

文章编号: 1006-9941(XXXX)XX-0001-12

冲击波和破片联合作用下多层级复合防护结构设计及优化

周 猛, 梁民族, 陈 荣, 林玉亮, 张玉武

(国防科技大学理学院, 湖南 长沙 410073)

摘要: 为高效防护弹药近场爆炸产生的冲击波和破片联合载荷, 设计了包括抗侵彻层、协调支撑层和缓冲吸能层的多层级复合防护结构, 建立了有限元分析模型并开展了近场爆炸试验进行验证。基于有限元仿真结果, 构建了复合防护结构的响应面代理模型, 并以复合防护结构的面密度和总厚度为优化目标, 采用非支配排序遗传算法(NSGA-II)分别对破片单独作用、冲击波单独作用以及两者联合作用下复合防护结构的厚度配置进行了多目标优化, 得到了Pareto最优解集。结果表明, 相比于初始结构, 破片单独作用下优化后复合防护结构的面密度最高可降低19.2%, 厚度最高可降低10.0%; 冲击波单独作用下复合防护结构的面密度最高可降低34.9%, 厚度最高可降低27.5%; 冲击波和破片联合作用下复合防护结构的面密度最高可降低19.2%, 厚度最高可降低10.0%。对于限制厚度不超过40 mm的典型应用场景, 优化后复合防护结构的面密度比初始构型降低约17.5%, 总厚度降低约9.1%。同时观察到, 破片单独作用和联合作用下得到的Pareto最优解集几乎相同, 这表明加装复合防护结构后冲击波对破片后续作用的影响明显减弱, 即复合防护结构有效抑制了冲击波和破片的联合作用效果。

关键词: 近场爆炸; 破片; 冲击波; 复合防护结构; 多目标优化

中图分类号: TJ5; O383+.3

文献标志码: A

DOI: 10.11943/CJEM2024175

0 引言

随着无人机近距离打击方式的广泛运用, 弹药在目标附近爆炸的概率明显提高。弹药近场爆炸产生的冲击波和破片等毁伤元的联合作用, 会对目标结构产生严重毁伤^[1]。开展近场爆炸防护研究, 可以为高风险区域设备和人员提供应急防护保障, 降低其损伤概率。

近场爆炸联合载荷对防护装甲提出了更高的要求, 目前常用的防护装甲多采用多层级复合结构, 即由多种不同性能的材料组合而成的复合装甲。高华等^[2]设计了由氧化铝陶瓷、芳纶、616装甲钢及泡沫铝组合而成的多层异质复合结构, 并对其应力波传播特性和

抗侵彻性能进行了研究。李茂等^[3]基于均质钢板、聚脲和碳化硅陶瓷设计了一种聚脲增强陶瓷复合结构, 研究了其在冲击波与破片作用下的损伤特性和防护机理, 为复合结构的配置优化提供了参考。Zhou等^[4]设计了一种由泡沫铝、超高分子量聚乙烯纤维和钛合金板组成的夹芯复合结构, 研究了其在冲击波和破片联合作用下的防护特性。邹有纯等^[5-6]采用碳化硅陶瓷、钛合金、超高分子量聚乙烯纤维和金属丝缠绕材料设计了多种层状复合结构, 并对其应力波传播规律、能量耗散机制和抗侵彻性能进行了研究。Liang等^[7]设计了一种聚脲增强的金属圆筒复合结构, 并研究了其在内爆冲击波和破片联合作用下的失效模式和抗爆性能。王智等^[8]设计了一种由聚脲、凯夫拉和聚丙烯泡沫组成的复合防护结构, 并对防护结构在冲击波与破片打击下的动态响应特性进行了研究。

由上述研究可以发现, 在进行多层级复合防护结构设计时往往需要同时对多个指标进行考虑, 如防护效果、结构面密度、结构厚度等。而这些指标之间往往存在相互制约的关系, 因此可以采用多目标优化方法进行平衡和优化。例如, 傅耀宇等^[9]对钢/纤维复合防

收稿日期: 2024-06-29; 修回日期: 2024-08-27

网络出版日期: 2025-01-26

基金项目: 国家自然科学基金(12272410)

作者简介: 周猛(1998-), 男, 硕士研究生, 主要从事高效毁伤与防护研究。e-mail: zhoumeng21@nudt.edu.cn

通信联系人: 梁民族(1989-), 男, 副教授, 主要从事高效毁伤与防护研究。e-mail: mzliang@nudt.edu.cn

引用本文: 周猛, 梁民族, 陈荣, 等. 冲击波和破片联合作用下多层级复合防护结构设计及优化[J]. 含能材料, DOI:10.11943/CJEM2024175.

ZHOU Meng, LIANG Min-zu, CHEN Rong, et al. Design and Optimization of Multi-layer Composite Structure under Combined Loading of Shock Wave and Fragments[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), DOI:10.11943/CJEM2024175.

弹结构进行了多目标优化,以复合结构的面密度和受子弹冲击后的背部变形、侵彻深度为优化目标,对超高分子量聚乙烯(UHMWPE)纤维层厚度、芳纶纤维层厚度和纤维靶板总厚度进行了优化设计,为复合防弹装甲轻量化设计提供了有力支撑。徐景林等^[10]采用BP神经网络对复合爆炸容器的抗爆性能进行了预测,并利用非支配排序遗传算法对相关性能指标进行了多目标优化。周越松等^[11]利用多目标遗传算法优化了碳化硅陶瓷/碳纤维/超高分子量聚乙烯纤维/背层阻尼复合防弹结构,并通过实验对优化设计结果进行了验证。武钰朋等^[12]研究了泡沫铝夹芯管结构在爆炸载荷下的变形吸能特性及其影响因素,并以泡沫芯层的比吸能及外管的变形挠度为目标,对结构的抗爆性能进行了多目标优化设计。荣吉利等^[13]研究了爆炸载荷作用下铝蜂窝夹芯结构的结构参数对其抗爆性能的影响,并基于代理模型方法对其抗爆性能进行了多目标优化设计,使夹芯结构的抗爆性能得到了明显提高。

目前处理多目标优化问题的算法比较多,主要包括约束法^[14-15]、多目标蚁群算法^[16]、多目标粒子群算法^[17]和多目标遗传算法^[18]等。其中,约束法是将多目标优化问题转化为带约束的单目标优化问题,通过设定适当的约束条件,得到满足多个目标的解。多目标蚁群算法则通过模拟蚂蚁觅食的行为,利用正反馈的信息素和启发式规则来搜索多目标优化问题的解。多目标粒子群算法通过模拟鸟群觅食的行为,利用粒子间的位置和速度更新来搜索多目标优化问题的解空间。多目标遗传算法通过模拟进化过程来搜索多目标优化问题的解空间,通过选择、交叉和变异等操作,迭代演化出一组近似帕累托最优解,具有自组织、自适应、自学习等特征,不用了解优化问题的全部特征就能完成问题的求解。

综上所述,现有研究多集中于对爆炸冲击波或破

片的单独防护和优化,而对冲击波和破片联合作用下复合结构的设计与优化研究较少。本研究为应对近场爆炸产生的冲击波和破片联合载荷作用,设计包括抗侵彻层、协调支撑层和缓冲吸能层的多层级复合防护结构,建立有限元分析模型,并开展近场爆炸试验进行验证;基于有限元仿真结果,构建复合防护结构的响应面代理模型,并以复合防护结构的面密度和总厚度为优化目标,采用非支配排序遗传算法(NSGA-II)分别对破片单独作用、冲击波单独作用以及两者联合作用下复合防护结构的厚度配置进行多目标优化设计。

1 模型构建

1.1 有限元模型构建及试验验证

1.1.1 复合防护结构构型

在对冲击波和破片联合载荷的防护策略进行分析时,一方面要考虑对冲击波和破片两者各自的防护,另一方面需要降低或消除两者的协同效应,避免产生更强的毁伤效果。针对冲击波和破片联合载荷的防护需求,研究提出了包括抗侵彻层、协调支撑层和缓冲吸能层的多层级复合防护结构,如图1所示。抗侵彻层位于复合结构的最外侧,主要用于抵抗高速破片的侵彻作用,耗散破片动能;协调支撑层位于复合结构的中部,为抗侵彻层提供强支撑和对破片进行二次防护,避免破片直接穿透目标结构;缓冲吸能层位于复合结构的最内侧,直接与防护目标接触,主要用于耗散冲击波和破片的剩余能量,并降低传递给被防护目标的压力,避免目标结构出现大的挠曲变形。

根据各层级的功能需求,分别选用SiC陶瓷、UHMWPE纤维板和泡沫铝作为复合结构的抗侵彻层、协调支撑层和缓冲吸能层,如图2所示。其中,抗侵彻层采用正六边形SiC陶瓷片拼接而成,陶瓷片的内

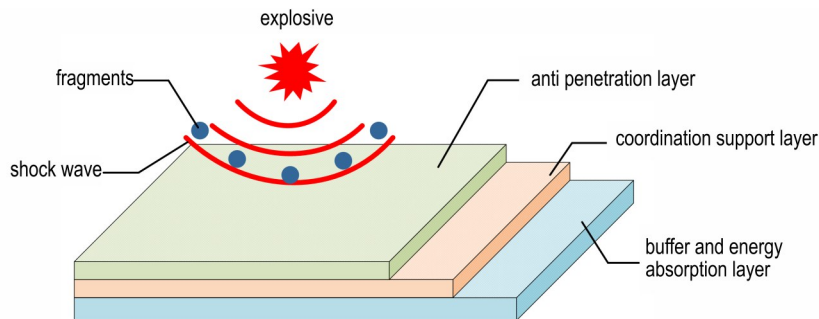


图1 多层级复合防护结构

Fig.1 Multi-layer composite protective structure

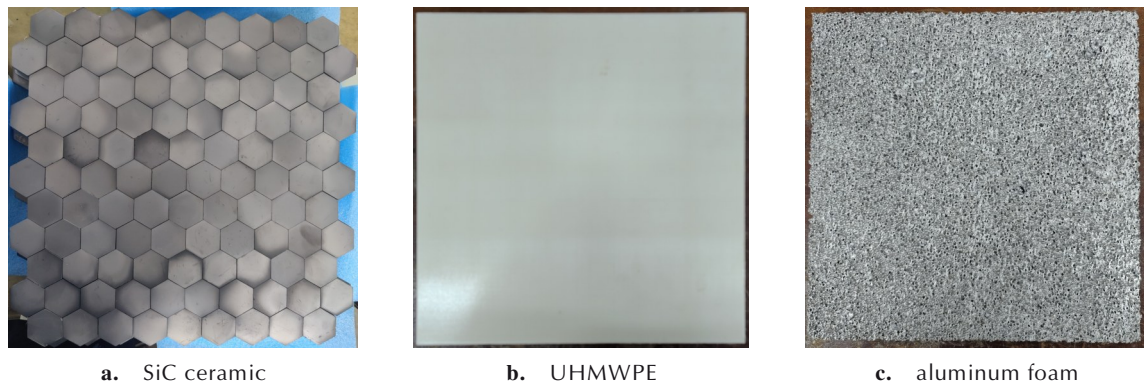


图2 多层级复合防护结构各层级材料

Fig.2 Materials of multi-layer composite protective structure

切圆直径为 30 mm; UHMWPE 纤维板采用聚氨酯作为基质, 各层 UHMWPE 纤维的铺设角度为 $[0/90^\circ]_n$; 缓冲吸能层采用基材为 1060 工业纯铝的闭孔泡沫铝, 密度为 $0.5 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$, 主孔径为 2~4 mm, 孔隙率为 79%。上述各层级之间采用环氧树脂胶膜进行粘接并进行热压处理, 热压温度控制在 130°C , 时间为 30 min。

1.1.2 有限元模型

采用 LS-Dyna 建立了 SiC 陶瓷/UHMWPE 纤维板/泡沫铝复合结构的有限元模型, 如图 3 所示。复合结构的整体尺寸为 $100 \text{ mm}\times 100 \text{ mm}$; 背板厚度为 2 mm, 材料为不锈钢, 四边施加固定约束; 破片直径为 8 mm, 质量为 2.1 g, 材料为不锈钢。仿真模型中, 破片与复合结构之间采用侵蚀接触, 复合结构各层级之间则采用带失效的面面接触进行模拟, 冲击波载荷通过

*LOAD_BLAST_ENHANCED 关键字施加。对仿真模型进行网格收敛性分析, 复合结构采用 4 mm SiC 陶瓷/4 mm UHMWPE 纤维板/10 mm 泡沫铝, 破片初速度为 $1500 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, 提取不同网格尺寸下破片速度的变化曲线如图 4 所示。可以发现, 当复合结构中心区域网格尺寸达到 $1 \text{ mm}\times 1 \text{ mm}$ 时, 细化网格将不再导致破片剩余速度出现明显变化, 因此将仿真模型的网格尺寸设定为 $1 \text{ mm}\times 1 \text{ mm}$ 。此外, 由于 SiC 陶瓷是一种脆性材料, 在受破片冲击时会产生破碎现象, 为准确模拟陶瓷破碎后与背板继续作用的状态, 本研究采用 SPH 方法对陶瓷进行模拟。纤维板参考文献[19], 采用宏观与细观相结合的方法进行建模, 将层合板划分为若干个子层, 每个子层视作为若干纤维层组成的面内各项同性材料, 相邻的子层之间采用带失效的面面

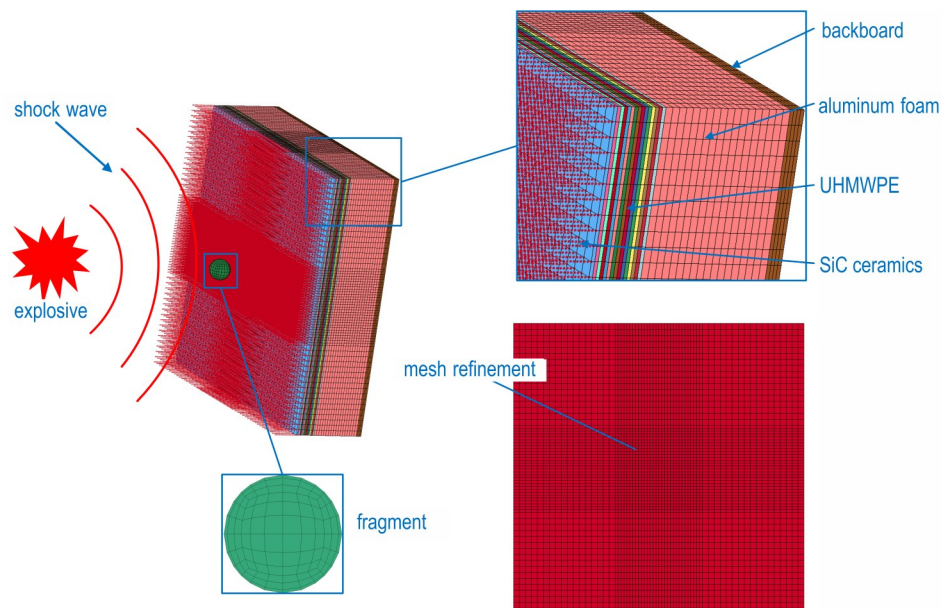


图3 多层级复合结构有限元仿真模型

Fig.3 Finite element model of multi-layer composite structure

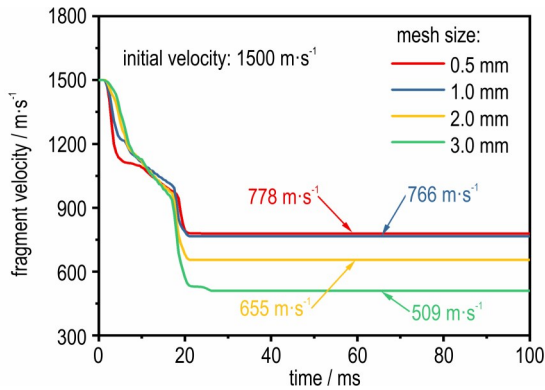


图4 不同网格尺寸下破片速度的变化曲线

Fig.4 Velocity curves of fragment under different grid sizes

接触来模拟复合板各层之间的连接,其法向破坏强度和剪切破坏强度分别为60 MPa和80 MPa。

1.1.3 材料模型及参数

304 不锈钢采用 Johnson-Cook 材料模型^[20]来描述,该模型考虑了应变硬化和应变率效应,其屈服应力表示为:

$$\bar{\sigma} = \left[A + B(\bar{\epsilon}^{pl})^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (1)$$

式中, A 和 B 分别为材料的初始屈服应力和塑性应变硬化模量, MPa; n 是硬化指数, C 为应变率强化参数, m 为材料热软化参数, n 、 C 、 m 均为无量纲常数; $\bar{\epsilon}^{pl}$ 为等效塑性应变; $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ 为参考应变率, s^{-1} ; T_m 为材料的熔点, K; T_0 为参考温度, K。不锈钢的具体参数如表 1 所示。

SiC 陶瓷采用 JH2 材料模型^[22], 具体参数如表 2 所示。其中, ρ 为密度, $g \cdot cm^{-3}$; G 为剪切模量, GPa; A_1 和 B_1 分别为材料损伤前后的归一化强度参数, C_1 为应变率相关的强度参数, N 和 M 分别为材料损伤前后的压力指数项参数, D_1 和 D_2 分别为断裂塑性应变相关的参数, A_1 、 B_1 、 C_1 、 N 、 M 、 D_1 、 D_2 均为无量纲常数; T 为最大

表 1 304 不锈钢材料参数^[21]

Table 1 Material parameters of 304 stainless steel^[21]

A / MPa	B / MPa	n	C	m
310	1000	0.65	0.07	1.00

表 2 SiC 陶瓷材料参数^[23]

Table 2 Material parameters of SiC ceramic^[23]

ρ / $g \cdot cm^{-3}$	G / GPa	A_1	B_1	C_1	M	N
3.16	183	0.96	0.35	0	1.00	0.65
D_1	D_2	T / GPa	P_{Hel} / GPa	σ_{Hel} / GPa		
0.48	0.48	0.37	5.90	14.57		

拉伸强度, GPa; σ_{Hel} 为雨贡纽弹性极限, GPa; P_{Hel} 为雨贡纽弹性极限对应的压力分量, GPa。

UHMWPE 纤维板采用 COMPOSITE-FAILURE 材料模型^[24], 具体材料参数如表 3 所示。其中, ρ 为密度, $g \cdot cm^{-3}$; E_a 、 E_b 、 E_c 为弹性模量, GPa; ν_{ba} 、 ν_{ca} 、 ν_{cb} 为泊松比; G_{ab} 、 G_{ca} 、 G_{cb} 为剪切模量, GPa; T_a 、 T_b 为面内拉伸强度, GPa; S_{ab} 、 S_{ca} 、 S_{cb} 为剪切强度, GPa; C_c 为厚度方向压缩强度, GPa; σ_a 、 σ_b 、 σ_c 为材料所受法向应力, GPa; τ_{ab} 、 τ_{ca} 、 τ_{cb} 为材料所受剪应力, GPa。纤维板的失效准则为:

$$\left(\frac{\sigma_a}{T_a} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ab}}{S_{ab}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ca}}{S_{ca}} \right)^2 \geq 1, \quad (2)$$

$$\left(\frac{\sigma_b}{T_b} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ab}}{S_{ab}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{cb}}{S_{cb}} \right)^2 \geq 1$$

$$\left(\frac{\sigma_{ca}}{S_{ca} + S_{cb}} \right)^2 + \left[\left(\frac{C_c}{S_{ca} + S_{cb}} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_c}{|C_c|} + \left(\frac{\tau_{ca}}{S_{ca}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{cb}}{S_{cb}} \right)^2 \geq 1 \quad (3)$$

由于失效时剪切应变较大, 因此将面内剪切强度 S_{ac} 和 S_{bc} 及厚度方向的剪切强度 S_{ab} 设置为无限值。当拉伸应变达到 0.4 或压缩体积应变达到 0.8 时, 定义单元失效。

表 3 UHMWPE 纤维板材料参数^[25-26]

Table 3 Material parameters of UHMWPE fiberboard^[25-26]

ρ / $g \cdot cm^{-3}$	E_a / GPa	E_b / GPa	E_c / GPa	ν_{ba}	ν_{ca}	ν_{cb}
1.0	34.257	34.257	5.1	0	0.013	0.013
G_{ab} / GPa	G_{ca} / GPa	G_{cb} / GPa	T_a / GPa	T_b / GPa	C_c / GPa	
0.1738	0.5478	0.5478	1.25	1.25	1.74	

泡沫铝采用 CRUSHABLE-FOAM 材料模型^[24], 该模型中泡沫铝的本构关系通过输入应力应变曲线来描述, 通过万能试验机对泡沫铝进行了准静态压缩试验, 试验应变率约为 $0.001 s^{-1}$, 共开展 3 次重复试验, 试验装置及应力应变曲线如图 5 所示, 模型中的其他参数如表 4 所示。其中, ρ 为泡沫铝的绝对密度, $g \cdot cm^{-3}$; E 为弹性模量(此处定义的弹性模量只对接刚度有影响, 除此之外均由输入曲线的斜率来决定), GPa; ν 为泊松比; T_{sc} 为拉伸截断应力, MPa。同时为准确模拟侵彻过程, 通过 *MAT_ADD_EROSION 关键字定义泡沫铝的剪切失效应变为 0.4^[27]。

1.1.4 试验验证

为验证本研究有限元模型的有效性, 开展了冲击波和破片加载复合结构的近场爆炸试验研究, 试验布

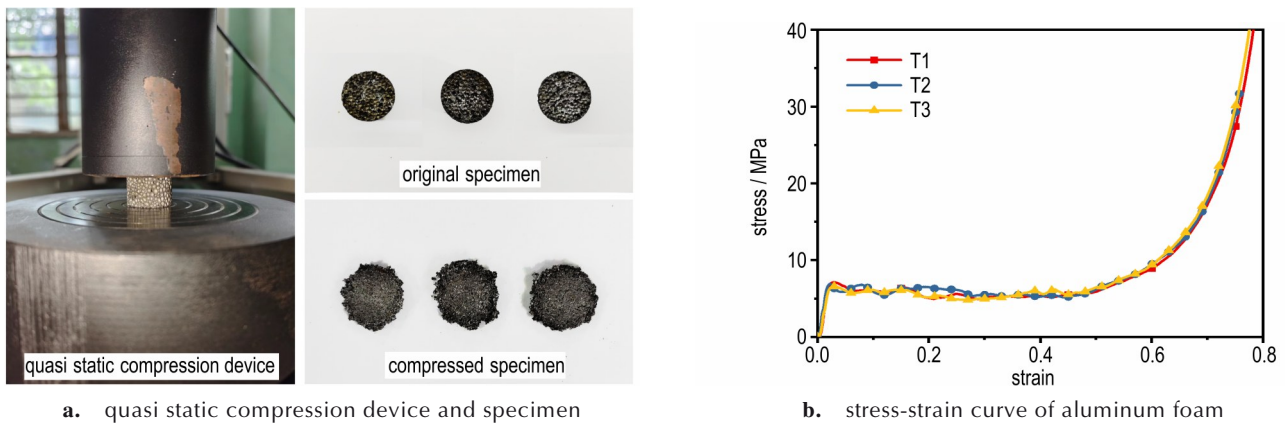


图5 泡沫铝准静态压缩试验装置及结果

Fig.5 Quasi static compression device and results of aluminum foam

表4 泡沫铝材料参数

Table 4 Material parameters of aluminum foam

$\rho / \text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$	E_a / GPa	ν	T_{sc} / MPa
0.5	0.25	0.3	10

置如图6所示。其中,破片采用直径8 mm的钢珠,重2.1 g,共计25枚,均匀粘贴于炸药底部;装药采用TNT炸药,质量为200 g,密度为 $1.6 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$,采用电雷管进行起爆;复合结构的构型为“6 mm SiC陶瓷/10 mm UHMWPE纤维板/20 mm 泡沫铝”,其距爆心的距离为0.3 m。

根据上述试验工况建立了对应的仿真模型,图7展示了该种工况下试验和仿真中靶板的局部失效情况以及背部压力变化。如图7a所示,在破片打击

下,SiC陶瓷出现了破碎和飞溅情况,UHMWPE纤维板主要产生弯曲变形和局部的拉伸断裂,泡沫铝则主要产生压缩变形,试验和仿真得到的泡沫铝的中心凹陷深度分别为5.7 mm和7.3 mm,考虑到试验中破片可能存在一定的入射角度以及测量时的误差,认为两者误差在 $\pm 2 \text{ mm}$ 的范围内是可以接受的。同时,由于试验中SiC陶瓷和UHMWPE纤维板的层间结合强度较弱,SiC陶瓷出现了整体脱落的情况,但总体来看,试验和仿真所得到的靶板损伤情况是大致相同的。此外,试验中还通过PVDF压力传感器测得了冲击波作用下靶板背部的压力变化情况,如图7b所示,仿真提取得到的背部压力与其吻合较好。以上结果表明,本研究建立的仿真模型是可靠的。

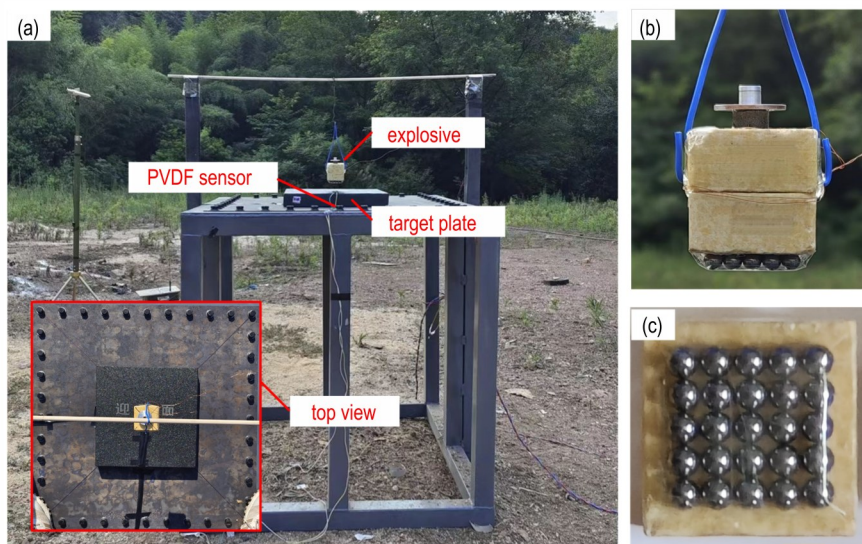


图6 近场爆炸试验布置

Fig.6 Near field explosion experimental setup

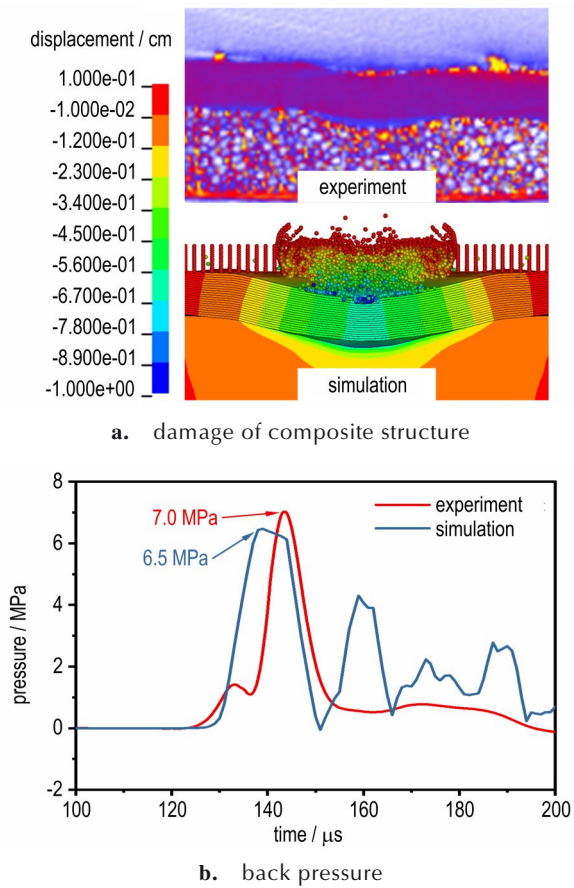


图7 试验和仿真结果对比

Fig.7 Comparison between experiment and simulation results

1.2 多目标优化模型构建

1.2.1 优化目标 and 设计变量

本研究以降低复合防护结构的面密度和总厚度为优化目标,选取陶瓷层、纤维层、泡沫层的厚度作为设计变量,因此优化目标和设计变量可以表示为:

$$\begin{aligned} \text{Objective} & \begin{cases} \min: \rho_A(\rho_{\text{SiC}}, \rho_{\text{PE}}, \rho_{\text{Foam}}, T_{\text{SiC}}, T_{\text{PE}}, T_{\text{Foam}}) \\ \min: T_{\text{all}}(T_{\text{SiC}}, T_{\text{PE}}, T_{\text{Foam}}) \end{cases} \\ \text{s.t.} & \begin{cases} 4 \text{ mm} \leq T_{\text{SiC}} \leq 12 \text{ mm} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{\text{PE}} \leq 12 \text{ mm} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{\text{Foam}} \leq 20 \text{ mm} \end{cases} \end{aligned} \quad (4)$$

式中, ρ_A 为复合防护结构的面密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2}$; ρ_{SiC} 、 ρ_{PE} 、 ρ_{Foam} 分别为陶瓷层、纤维层和泡沫层的密度, $\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$; T_{all} 为总厚度, mm; T_{SiC} 、 T_{PE} 、 T_{Foam} 分别为陶瓷层、纤维层和泡沫层的厚度, mm。

此外,为确保对冲击波和破片两种毁伤元素的有效防护,将背板吸能和破片剩余速度作为约束条件,在目标空间中使得剩余速度和背板吸能接近于0的区域即为设计可行域。考虑到钢制背板对破片和冲击波均具有一定的防护能力,在优化过程中只需控制剩余速

度和背板吸能在一定的范围内即可。选取破片剩余速度低于 $10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, 背板吸能低于 20 J , 此时破片不能击穿钢制背板且钢制背板的最大挠度小于 5 mm 。因此,约束条件可以表示为:

$$\text{s.t.} \begin{cases} v_r \leq 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \\ E_b \leq 20 \text{ J} \end{cases} \quad (5)$$

式中, v_r 为剩余速度, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; E_b 为背板吸能, J。

1.2.2 样本点选取与计算

在建立用于多目标优化的代理模型之前,应先在设计空间内选取一定的样本点并进行计算。为了平衡采样点数量和空间填充性之间的矛盾,以较少的样本点数量更有效地获得设计空间的数据信息,本研究采用最优拉丁超立方试验设计方法获取样本点,总的采样点数为64个,样本点在设计空间中的分布如图8所示。分别基于各样本点的数据对前文建立的有限元模型进行调整,并利用LS-Dyna进行求解计算,得到各样本点处的面密度、总厚度、剩余速度和背板吸能如表5所示。

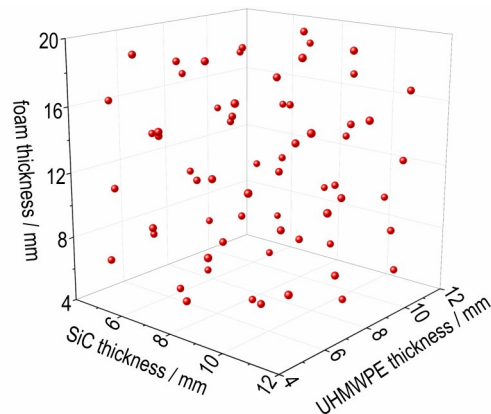


图8 试验样本点的空间分布

Fig.8 Point distribution of experimental design

1.2.3 响应面代理模型

代理模型是对真实响应模型的近似,在求解中应用代理模型技术,可以替代耗时较长的数值计算模型,提高优化效率。利用上述样本点和计算结果通过Isight软件生成响应面代理模型,并对模型的精度进行分析,如图9所示。图9中横坐标为实际值,纵坐标为代理模型的预测值,对角线为两者的等值线,散点越靠近等值线,则说明代理模型的近似程度越高。同时采用判定系数 R^2 来量化评估代理模型的拟合精度,其计算公式为:

$$R^2 = 1 - Q_c / Q_z \quad (6)$$

式中, Q_c 、 Q_z 分别表示残差平方和及偏差平方和。一般来说, R^2 的值越逼近1,则模型的精度就越高,但在

表5 试验样本点及计算结果

Table 5 Test sample points and calculated results

No.	T_{SiC} / mm	T_{PE} / mm	T_{Foam} / mm	areal density / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$	total thickness / mm	residual velocity / $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$	absorption energy / J
1	9.6	5.0	17.5	44.5	32.1	705	18.9
2	4.5	9.5	6.5	27.2	20.5	912	34.6
3	4.1	5.5	15.9	26.6	25.5	1075	30.5
4	4.8	5	10.9	25.8	20.7	1082	32.1
...
61	4.3	8.5	10.3	27.4	23.1	980	32.2
62	4.9	6.5	7.3	25.8	18.7	999	34.7
63	5.3	6.0	12.7	29.3	24.0	978	29.0
64	5.9	9.0	13.9	34.8	28.8	839	24.4

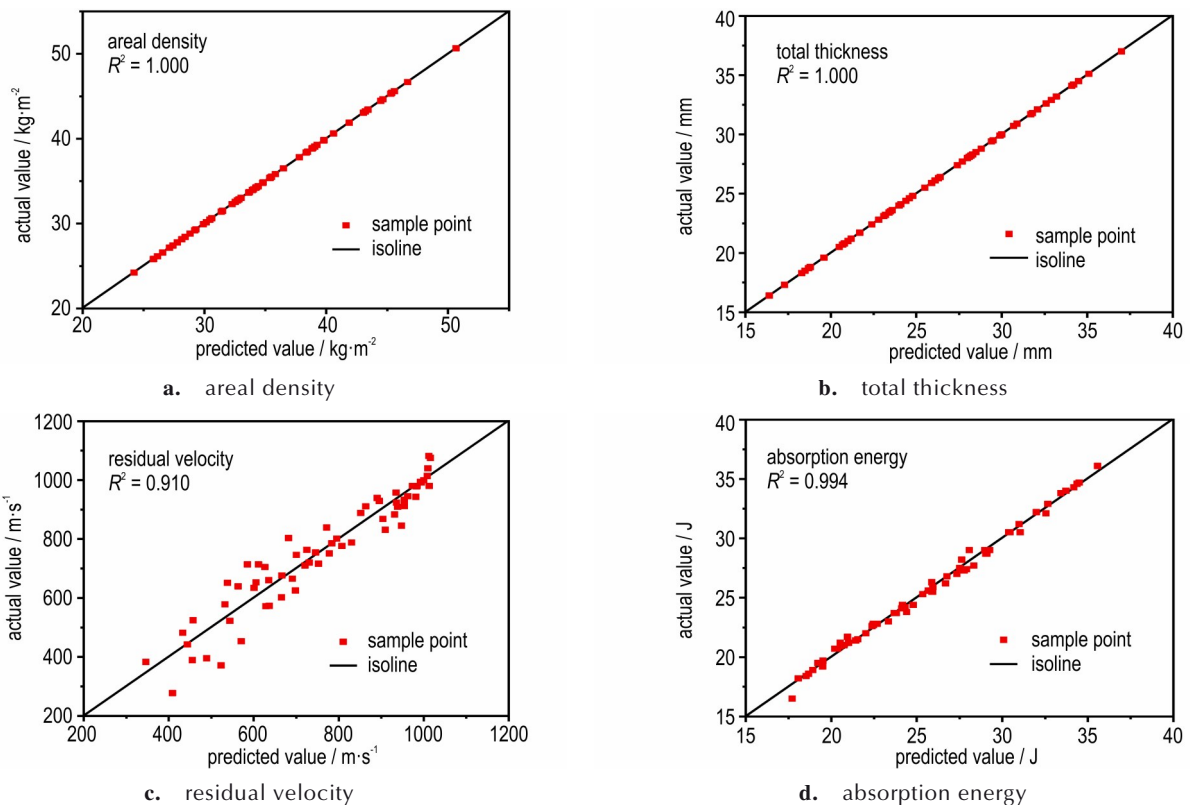


图9 响应面代理模型精度分析

Fig.9 Accuracy analysis of response surface approximation model

实际应用中 R^2 高于 0.9 即可认为模型具有足够的可信度。从图 9 中可以看到,面密度、总厚度、破片剩余速度以及背板吸能四个输出量的 R^2 分别为 1.000、1.000、0.910 和 0.994,均满足了可信度的要求。因此,认为此代理模型能够替代复合防护结构的数值计算模型,用于后续的优化求解。

2 结果及讨论

利用建立的响应面代理模型,分别对破片单独作用、冲击波单独作用以及两者联合作用下复合防护结构

的厚度配置进行了多目标优化设计。在实际优化过程中,为尽量避免纤维层与背板的直接碰撞,将泡沫层厚度限制为最大厚度 20 mm,仅对陶瓷层和纤维层厚度进行优化设计。优化前复合防护结构的初始构型为“12 mm SiC 陶瓷/12 mm UHMWPE 纤维板/20 mm 泡沫铝”,对应的面密度为 $60.4 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$,总厚度为 44 mm。

2.1 破片单独作用下复合防护结构优化

当破片单独作用时,需在优化模型中对破片剩余速度进行约束,则复合防护结构多目标优化问题可以表示为:

$$\begin{cases} \min (\rho_A, T_{all}) \\ \text{s.t. } v_r \leq 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{SiC} \leq 12 \text{ mm} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{PE} \leq 12 \text{ mm} \end{cases} \quad (7)$$

利用非支配排序遗传算法^[18]对复合防护结构多目标优化问题进行求解, 设置初始种群大小为40, 最大代数为20, 交叉系数为0.9, 计算得到其在设计可行区域的Pareto最优解集, 如图10所示。图10中A点和B点分别为Pareto最优解集中对应面密度最小和总厚度最小的典型最优解, A点对应复合防护结构的构型为8.4 mm SiC陶瓷/12 mm UHMWPE纤维板/20 mm 泡沫铝, 面密度为48.8 kg·m⁻², 总厚度为40.4 mm; B点对应复合防护结构的构型为10.8 mm SiC陶瓷/8.8 mm UHMWPE纤维板/20 mm 泡沫铝, 面密度为53.4 kg·m⁻², 总厚度为39.6 mm。相比于未优化前的初始构型, A点对应复合防护结构的面密度降低了19.2%, 总厚度降低了8.2%; B点对应复合防护结构的面密度降低了11.6%, 总厚度降低了10.0%。

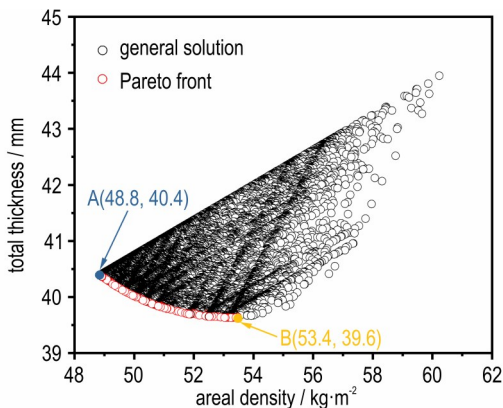


图10 破片单独作用下复合防护结构的Pareto最优解集
Fig. 10 Pareto optimal solution set for composite protective structures under the individual loading of fragments

2.2 冲击波单独作用下复合防护结构优化

当冲击波单独作用时, 需在优化模型中对背板吸能进行约束, 复合防护结构多目标优化问题可以表示为:

$$\begin{cases} \min (\rho_A, T_{all}) \\ \text{s.t. } E_b \leq 20 \text{ J} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{SiC} \leq 12 \text{ mm} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{PE} \leq 12 \text{ mm} \end{cases} \quad (8)$$

同样采用NSGA-II算法对复合防护结构多目标优化问题进行求解, 得到如图11所示的Pareto最优解集。可以观察到, 当冲击波单独作用时, 随着迭代次数的增加可行解逐渐向A点收拢, 即在该情况下存在一个最优解, 使得复合结构的面密度和总厚度同时达到

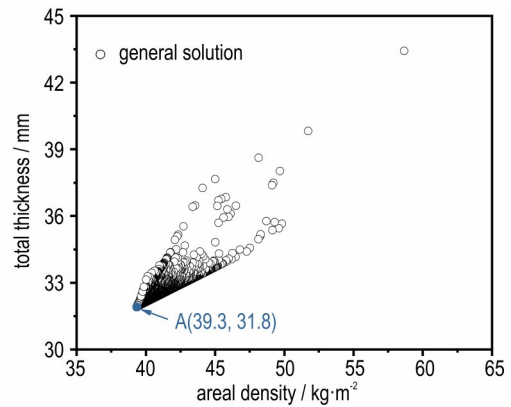


图11 冲击波单独作用下复合防护结构的Pareto最优解集
Fig. 11 Pareto optimal solution set for composite protective structures under the individual loading of shock wave

最小。图11中A点对应复合防护结构的构型为“7.9 mm SiC陶瓷/4 mm UHMWPE纤维板/20 mm 泡沫铝”, 面密度为39.3 kg·m⁻², 总厚度为31.9 mm。相比于未优化前的初始构型, A点对应复合防护结构的面密度降低了34.9%, 总厚度降低了27.5%。

2.3 冲击波和破片联合作用下复合防护结构优化

当冲击波和破片联合作用时, 需在优化模型中综合考虑破片剩余速度和背板吸能两种约束条件的影响, 复合防护结构多目标优化问题可以表示为:

$$\begin{cases} \min (\rho_A, T_{all}) \\ \text{s.t. } v_r \leq 10 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} \\ E_b \leq 20 \text{ J} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{SiC} \leq 12 \text{ mm} \\ 4 \text{ mm} \leq T_{PE} \leq 12 \text{ mm} \end{cases} \quad (9)$$

经过优化求解, 得到复合结构的Pareto最优解集如图12所示。图12中A点和B点分别为Pareto最优

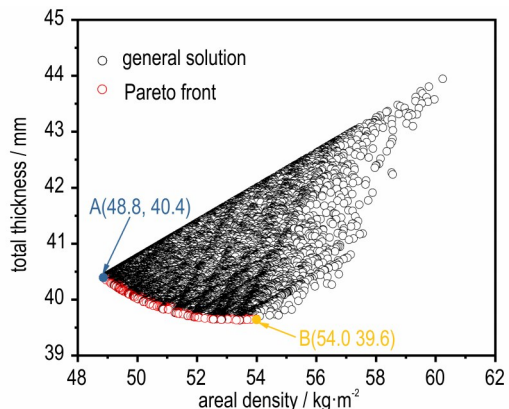


图12 冲击波和破片联合作用下复合防护结构的Pareto最优解集
Fig. 12 Pareto optimal solution set for composite protective structures under the combined loading of shock wave and fragments

解集中对应面密度最小和总厚度最小的典型最优解, A点对应复合防护结构的构型为“8.4 mm SiC 陶瓷/12 mm UHMWPE 纤维板/20 mm 泡沫铝”, 面密度为 $48.8 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$, 总厚度为 40.4 mm; B点对应复合防护结构的构型为“11.1 mm SiC 陶瓷/8.5 mm UHMWPE 纤维板/20 mm 泡沫铝”, 面密度为 $54.0 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$, 总厚度为 39.6 mm。相比于未优化前的初始构型, A点对应复合防护结构的面密度降低了 19.2%, 总厚度降低了 8.2%; B点对应复合防护结构的面密度降低了 10.6%, 总厚度降低了 10.0%。此外, 将破片单独作用和两者联合作用下得到的优化结果对比, 可以发现, 2种情况下求解得到的 Pareto 最优解集几乎相同, 这表明加装复合防护结构后冲击波对破片后续作用的影响明显减弱, 即复合防护结构有效降低了冲击波和破片的联合

作用效果。

2.4 分析与验证

为验证该优化结果的准确性, 采用前文建立的有限元模型对该优化结果进行仿真分析, 选取直径 8 mm、质量 2.1 g、初速度 $1500 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 的钢质球形破片作为破片载荷, 选取 200 g TNT 当量的炸药在距目标 0.3 m 处爆炸产生的冲击波作为冲击波载荷, 提取仿真过程中的破片速度和背板吸能变化情况如图 13 所示。可以观察到, 破片在侵彻过程中速度不断降低并在 $125 \mu\text{s}$ 时刻衰减为 0, 之后破片开始反弹, 复合防护结构未被完全击穿; 同时在冲击波作用下背板获取的最大能量为 17.1 J, 满足背板吸能不高于 20 J 的要求。因此, 通过多目标优化方法设计得到的复合防护结构可以满足对冲击波和破片的防护需求。

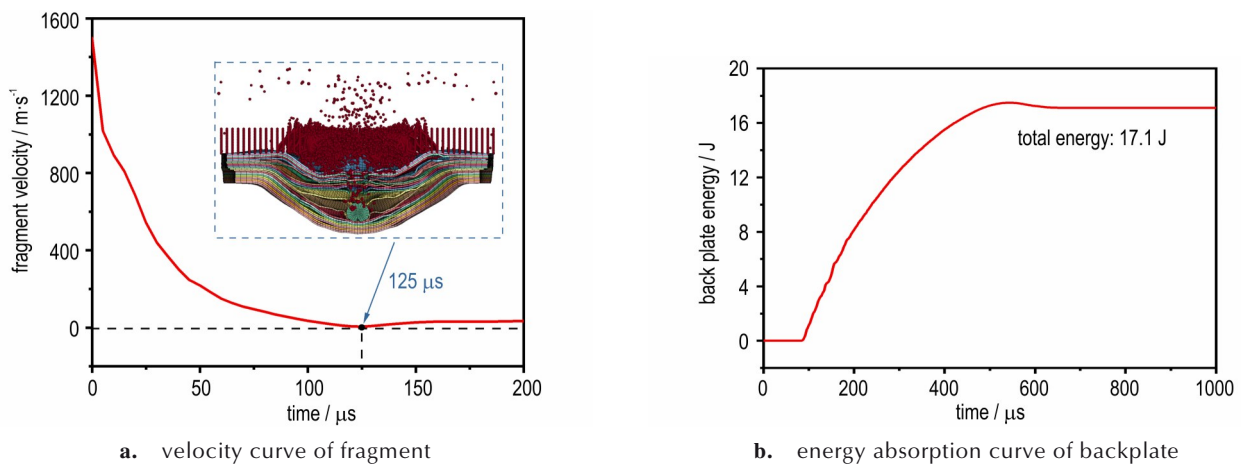


图 13 破片速度和背板吸能仿真结果

Fig.13 Simulation results of fragment velocity and backplate energy absorption

3 结论

针对近场爆炸防护需求, 本研究开展了多层级复合防护结构的设计与优化研究, 建立了复合防护结构的有限元分析模型, 开展了近场爆炸试验对有限元模型进行验证。基于有限元仿真结果, 采用代理模型技术和非支配排序遗传算法对复合防护结构的厚度配置进行了多目标优化设计, 主要结论如下:

(1) 设计得到了包含抗侵彻层、协调支撑层和缓冲吸能层的多层级复合防护结构, 该复合防护结构有效抑制了近场爆炸冲击波和破片的联合作用效果。

(2) 根据有限元仿真结果, 建立了复合防护结构的响应面代理模型。代理模型对面密度、总厚度、破片剩余速度和背板吸能的拟合精度达到了 1.000、

1.000、0.910 和 0.994, 满足了代理模型可信度的要求。

(3) 利用非支配排序遗传算法对复合防护结构进行了优化设计, 得到了 Pareto 最优解集。对于限制厚度不超过 40 mm 的典型应用场景, 优化后复合防护结构的面密度比初始构型降低约 17.5%, 总厚度降低约 9.1%, 实现了复合防护结构轻量化和小型化的优化目标。

参考文献:

- [1] 卢芳云, 李志斌, 梁民族. 武器效能工程: 常规武器系统效能(下册)[M]. 长沙: 国防科技大学出版社, 2019: 175-176.
LU Fang-yun, LI Zhi-bin, LIANG Min-zu. Weapon effectiveness engineering: conventional weapon system effectiveness (Volume III) [M]. Changsha: National University of Defense Technology Press, 2019: 175-176.
- [2] 高华, 熊超, 殷军辉, 等. 多层异质复合结构的动力学响应及抗

- 侵略性能[J]. 复合材料学报, 2019, 36(5): 1284-1294.
GAO Hua, XIONG Chao, YIN Jun-hui, et al. Dynamic response and anti-penetration performance of multi-layered heterogeneous composite structure[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2019, 36(5): 1284-1294.
- [3] 李茂, 高圣智, 侯海量, 等. 空爆冲击波与破片群联合作用下聚脲涂覆陶瓷复合装甲结构毁伤特性[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(11): 51-63.
LI Mao, GAO Sheng-zhi, HOU Hai-liang, et al. Damage characteristics of polyurea coated ceramic/steel composite armor structures subjected to combined loadings of blast and high-velocity fragments [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(11): 51-63.
- [4] ZHOU N, WANG J, JIANG D, et al. Study on the failure mode of a sandwich composite structure under the combined actions of explosion shock wave and fragments[J]. *Materials & Design*, 2020, 196: 109166.
- [5] 邹有纯, 熊超, 殷军辉, 等. 层状复合结构抗侵略性能试验与数值模拟[J]. 复合材料学报, 2022, 39(4): 1748-1760.
ZOU You-chun, XIONG Chao, YIN Jun-hui, et al. Anti-penetration performance experiment and numerical simulation on layered composite structure[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2022, 39(4): 1748-1760.
- [6] 邹有纯, 熊超, 殷军辉, 等. 层状复合结构的应力波传播规律及能量耗散机制研究[J]. 振动与冲击, 2022, 41(15): 209-216.
ZOU You-chun, XIONG Chao, YIN Jun-hui, et al. Stress wave propagation law and energy dissipation mechanism of layered composite structure [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2022, 41(15): 209-216.
- [7] LIANG M Z, ZHOU M, QI Z Z, et al. Failure mode and blast resistance of polyurea coated metallic cylinders under internal multi-field coupled loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 184: 110522.
- [8] 王智, 常利军, 黄星源, 等. 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[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(6): 108-119.
WANG Zhi, CHANG Li-jun, HUANG Xing-yuan, et al. Simulation on the defending effect of composite structure of body armor under the combined action of blast wave and fragments[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(6): 108-119.
- [9] 傅耀宇, 牛善田, 闫际宇, 等. 钢/纤维复合防弹装甲结构多目标优化研究[J]. 兵器装备工程学报, 2023, 44(11): 110-117.
FU Yao-yu, NIU Shan-tian, YAN Ji-yu, et al. Research on multi-objective optimization of steel/fiber composite bullet-proof armor structure[J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2023, 44(11): 110-117.
- [10] 徐景林, 夏成量, 刘欣, 等. 基于BP神经网络对爆炸容器多层复合结构的多目标优化[J]. 防护工程, 2023, 45(2): 47-56.
XU Jing-lin, XIA Cheng-liang, LIU Xin, et al. Multi-objective optimization of explosion container's multi-layer composite structure based on BP neural network[J]. *Protective Engineering*, 2023, 45(2): 47-56.
- [11] 周越松, 梁森, 孔佳利, 等. 陶瓷/纤维/阻尼复合靶板抗冲击性能及优化[J]. 化工新型材料, 2023, 51(10): 179-187.
ZHOU Yue-song, LIANG Sen, KONG Jia-li, et al. Impact resistance and optimization of ceramic/fiber/damping composite target plate [J]. *New Chemical Materials*, 2023, 51(10): 179-187.
- [12] 武钰朋, 张天辉, 刘志芳, 等. 横向爆炸载荷下泡沫铝夹芯管的动态响应与多目标优化[J]. 高压物理学报, 2023, 37(4): 99-111.
WU Yu-peng, ZHANG Tian-hui, LIU Zi-fang, et al. Dynamic response and multi-objective optimization of aluminum foam-filled sandwich tube under lateral blast loading [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2023, 37(4): 99-111.
- [13] 荣吉利, 刘东兵, 赵自通, 等. 铝蜂窝夹芯结构抗爆性能仿真分析与优化[J]. 北京理工大学学报, 2023, 43(1): 18-26.
RONG Ji-li, LIU Dong-bing, ZHAO Zi-tong, et al. Simulation analysis and optimization for blast-resistant performances of aluminum honeycomb sandwich structure [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2023, 43(1): 18-26.
- [14] ZADEH L. Optimality and non-scalar-valued performance criteria[J]. *IEEE Transactions on Automatic Control*, 1963, 8(1): 59-60.
- [15] HAIMES Y Y, LASDON L S, WISMER D A. On a bicriterion formulation of the problems of integrated system identification and system optimization[J]. *IEEE Transactions on Systems Man and Cybernetics*, 1971, 1(3): 296-297.
- [16] DOERNER K F, GUTJAHN W J, HARTL R F, et al. Pareto ant colony optimization: a metaheuristic approach to multi-objective portfolio selection[J]. *Annals of Operations Research*, 2004, 131(1): 79-99.
- [17] COELLO C A C, PULIDO G T, LECHUGA M S. Handling multiple objectives with particle swarm optimization [J]. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 2004, 8(3): 256-279.
- [18] DEB K, PRATAP A, AGARWAL S, et al. A fast and elitist multiobjective genetic algorithm: NSGA-II [J]. *IEEE Transactions on Evolutionary Computation*, 2002, 6(2): 182-197.
- [19] ZHANG R, HAN B, ZHONG J Y, et al. Enhanced ballistic resistance of multilayered cross-ply UHMWPE laminated plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2022, 159: 104035.
- [20] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31-48.
- [21] 缪广红, 胡昱, 杨礼澳, 等. Q235钢与304不锈钢多层爆炸焊接的数值模拟研究[J]. 兵器装备工程学报, 2023, 44(1): 220-226.
MIAO Guang-hong, HU Yu, YANG Li-ao, et al. Numerical simulation of multi-layer explosive welding of Q235 steel and 304 stainless steel [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2023, 44(1): 220-226.
- [22] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. An improved computational constitutive model for brittle materials [C]//AIP conference proceedings. American Institute of Physics, 1994, 309(1): 981-984.
- [23] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R. Characterization and evaluation of silicon carbide for high-velocity impact[J]. *Journal of Applied Physics*, 2005, 97(9): 093502.
- [24] MANUAL K S U. LS-DYNA R11 keyword user's manual [M]. California: Livemore Software Technology Corporation, 2018: 418-435.
- [25] LÄSSIG T, NGUYEN L, MAY M, et al. A non-linear orthotropic hydrocode model for ultra-high molecular weight poly-

- ethylene in impact simulations[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 75: 110-122.
- [26] NGUYEN L H, LÄSSIG T R, RYAN S, et al. A methodology for hydrocode analysis of ultra-high molecular weight polyethylene composite under ballistic impact[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2016, 84: 224-235.
- [27] 李雪艳, 李志斌, 张舵, 等. 泡沫铝填充装甲抗射流侵彻的防护性能研究[J]. *中国测试*, 2016, 42(S2): 93-96.
- LI Xue-yan, LI Zhi-bing, ZHANG Duo, et al. Study on the protection performance of armor filled with aluminum foam against the shaped charge jet penetrating[J]. *China Measurement & Test*, 2016, 42(S2): 93-96.

Design and Optimization of Multi-layer Composite Structure under Combined Loading of Shock Wave and Fragments

ZHOU Meng, LIANG Min-zu, CHEN Rong, LIN Yu-liang, ZHANG Yu-wu

(College of Science, National University of Defense Technology, Changsha 410073, China)

Abstract: To effectively mitigate the combined impulsive and fragmentary loads exerted by near-field explosion, a multi-layer composite protective structure has been developed, incorporating an anti-penetration layer, a coordinated support layer, and a cushioning energy-absorption layer. A finite element analysis model was established and validated through near-field explosion experiment. Utilizing the outcomes of finite element simulations, a response surface approximation model for the composite protective structure was constructed. With the areal density and overall thickness of the composite protective structure as the optimization targets, a multi-objective optimization of the thickness distribution was conducted under the individual and combined effects of fragments and shock waves using the Non-dominated Sorting Genetic Algorithm II (NSGA-II). And the Pareto optimal solution set was obtained. The findings demonstrate that, in comparison to the initial design, the areal density of the optimized composite protective structure subjected to the individual action of fragments can be decreased by up to 19.2%, with a maximum thickness reduction of 10.0%. Under the individual action of shock waves, the areal density can be reduced by up to 34.9%, and the thickness by up to 27.5%. Under the combined action of shock waves and fragments, the areal density can be reduced by up to 19.2%, and the thickness by up to 10.0%. For application scenarios where the thickness is constrained to no more than 40 mm, the optimized composite protective structure exhibits an approximately 17.5% reduction in areal density and a 9.1% reduction in total thickness compared to the initial design. It was noted that the Pareto optimal solution sets obtained from the individual fragment action and the combined action are nearly identical, indicating that the composite protective structure significantly diminishes the influence of shock waves on the subsequent fragment impact, thereby effectively mitigating the combined effects of shock waves and fragments.

Key words: near-field explosion; fragments; shock wave; multi-layer composite structure; multi-objective optimization

CLC number: TJ5;O383+.3

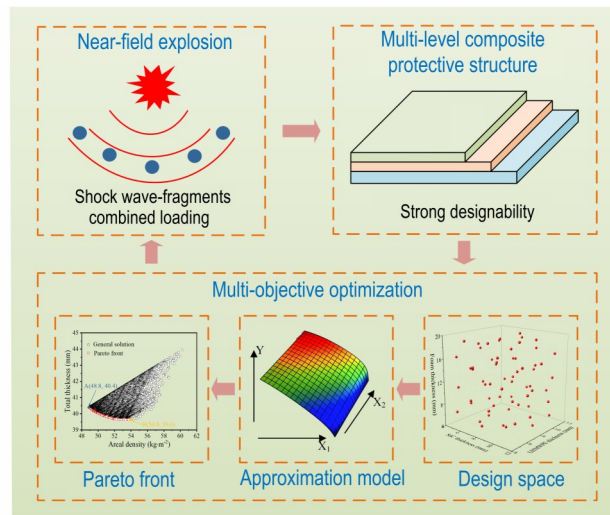
Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2024175

Grant support: National Natural Science Foundation of China (12272410)

(责编:高毅)

图文摘要:



To address the challenge of protection against near-field explosion, a multi-layered composite structure was proposed and underwent a multi-objective optimization design process, culminating in the realization of a lightweight and high-efficiency protective solution.