE J C, et al. Combat wounds in operation Iraqi Freedom and operation Enduring Freedom [J]. *The Journal of Trauma: Injury, Infection, and Critical Care*, 2008, 64(2): 295–299. DOI: 10.1097/TA.0b013e318163b875.
- [3] NYSTRÖM U, GYLLTOFT K. Numerical studies of the combined effects of blast and fragment loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(8): 995–1005. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2009.02.008.
- [4] LEPPÄNEN J. Experiments and numerical analyses of blast and fragment impacts on concrete [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(7): 843–860. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.04.012.

- [5] KONG X S, WU W G, LI J, et al. Experimental and numerical investigation on a multi-layer protective structure under the synergistic effect of blast and fragment loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 65: 146–162. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.11.009.
- [6] CHU D Y, WANG Y G, YANG S L, et al. Analysis and design for the comprehensive ballistic and blast resistance of polyurea-coated steel plate [J]. *Defence Technology*, 2023, 19: 35–51. DOI: 10.1016/j.dt.2021.11.010.
- [7] 崔小杰, 张孙嘉, 张国伟. 基于 AUTODYN 的复合防护结构数值模拟 [J]. *爆破器材*, 2019, 48(1): 52–57. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2019.01.010.
CUI X J, ZHANG S J, ZHANG G W. Numerical simulation of composite protective structure based on AUTODYN [J]. *Explosive Materials*, 2019, 48(1): 52–57. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2019.01.010.
- [8] 彭佳, 刘春美, 张会锁, 等. 柔性防护结构对爆炸冲击波衰减作用数值模拟 [J]. *科学技术与工程*, 2014, 14(31): 220–224, 230. DOI: 10.3969/j.issn.1671-1815.2014.31.041.
PENG J, LIU C M, ZHANG H S, et al. Numerical simulation on flexible protection structure attenuation to blast wave [J]. *Science Technology and Engineering*, 2014, 14(31): 220–224, 230. DOI: 10.3969/j.issn.1671-1815.2014.31.041.
- [9] 袁天, 孔祥韶, 吴卫国. 钢板/凯夫拉层合结构爆炸响应数值分析 [J]. *中国舰船研究*, 2016, 11(5): 84–90. DOI: 10.3969/j.issn.1673-3185.2016.05.013.
YUAN T, KONG X S, WU W G. Numerical simulation of steel/Kevlar laminated structures under explosive load [J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2016, 11(5): 84–90. DOI: 10.3969/j.issn.1673-3185.2016.05.013.
- [10] 徐斌, 王成, 臧立伟, 等. 爆炸冲击波与防弹衣相互作用的数值模拟 [J]. *北京理工大学学报*, 2019, 39(2): 131–134. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2019.02.004.
XU B, WANG C, ZANG L W, et al. Numerical simulation on the impact of explosion shock wave on bullet-proof vest [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2019, 39(2): 131–134. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2019.02.004.
- [11] 邵先锋, 赵捍东, 朱福林, 等. 一种新型柔性复合防护结构的数值模拟 [J]. *兵器装备工程学报*, 2017, 38(6): 142–145. DOI: 10.11809/scbgxb2017.06.031.
SHAO X F, ZHAO H D, ZHU F L, et al. Numerical simulation of a new flexible compound protective structure [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2017, 38(6): 142–145. DOI: 10.11809/scbgxb2017.06.031.
- [12] 苗成, 钟涛, 李兵伟, 等. 陶瓷复合装甲抗爆轰性能试验研究 [J]. *兵器装备工程学报*, 2020, 41(S1): 40–43. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2020.S1.010.
MIAO C, ZHONG T, LI B W, et al. Study on anti-detonation performance of ceramic composite armor [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2020, 41(S1): 40–43. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2020.S1.010.
- [13] 王燕, 李梦群, 杨淼慧, 等. 复合防护结构抗破片侵彻性能的研究 [J]. *火工品*, 2022(4): 16–20. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1480.2022.04.004.
WANG Y, LI M Q, YANG M H, et al. Study on anti-fragment penetration performance of composite protective structure [J]. *Initiators & Pyrotechnics*, 2022(4): 16–20. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1480.2022.04.004.
- [14] 张玉玉, 王树山, 任凯, 等. 小尺寸钨块对单兵防护装备侵彻的弹道极限研究 [J]. *兵器装备工程学报*, 2020, 41(2): 60–62, 110. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2020.02.013.
ZHANG Y Y, WANG S S, REN K, et al. Research on ballistic limit of individual soldier equipment with small size tungsten blocks [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2020, 41(2): 60–62, 110. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2020.02.013.
- [15] HAN R G, QU Y J, YAN W M, et al. Experimental study of transient pressure wave in the behind armor blunt trauma induced by different rifle bullets [J]. *Defence Technology*, 2020, 16(4): 900–909. DOI: 10.1016/j.dt.2019.11.010.
- [16] 唐昌州, 智小琦, 郝春杰, 等. 防弹衣抗小钨球侵彻性能的数值模拟 [J]. *高压物理学报*, 2021, 35(3): 034203. DOI: 10.11858/gywlx.20210715.
TANG C Z, ZHI X Q, HAO C J, et al. Numerical simulation of anti-penetration performance of body armor against small tungsten sphere [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2021, 35(3): 034203. DOI: 10.11858/gywlx.20210715.
- [17] 李茂, 侯海量, 朱锡, 等. 结构间隙对芳纶纤维增强复合装甲结构抗侵彻性能的影响 [J]. *兵工学报*, 2017, 38(9): 1797–1805. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2017.09.017.
LI M, HOU H L, ZHU X, et al. Influence of structural interspace on anti-penetration performance of para-aramid fiber-reinforced composite armor system [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(9): 1797–1805. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2017.09.017.

- [18] YANG F Y, LI Z J, LIU Z L, et al. Shock loading mitigation performance and mechanism of the PE/wood/PU/foam structures [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 155: 103904. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.103904.
- [19] 胡年明, 陈长海, 侯海量, 等. 高速弹丸冲击下复合材料层合板损伤特性仿真研究 [J]. *兵器材料科学与工程*, 2017, 40(3): 66–70. DOI: 10.14024/j.cnki.1004-244x.20170427.008.
HU N M, CHEN C H, HOU H L, et al. Simulation on damage characteristic of composite laminates under high-velocity projectile impact [J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2017, 40(3): 66–70. DOI: 10.14024/j.cnki.1004-244x.20170427.008.
- [20] JIANG Y X, ZHANG B Y, WEI J S, et al. Study on the dynamic response of polyurea coated steel tank subjected to blast loadings [J]. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 2020, 67: 104234. DOI: 10.1016/j.jlp.2020.104234.
- [21] 郑秋杰, 郭迎福, 蔡志华, 等. 步枪弹高速冲击下防弹头盔功能梯度泡沫内衬的防护性能 [J]. *兵工学报*, 2021, 42(6): 1275–1282. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2021.06.018.
ZHENG Q J, GUO Y F, CAI Z H, et al. Protective performance of functionally graded foam lining subjected to high-speed rifle bullet impact [J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(6): 1275–1282. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2021.06.018.
- [22] WU J, LIU Z C, YU J, et al. Experimental and numerical investigation of normal reinforced concrete panel strengthened with polyurea under near-field explosion [J]. *Journal of Building Engineering*, 2022, 46: 103763. DOI: 10.1016/j.job.2021.103763.
- [23] LI S Q, LI X, WANG Z H, et al. Finite element analysis of sandwich panels with stepwise graded aluminum honeycomb cores under blast loading [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2016, 80: 1–12. DOI: 10.1016/j.compositesa.2015.09.025.
- [24] 杨光, 张博一, 韦建树, 等. 聚脲喷涂钢制罐体抗爆性能试验及数值模拟研究 [J]. *土木与环境工程学报*, 2023, 45(1): 44–53. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.168.
YANG G, ZHANG B Y, WEI J S, et al. Experimental and numerical simulation study on blast-resistance capacity of polyurea sprayed steel tank [J]. *Journal of Civil and Environmental Engineering*, 2023, 45(1): 44–53. DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.168.
- [25] GUO G D, ALAM S, PEEL L D. An investigation of the effect of a Kevlar-29 composite cover layer on the penetration behavior of a ceramic armor system against 7.62 mm APM2 projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 157: 104000. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104000.
- [26] BRESCIANI L M, MANES A, RUGGIERO A, et al. Experimental tests and numerical modelling of ballistic impacts against Kevlar 29 plain-woven fabrics with an epoxy matrix: macro-homogeneous and meso-heterogeneous approaches [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 88: 114–130. DOI: 10.1016/j.compositesb.2015.10.039.
- [27] 朱学亮. 聚脲金属复合结构抗冲击防护性能研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2016. DOI: 10.26948/d.cnki.gbjlu.2016.000315.
ZHU X L. Study on impact and blast resistance of polyurea metal composite structure [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2016. DOI: 10.26948/d.cnki.gbjlu.2016.000315.
- [28] SADOVSKYI M A. Mechanical action of air shock waves of explosion, based on experimental data [M]. Moscow: Izd Akad Nauk SSSR, 1952.

(责任编辑 曾月蓉)