

近距爆炸作用下高强钢/芳纶纤维复合板抗爆性能与能量演化特征

王宇相¹, 刘黎旺¹, 张国凯^{1*}, 何勇², 刘晓刚³, 吴玉欣¹

(1. 南京理工大学安全科学与工程学院, 江苏 南京 210094;

2. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094;

3. 北京科技大学未来城市学院, 北京 100083)

摘要: 近爆载荷下高强钢/芳纶纤维复合靶板的动态响应、损伤及能量演化特征是研究钢结构抗爆增强机理和防护效能提升的基础。以 Q460 高强钢/芳纶纤维复合板为研究对象, 开展不同芳纶背衬厚度条件下的近距爆炸试验, 采用三维数字图像相关技术和三维扫描方法获取靶板全场动态变形过程及损伤形貌, 并结合 LS-DYNA 数值模拟分析其抗爆性能、能量演化特征及参数影响规律。结果表明: 无芳纶背衬的高强钢板发生中心花瓣状贯穿破坏, 引入芳纶背衬后钢板贯穿破坏得到有效抑制, 破坏模式由中心花瓣状穿孔转变为未贯穿的局部鼓包变形; 随着芳纶背衬厚度增加, 复合靶板的残余变形和损伤范围明显减小。根据能量演化结果, 复合靶板的能量响应主要集中于前置钢层; 虽然芳纶背衬的能量占比较低, 但其抗爆增强作用主要体现为对钢板局部大变形和撕裂发展的约束; 针对多层芳纶背衬钢板的工况, 靠近钢板内层的芳纶能量占比高于外层。此外, 提高前置钢层屈服强度和增加芳纶背衬厚度均可改善复合靶板抗爆性能, 但背衬增厚后的增强效果逐渐减弱。研究结果可为高强钢/芳纶纤维复合抗爆结构的材料选型和优化提供参考。

关键词: 高强钢; 芳纶纤维增强复合材料; 近距爆炸; 三维数字图像相关; 抗爆性能; 能量演化

中图分类号: O383 **国标学科代码:** 13035 **文献标识码:** A

Blast resistance and energy evolution characteristics of high-strength steel/AFRP composite plates under close-in blast loading

WANG Yuxiang¹, LIU Liwang¹, ZHANG Guokai^{1*}, HE Yong², LIU Xiaogang³, WU Yuxin¹

(1. School of Safety Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

3. School of Future Cities, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: The dynamic response, damage characteristics, and energy evolution of high-strength steel/aramid fiber-reinforced polymer (AFRP) composite target plates under close-in blast loading provide an important basis for understanding blast-resistance enhancement mechanisms and improving structural protective performance. In this study, close-in blast tests were conducted on Q460 high-strength steel/AFRP composite plates with different AFRP backing thicknesses. Three-dimensional digital image correlation (3D-DIC) and three-dimensional scanning were employed to characterize the full-field dynamic deformation and damage morphology of the target plates, and LS-DYNA numerical simulations were further performed to

基金项目: 国家自然科学基金(52278504, 52678669); 江苏省自然科学基金(BK20220141); 中央高校基础科研业务费专项资金资助(30925020236);

第一作者: 王宇相 (1999—), 男, 博士研究生, wangyuxiang@njust.edu.cn;

通信作者: 张国凯 (1988—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, gkzhang@njust.edu.cn。

investigate their blast resistance, energy evolution characteristics, and parametric effects. The results showed that the high-strength steel plate without AFRP backing underwent central petalling perforation, whereas the introduction of AFRP backing effectively suppressed perforation and changed the failure mode from central petalling perforation to non-perforated localized bulging. Increasing the AFRP backing thickness significantly reduced the residual deformation and damage extent of the composite plates. According to the energy evolution results, the structural energy response was mainly concentrated in the front steel layer (FSL). Although the AFRP backing accounted for only a relatively small proportion of the total energy, its blast-resistance enhancement was mainly manifested by constraining the localized large deformation and tearing development of the steel plate. For multilayer AFRP-backed configurations, the inner aramid layers adjacent to the steel plate accounted for a larger proportion of the total ABL energy than the outer layers. In addition, increasing the yield strength of the FSL and the thickness of the AFRP backing both improved the blast resistance of the composite plates, whereas the incremental benefit of further increasing the backing thickness gradually diminished. These findings provide a reference for material selection and optimization of high-strength steel/AFRP composite blast-resistant structures.

Keywords: High-strength steel; AFRP; Close-in blast; Three-dimensional digital image correlation; Blast resistance; Energy evolution

0 引言

高强钢因具有较高屈服强度、较好抗侵彻能力和较高承载力,已广泛应用于装甲防护、舰船结构和重要工程设施等防护构件中^[1,2]。然而,在近距强局部爆炸载荷作用下^[3,4],高强钢板易发生应变局部化、剪切失稳乃至花瓣状穿孔破坏^[5-7],随着钢材强度提高,其塑性变形和整体耗能能力可能受到限制,因此仅依靠提高钢材强度难以兼顾抗贯穿能力与变形耗能需求。芳纶纤维增强复合材料(Aramid Fiber Reinforced Polymer, AFRP)^[8-10]具有较高的比强度、比模量和拉伸耗能能力,可通过纤维拉伸、层间变形和损伤扩展吸收冲击能量^[11,12]。将 AFRP 设置于钢板背爆面,可利用其拉伸承载和背衬约束作用限制钢板局部大变形,为改善高强钢板近距爆炸下的局部失效提供一种复合防护途径。

围绕钢质结构在爆炸载荷下的动态响应行为,国内外已开展了较多研究^[13,14]。Nurick 和 Martin^[15,16]系统总结了薄板在冲击载荷作用下的整体塑性变形、拉伸撕裂和剪切破坏等典型失效模式。Teeling-Smith 和 Nurick^[9]指出,随着冲量水平提高,板件破坏可由整体塑性变形逐渐转变为拉伸撕裂和剪切失效。Wierzbicki 和 Nurick^[5]进一步分析了局部冲量作用下薄板的大变形及撕裂规律。针对高强钢板,王宇相等^[17]分析了不同爆距下的变形和破坏模式。为改善单层高强钢板的局部失效问题,将纤维增强材料与钢板组合形成复合防护结构是一种有效途径^[8,18,19]。Buchan^[20]以及 Langdon 等^[21]的研究表明,FRP 材料能够通过自身拉伸和损伤过程改善结构的爆炸响应,其防护效果受到材料类型、铺层方式及构型等因素影响。王智等^[22]发现,增加复合防护结构厚度能够降低结构损伤,但继续增厚后防护增益逐渐减弱;Gao 等^[23]指出,将芳纶层设置于钢板背爆面可降低靶板中心变形并改善抗爆性能。上述研究证实了芳纶背衬对钢质结构的增强作用,但对于近距爆炸条件下高强钢前置层发生强局部变形时,AFRP 背衬的撕裂、界面脱粘及不同层间的能量分配特征仍缺乏系统认识。此外近距爆炸作用下结构变形和损伤具有显著的瞬态和局部化特征^[24,25],仅依据爆后残余形貌难以完整描述其动态演化过程。已有研究表明^[26-28],三维数字图像相关(3D-DIC)技术能够获取爆炸冲击载荷作用下板结构的全场动态变形,为揭示瞬态响应与最终损伤之间的演化关系提供了有效手段。然而,针对高强钢/AFRP 复合板近距爆炸响应的全场动态测量及其与损伤模式之间的关联研究仍较为有限。

综上,已有研究已证实 AFRP 背衬能够改善钢质结构的爆炸响应^[29,30],但对高强钢/AFRP 复合板在近距爆炸下的全场瞬态变形、损伤演化及层间能量分布特征仍缺乏系统认识。针对上述问

题，本文以 Q460 高强钢/AFRP 复合板为研究对象，结合近距爆炸试验、3D-DIC、三维扫描和 ALE 流固耦合数值模拟，研究复合靶板的动态响应与损伤特征，并分析高强钢板与 AFRP 背衬的能量演化及钢板强度和背衬厚度对抗爆性能的影响。

1 试验方法

1.1 材料与试样制备

为研究高强钢/芳纶纤维复合结构在近距爆炸载荷作用下的动态响应及损伤特征，本文选取工程中常用的 Q460 高强钢作为复合靶板的前置钢层，依据 GB/T 228.1-2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法》标准开展准静态单轴拉伸试验并获得其基本力学性能。如图 1 所示，拉伸试样为标准哑铃形板状试样，试验在万能材料试验机上进行，加载速率为 1.0 mm/min。由图 1 可知，Q460 钢材的屈服强度和抗拉强度分别为 460 MPa 和 608 MPa，失效应变为 0.14。因此，该钢材具有较高的屈服强度，但塑性变形能力相对有限，其主要力学性能参数见表 1。

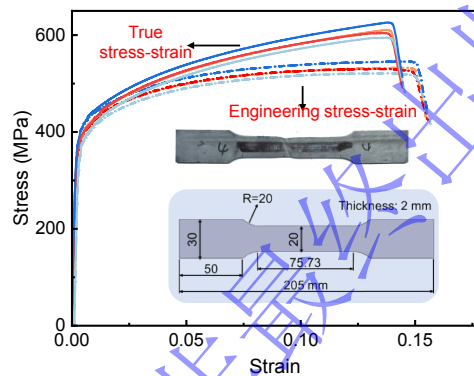


图 1 Q460 钢准静态拉伸性能

Fig.1 Tensile behavior of Q460 steel under quasi-static loads

表 1 Q460 钢准静态力学性能参数

Table 1 Quasi-static mechanical properties of Q460 steel

力学参数	密度, ρ	弹性模量, E	屈服强度, $\sigma_{0.2}$	极限抗拉强度, σ_t	失效应变, ε_f
数值	7650 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	210 GPa	460 MPa	608 MPa	0.14

基于上述 Q460 钢材，制备方形钢板开展爆炸试验。如图 2 (a) 所示，钢板厚度为 4 mm，四周均匀布置 28 个直径为 20 mm 的螺栓孔，用于安装 M20 高强螺栓并实现边界固定。相邻螺栓孔中心距为 100 mm，孔中心至靶板边缘的距离为 50 mm，靶板中心有效加载区域为 600 mm $\times$ 600 mm。芳纶复合钢板 (Aramid Composite Steel Plate, ACSP) 的制备过程如图 2 (b) -图 2 (e) 所示。复合靶板由前置 Q460 高强钢板 FSL、环氧树脂胶结层以及芳纶纤维增强复合背衬层 ABL 逐层叠合构成。ABL 采用 SW-101C 型芳纶织物，其纱线线密度为 1000D，织物面密度为 340 g/m²，单层干织物厚度为 0.45 mm，经、纬向纱线密度均为 150 根/10 cm，织物组织形式为 2 $\times$ 2 篮纹。ABL 由多层芳纶织物经环氧树脂浸渍并叠层固化形成，固化后标称厚度为 2.0 mm；ACSP-1 和 ACSP-2 分别设置 1 层和 2 层 ABL，对应芳纶背衬总厚度分别为 2 和 4 mm。树脂基体采用 Sikadur-330 CN 双组分环氧体系。制备前，对 FSL 粘结表面进行粗糙化处理和清洁，以提高钢板与复合背衬之间的界面粘结性能。随后，将双组分环氧材料按产品规定比例充分混合并均匀涂覆于 FSL 表面，各层芳纶织物依次铺设并采用辊压方式排除气泡，同时促进树脂对织物的充分浸润。复合靶板铺设完成后，在室温条件下固化 24 h，形成稳定的 FSL-ABL 粘结界面。

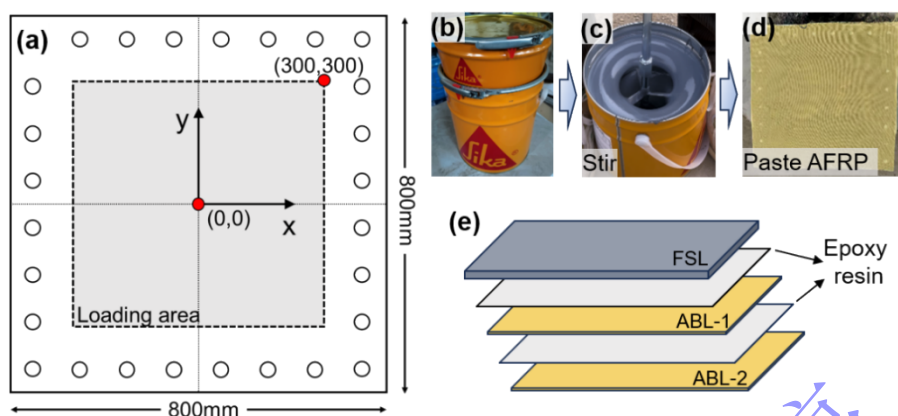


图 2 ACSP 试样构型及制备过程：（a）FSL 几何尺寸及边界固定方式；（b）-（d）ACSP 制备过程；（e）ACSP 层间构造示意图

Fig.2 Configuration and fabrication process of ACSP specimens: （a） geometry and boundary fixation of the FSL; （b） - （d） fabrication process of ACSP specimens; （e） schematic of the layered configuration of ACSP

1.2 试验设置与布置

近距爆炸试验装置如图 3（a）所示，主要包括 ACSP 靶板、刚性夹具系统、TNT 装药和非接触式三维测试系统。靶板背爆面的瞬态变形采用自主搭建的单相机立体 3D-DIC 系统进行测量，其光路原理如图 3（b）所示，该系统通过平面镜光路组件将单台高速相机视场等效分割为两个具有视差的子图像，从而实现三维立体测量。试验前，对测量系统进行立体标定，并在靶板背爆面制备高对比度随机散斑图案。高速相机分辨率为 1024×512 像素，采样频率为 20000 fps，空间分辨率约为 1.17 mm/像素。如图 3（c）所示，试验采用圆柱形 TNT 装药，装药质量为 200 g，直径和高度均为 53.6 mm。装药布置于靶板几何中心法线方向，爆心距控制为 50 mm。

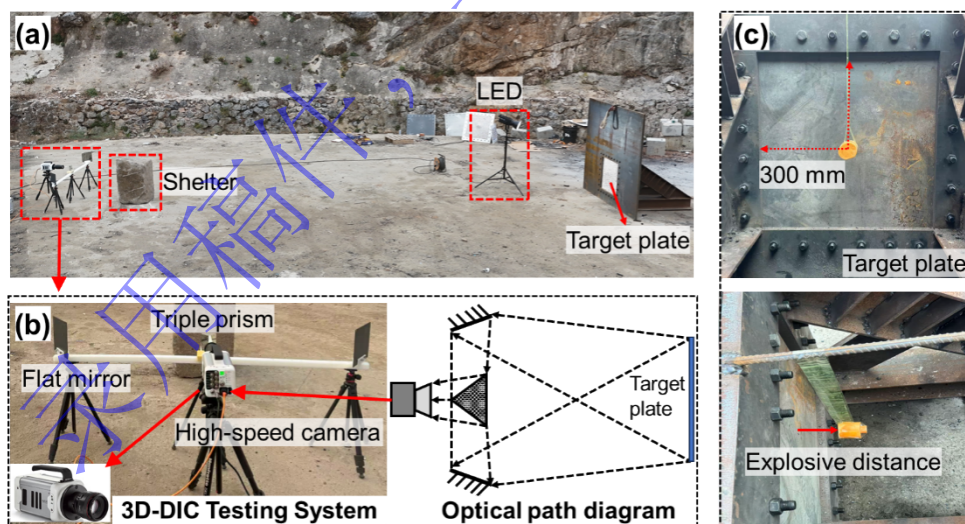


图 3 试验装置：（a）现场布置；（b）单相机立体 DIC 光路示意图；（c）TNT 装药布置

Fig.3 Experimental setup: （a） field layout; （b） optical path of the single-camera stereo DIC system; （c） TNT charge arrangement

为研究 ABL 厚度对高强钢复合靶板抗爆性能和失效模式的影响，设计了表 2 所示的试验工况。试验中，FSL 厚度均为 4 mm，TNT 装药质量为 200 g。变量为 ABL 层数，单层 ABL 的标称厚度为 2 mm。因此，ACSP-0、ACSP-1 和 ACSP-2 对应的芳纶总厚度分别为 0、2 和 4 mm。所有工况的爆心距 (SoD) 均为 50 mm，按 $Z=S/W^{1/3}$ 计算，各工况的比例距离 Z 均为 $0.09 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 。

表 2 试验工况

Table 2 Test profile

试样编号	芳纶厚度/mm	钢板厚度/mm	爆心距 SoD/mm	药量 W/g	比例爆距 $Z/m \cdot kg^{-1/3}$
ACSP-0	0 (无背衬)				
ACSP-1	2 (1 层 ABL)	4.0	50	200	0.09
ACSP-2	4 (2 层 ABL)				

2 试验结果

2.1 动态响应与局部变形特征

为分析近距爆炸作用下复合靶板的瞬态变形过程，图 4 给出了 3D-DIC 系统获得的 ACSP 背爆面面外位移场。由图 4 可见，起爆后 0.1 ms 左右，靶板中心已形成明显局部隆起，表明响应初期主要受中心区域局部冲量控制。随后，中心位移迅速增大，位移场逐渐发展为以爆心投影区域为核心的锥形局部变形模式，说明在近距爆炸载荷作用下，靶板尚未形成大范围弯曲变形时，中心区域已发生显著局部挠曲和拉伸。对于带 AFRP 背衬的复合靶板，较大的局部变形进一步诱发 ABL 撕裂损伤。DIC 结果中，0.3 ms 以后靶板中心附近出现逐渐扩大的无效计算区域，主要由芳纶层撕裂导致的散斑破坏及局部遮挡引起。对比 ACSP-1 和 ACSP-2 可知，随着 ABL 由 1 层增加至 2 层，中心位移发展速率降低，局部高变形区域受到进一步约束。表明 AFRP 背衬能够限制 FSL 中心区域的快速大变形，并减弱局部变形集中程度，但复合靶板整体响应仍具有明显的中心局部化特征。

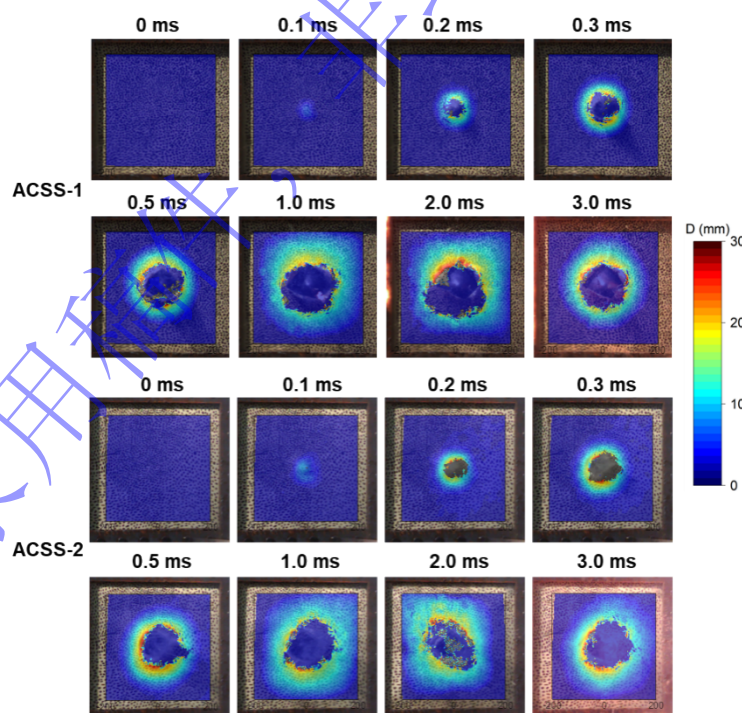


图 4 ACSP 复合板面外位移场时间演化

Fig.4 Temporal evolution of out-of-plane displacement fields of ACSP specimens

2.2 损伤形貌

在 200 g TNT 近距爆炸作用下，试样宏观损伤形貌及三维扫描残余变形云图如图 5 所示。由图

可见, 无 ABL 的 ACSP-0 在靶板中心区域发生明显局部破坏, 形成典型花瓣状穿孔。该结果表明, 在本试验加载条件下, 裸高强度钢板塑性变形能力相对有限, 在强局部冲量作用下中心区域易发生变形与应变集中, 进而形成剪切撕裂失效。引入 ABL 后, 靶板损伤模式发生明显变化。对于 ACSP-1, 如图 5 (b) 所示, 钢板未出现完全贯穿破坏, 而是形成以中心鼓包为主的局部大变形, 其背面 ABL 出现十字形撕裂, 说明芳纶层在爆炸冲击后期承担了较大的拉伸变形和局部撕裂损伤。对于 ACSP-2, 如图 5 (c) 所示, 钢板仍保持整体完整, 中心区域呈现鼓包变形, 背衬芳纶层出现十字形开裂并伴随界面脱粘。与 ACSP-1 相比, 增加芳纶层数后, 靶板穿孔倾向进一步受到抑制, 但 ABL 仍存在明显撕裂和脱粘损伤。上述结果表明, 设置于背爆面的 ABL 能够通过拉伸承载对 FSL 局部面外变形形成约束, 降低中心区域的变形集中和撕裂倾向, 使裸钢板高度局部化的花瓣状贯穿破坏转变为局部鼓包变形, 同时 ABL 自身发生拉伸、撕裂。

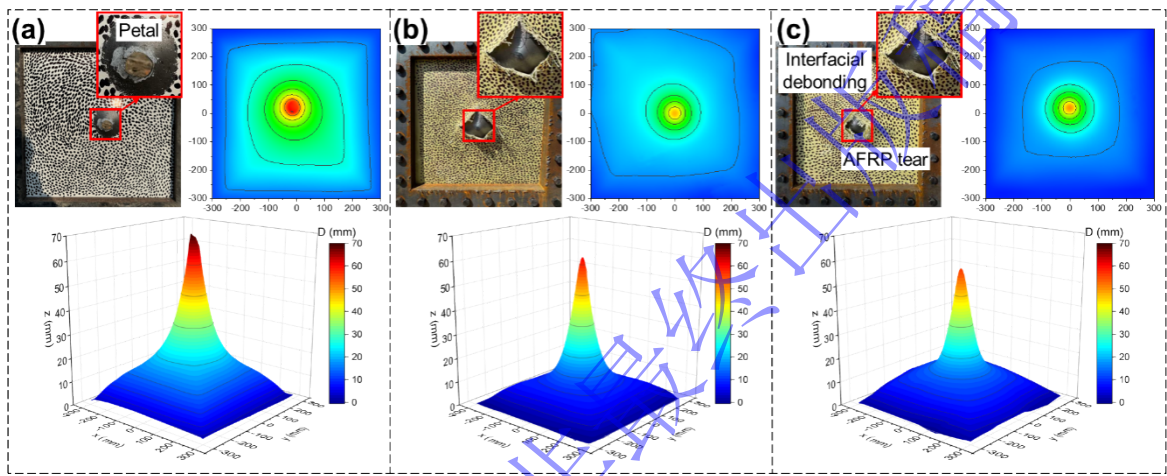


图 5 ACSP 复合板试验损伤形貌及三维扫描残余变形云图: (a) ACSP-0; (b) ACSP-1; (c) ACSP-2

Fig.5 Experimental damage morphologies and 3D-scanned residual deformation contours of ACSP specimens: (a) ACSP-0; (b) ACSP-1; (c) ACSP-2

为进一步量化各试样的残余变形特征, 基于三维扫描结果提取了靶板中心对称轴方向的残余挠度剖面, 如图 6 所示。ACSP-0 的剖面曲线在中心区域出现明显间断, 对应于钢板局部穿孔和花瓣状撕裂破坏。相比之下, ACSP-1 和 ACSP-2 的残余挠度曲线保持连续, 表明 ABL 有效抑制了钢板的完全贯穿。然而, 两种复合靶板的变形仍主要集中在中心区域, 残余挠度剖面呈现明显锥形特征, 说明爆炸能量仍具有较强的局部化作用。图 6 (b) 给出了峰值残余挠度随芳纶层数的变化规律。需要说明的是, ACSP-0 因中心区域发生穿孔, 无法定义靶板几何中心的残余挠度, 因此图中所示峰值为撕裂边缘处的最大残余位移。随着芳纶层数增加, 试样峰值残余挠度逐渐降低, 表明 ABL 对靶板面外变形具有一定约束作用。尤其是由 ACSP-0 至 ACSP-1, 结构响应由贯穿破坏转变为未贯穿的大变形, ABL 对抑制高强度钢板中心撕裂具有明显作用。从残余挠度剖面形态看, 复合靶板仍未形成大范围均匀弯曲变形, 中心局部变形占主导, 因此, ABL 的作用并非使靶板由局部响应完全转变为整体弯曲, 而是降低中心局部变形幅值和应变集中程度, 并抑制局部撕裂向贯穿破坏发展。

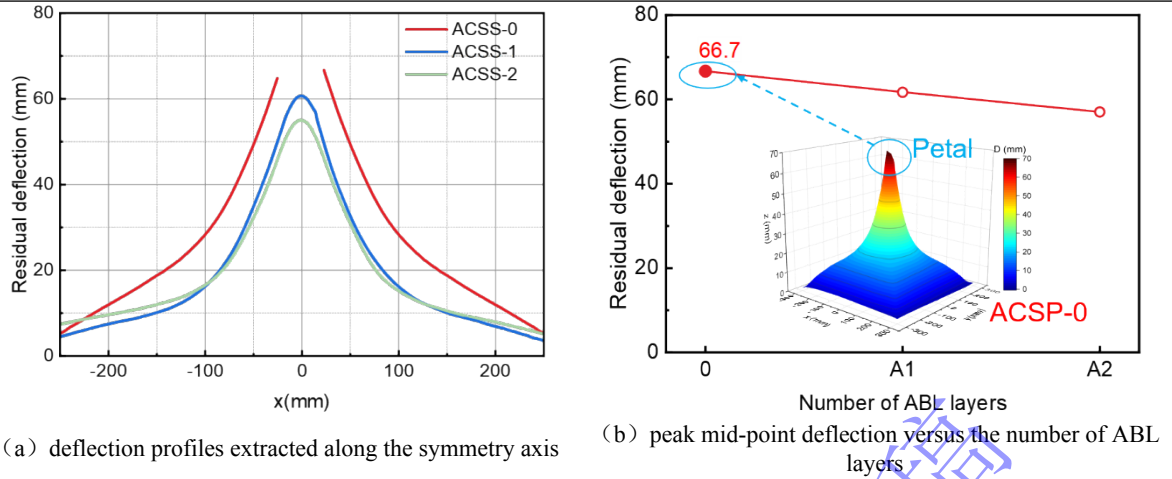


图 6 残余变形定量分析
Fig.6 Quantitative analysis of residual deformation

3 数值模拟

3.1 数值建模

采用显式非线性动力学软件LS-DYNA建立ACSP近距爆炸有限元模型。考虑到试样几何结构和爆炸载荷均具有对称性，为提高计算效率，建立 1/4 对称模型，如图 7 所示。模型主要包括ACSP靶板、空气域和圆柱形TNT装药，装药中心与靶板迎爆面之间的距离与试验保持一致。爆炸冲击波传播及其与靶板之间的相互作用采用任意拉格朗日-欧拉（ALE）流固耦合方法进行模拟。其中，空气和TNT采用欧拉单元离散，ACSP结构采用拉格朗日单元离散，通过流固耦合算法实现爆轰产物、空气冲击波与固体靶板之间的动量和能量传递。空气域外边界设置为无反射边界，以减小边界反射波对计算结果的影响。为保证冲击波传播计算的稳定性，空气域采用 4 mm的均匀欧拉网格进行离散，并保证空气域尺寸能够覆盖靶板主要变形区域。为准确模拟试验中观察到的钢板与芳纶层以及芳纶层间界面粘结与脱粘行为，模型中各层间接触采用*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK接触算法进行定义。并选用OPTION=2 定义粘结失效。该算法基于应力断裂失效准则，通过设定界面的法向抗拉极限强度与切向抗剪极限强度来表征界面的承载与脱粘演化。当界面节点处的混合应力满足二次名义应力失效准则时，界面粘结失效并发生物理脱粘：

$$\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_{n0}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_s}{\tau_{s0}} \right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

式中， σ_n 和 τ_s 分别为界面法向和切向应力， σ_{n0} 和 τ_{s0} 分别为界面法向和切向失效强度。本文试样采用Sikadur-330 CN双组分环氧浸渍树脂进行粘结。由于未单独开展FSL-AFRP界面力学试验，界面参数依据产品技术资料确定，取 $\sigma_{n0} = 40$ MPa、 $\tau_{s0} = 14$ MPa。相关参数的可靠性进一步结合爆炸试验中的界面脱粘形貌和结构变形进行结构层级验证。边界条件方面，在模型对称面施加对称约束。在靶板夹持区域约束节点的面外位移和面内自由度，以模拟试验中的固支边界条件。

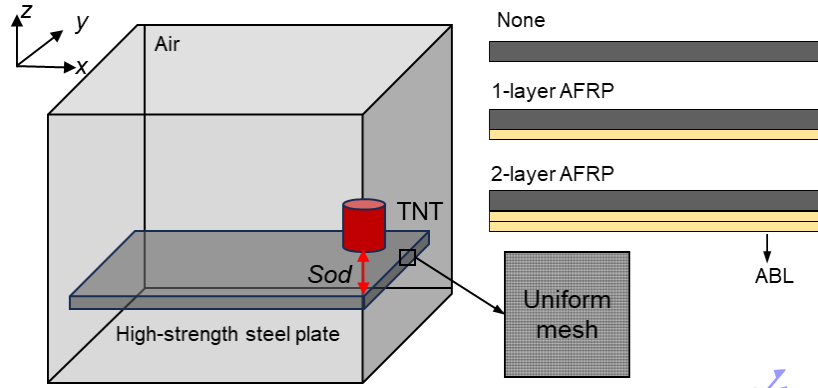


图 7 1/4 对称有限元模型

Fig.7 Quarter-symmetry finite element model

3.2 材料模型与参数

为分析 ACSP 在近距离爆炸载荷作用下的动态响应与损伤演化过程，数值模拟中需要合理描述钢板大塑性变形、芳纶层损伤、空气冲击波传播以及炸药爆轰产物膨胀等物理过程。因此，本文分别针对各组成部分选取相应的材料模型和状态方程。本文采用 Johnson-Cook 本构模型描述 Q460 高强钢在爆炸载荷作用下的动态流动行为。其等效流动应力可表示为：

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon_p^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (2)$$

式中， ε_p 为等效塑性应变， $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0$ 为无量纲等效应变率，其中 $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率。参数 A 代表静态屈服应力， B 为应变硬化模量， n 为应变硬化指数， C 为应变率强化系数。由炸药爆轰引起的绝热软化效应由热软化指数 m 控制，该项综合了当前温度 T 、室温 T_r 以及钢材的熔点 T_m 。为描述近距离爆炸作用下钢板局部剪切、撕裂及贯穿破坏，引入 Johnson-Cook 动态断裂损伤失效模型，可表述为：

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \quad (3)$$

式中， $\sigma^* = \sigma_m / \sigma_{eq}$ 为应力三轴度，其中 σ_m 为静水压力， ε_f 为材料断裂失效应变， $D_1 \sim D_5$ 为 Johnson-Cook 断裂失效参数。材料内部累积损伤变量 D 采用线性累积准则计算：

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f} \quad (4)$$

式中， $\Delta \varepsilon_p$ 为一个时间步长内的等效塑性应变增量。当单元的累积损伤变量 D 达到 1 时，判定材料发生完全断裂失效，有限元模型通过单元侵蚀算法删除失效单元，从而模拟钢板在强局部爆炸载荷作用下的剪切破坏、撕裂及贯穿过程。

ABL 在爆炸冲击作用下可能发生纤维拉伸断裂、基体开裂、层内剪切损伤及局部撕裂等破坏形式。采用宏观均质化方法对 ABL 进行建模，并未显式建立芳纶织物经纬纱交织、树脂基体及其细观界面结构。LS-DYNA 中的 *MAT_ENHANCED_COMPOSITE_DAMAGE 将 AFRP 等效为正交各向异性连续介质，通过等效弹性参数和强度参数表征其宏观变形及渐进损伤行为，并基于 Chang-Chang 失效准则判定层内损伤模式，将层内损伤解耦为四种独立的典型失效模式，对应的损伤阈值函数在数学上表达如下，纤维拉伸模式 ($\sigma_{11} > 0$)：

$$e_f^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_T} \right)^2 + \beta \left(\frac{\sigma_{12}}{S_C} \right)^2 - 1 \geq 0 \quad (5)$$

式中, σ_{11} 为纤维方向正应力, σ_{12} 为面内剪切应力, X_T 为纤维方向拉伸强度, S_C 为面内剪切强度。

纤维压缩模式 ($\sigma_{11} < 0$):

$$e_c^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_C} \right)^2 - 1 \geq 0 \quad (6)$$

式中, X_C 为纤维方向压缩强度。

基体拉伸模式 ($\sigma_{22} > 0$):

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_C} \right)^2 - 1 \geq 0 \quad (7)$$

式中, σ_{22} 为横向正应力, σ_{12} 为面内剪切应力, Y_T 为横向拉伸强度

基体压缩模式 ($\sigma_{22} < 0$):

$$e_d^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{2S_C} \right)^2 + \left[\left(\frac{Y_C}{2S_C} \right)^2 - 1 \right] \frac{\sigma_{22}}{Y_C} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_C} \right)^2 - 1 \geq 0 \quad (8)$$

式中, Y_C 为横向压缩强度, β 为剪切应力权重系数。当相应失效函数达到失效条件时, 材料刚度发生退化, 当损伤进一步发展并满足单元删除条件时, 通过单元侵蚀描述 ABL 的撕裂破坏过程。

空气域采用 *MAT_NULL 空材料模型结合线性多项式状态方程 *EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 进行描述。空气压力的具体表达式定义为:

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (9)$$

式中, E 为单位体积内能, $\mu = \rho / \rho_0 - 1$ 为相对体积应变, ρ 和 ρ_0 分别为当前密度和初始密度, $C_0 \sim C_6$ 为多项式经验常数。通过将空气视为理想气体并令 $C_0 = C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$ 以及 $C_4 = C_5 = \gamma - 1$, 该多项式可简化为理想气体状态方程:

$$p = (\gamma - 1)\rho E / \rho_0 \quad (10)$$

其中 γ 代表空气的绝热指数。

TNT 炸药采用 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN 材料模型描述爆轰过程。爆轰产物压力采用 Jones-Wilkins-Lee (JWL) 状态方程确定, 其表达式为

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

式中: p 为爆轰产物压力, V 为爆轰产物相对体积, E 为单位体积内能, A 、 B 、 R_1 、 R_2 和 ω 为 JWL 状态方程参数。炸药起爆和爆轰传播过程由爆速 D_{CJ} 和 Chapman-Jouguet 压力 P_{CJ} 控制。

数值模拟中采用的主要材料参数列于表 3 中。

表 3 数值模拟材料参数

Table 3 Material parameters for numerical simulation

FSL ^[31]	A/MPa	B/MPa	C	n	m	T_m/K	T_r/K	$\dot{\varepsilon}_0/\text{s}^{-1}$		
	460	415	0.021	0.57	1	1673	293	1		
	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5					
	0.05	3.44	-2.12	0.002	0.61					
AFRP ^[19]	$\rho/\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	E_A/GPa	E_B/GPa	E_C/GPa	G_{AB}/GPa	G_{AC}/GPa	G_{BC}/GPa	ε_t^{fail}	β	
	1440	18.5	18.5	6	0.77	5.43	5.43	0.12	0	
	X_T/MPa	X_C/MPa	Y_T/MPa	Y_C/MPa	S_C/MPa					
	555	135	555	185	77					
Air ^[32]	$\rho/\text{kg}/\text{m}^3$	$C_{0-3,6}$	C_{4-5}	E/MPa						
	1.29	0	$\gamma-1$	2.5E5						
TNT ^[33]	$\rho/\text{kg}/\text{m}^3$	$D_{CJ}/\text{m/s}$	P_{CJ}/GPa	A/GPa	B/GPa	R_1	R_2	w	E_0/GPa	
	1630	6930	21	371	3.231	4.15	0.95	0.35	6	

3.3 网格收敛性分析与模型验证

为降低单元尺寸对计算结果的影响，对靶板结构开展网格收敛性分析。分别选取 3 mm、2 mm、1 mm 和 0.5 mm 四种拉格朗日网格尺寸进行计算，并比较靶板中心位移时程曲线，如图 8 所示。结果表明，当网格尺寸由 3 mm 减小至 1 mm 时，中心位移响应存在一定变化，说明较粗网格下计算结果仍具有明显的网格敏感性。当网格尺寸由 1 mm 进一步减小至 0.5 mm 时，中心位移时程曲线变化较小，表明计算结果基本趋于稳定。综合考虑计算精度和计算效率，后续数值模拟中 ACSP 结构统一采用 1 mm 网格尺寸进行离散。

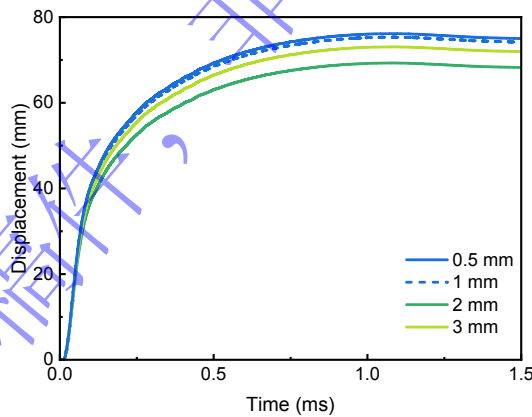


图 8 位移响应收敛性分析

Fig.8 Convergence analysis of displacement response.

为验证所建立数值模型对 ACSP 近距爆炸响应的预测能力，分别从瞬态面外变形、爆后损伤形貌及残余响应指标三个方面将数值结果与试验结果进行对比。图 9 (a) 和图 9 (b) 分别给出了 ACSP-1 和 ACSP-2 的试验与数值损伤形貌。由图可见，数值模型能够较好再现试验中观察到的主要损伤特征，包括 FSL 中心区域的局部鼓包、ABL 十字形撕裂以及局部界面分离。两种构型的损伤位置和总体形态与试验结果基本一致，表明所建立模型能够合理描述近距爆炸作用下 ACSP 的主要失效特征。此外为检验模型对瞬态全场变形的预测能力，图 9 (c) 给出了 ACSP-1 工况下典型时刻 3D-DIC 测得的背面面外位移场与相应数值模拟结果的对比。响应初期，两者均表现出以爆心投影区域为中心的局部隆起，随后高位移区域逐渐向周围扩展，形成明显的中心局部化变形。数值结果在峰值位移位置、变形区域尺度及位移场空间分布方面与 3D-DIC 结果总体一致，表明该

数值模型能够较好反映 ACSP-1 的瞬态面外变形演化规律。其中，3D-DIC 结果中后期的中心数据缺失由 ABL 撕裂导致，具体原因见 2.1 节。

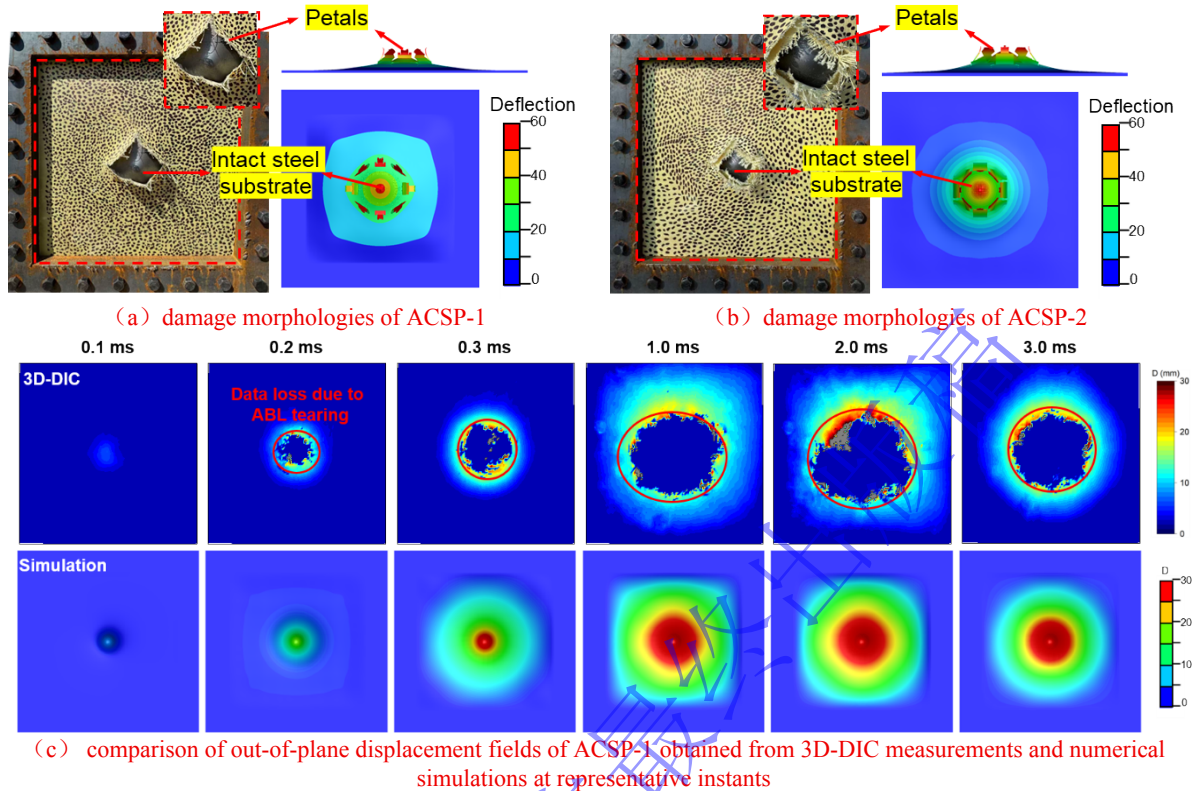


图 9 ACSP 数值模型验证

Fig.9 Validation of the numerical model for ACSP

进一步提取靶板残余挠度和 ABL 最大撕裂开口长度进行定量对比，结果见表 4。对比可知，残余挠度和最大撕裂开口长度的模拟结果与试验结果总体吻合。其中，ACSP-1 和 ACSP-2 的残余挠度误差分别为 12.7%和 9.7%，ABL 最大撕裂开口长度误差分别为 10.8%和 13.3%。上述结果表明，本文建立的有限元模型能够较好预测 ACSP 的残余变形和芳纶层撕裂损伤，可用于后续动态响应、能量演化及参数影响规律分析

表 4 数值模型与试验结果的定量验证

Table 4 Quantitative validation of the numerical model against experimental results

验证指标	工况	试验结果/mm	仿真结果/mm	误差%
残余挠度	ACSP-1	70.7	61.7	12.7
	ACSP-2	63.2	57.1	9.7
ABL 最大撕裂开口长度	ACSP-1	161.4	178.9	10.8
	ACSP-2	92.8	105.2	13.3

3.4 数值模拟结果

3.4.1 动态响应

为分析 ACSP 在近距离爆炸载荷作用下的中心点动态响应，图 10 (a) 给出了靶板中心点面外位移时程曲线。爆炸冲击波作用后，靶板中心区域迅速产生面外运动，位移在短时间内快速增大并达到最大动态位移 $D_{\max}$ 。随后，靶板发生回弹并伴随一定幅值的振荡，最终趋于稳定残余位移 D_{res} 。该过程表明，ACSP 的动态响应主要包括冲击加载、惯性变形、弹性回弹和残余变形形成阶段。

图 10 (a) 中柱状图进一步对比了不同 ABL 层数下的 $D_{\max}$ 和 D_{res} 。随着 ABL 层数增加, 靶板最大动态位移和残余位移均有所降低, 说明 AFRP 背衬能够提高复合靶板的变形约束能力。相比 ACSP-1, ACSP-2 的位移响应幅值进一步减小, 但位移衰减幅度有限, 说明在近距离爆炸载荷下, 结构响应仍主要受中心区域局部冲量输入和高强钢板局部变形控制。图 10 (b) 给出了中心点速度时程曲线。起爆后, 靶板中心速度迅速升高, 并在约 0.05 ms 内达到峰值, 表明爆炸冲击波在极短时间内向靶板中心区域输入局部冲量。增加 ABL 层数可降低中心点峰值速度, 但降低幅度相对有限。这是因为在加载初期, 结构整体变形尚未充分发展, 中心点速度主要由冲击波瞬时作用和局部动量传递控制。随着结构变形继续发展, ABL 逐渐参与背爆面的拉伸承载, 并通过与 FSL 的变形协调对钢板局部面外运动形成约束, 从而降低中心区域的大变形程度并限制撕裂发展。

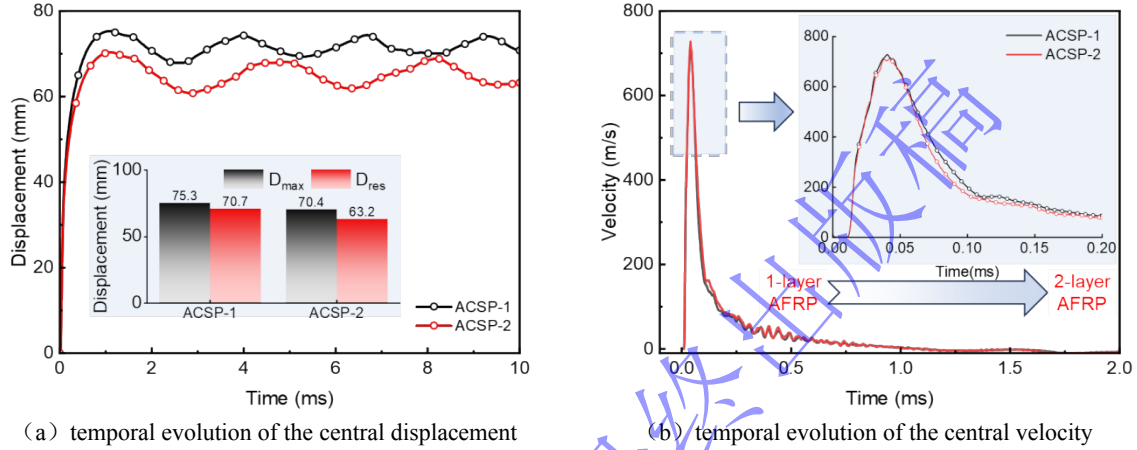


图 10 ACSP 复合结构中心点动态响应

Fig.10 Dynamic response of the central point of ACSP structures under localized close-in blast loading

3.4.2 能量演化特征

在明确 ACSP 中心点动态响应特征的基础上, 进一步提取数值模拟中的能量时程曲线, 以分析 FSL 和 ABL 在近距离爆炸载荷作用下的能量演化及分配特征。复合靶板吸收的能量主要包括 FSL 的动能 E_k^{FSL} 和塑性变形储存的内能 E_i^{FSL} , 以及 ABL 的动能 E_k^{ABL} 和内能 E_i^{ABL} 。其中, 动能反映结构在爆炸冲击作用下的瞬态运动状态, 内能主要反映材料弹塑性变形、损伤演化及界面相互作用过程中的能量储存与耗散。需要说明的是, 在采用单元删除描述 ABL 撕裂破坏时, 数值模拟输出的侵蚀能并不直接等同于材料真实断裂耗能, 而是失效单元被删除时所携带内能和动能的数值统计量。因此, 本文不将侵蚀能作为真实物理耗能的绝对定量值, 而将其作为辅助指标, 用于表征不同工况下局部材料失效和单元删除程度。为便于分析, 侵蚀能表示为内部侵蚀能 E_{ei}^{ABL} 与动能侵蚀能 E_{ek}^{ABL} 之和。

如图 11(a)所示, ACSP-1 受到爆炸载荷作用后, FSL 动能迅速增加, 并随中心鼓包和塑性变形的发展逐渐向内能转化。FSL 的能量水平明显高于 ABL, 说明复合靶板的结构能量主要由 FSL 承担, 而 ABL 仅占较小比例。ABL 侵蚀能在响应早期快速增加并趋于稳定, 与试验中观察到的十字形撕裂相对应, 表明其主要参与局部拉伸变形和损伤过程。值得注意的是, 虽然 ABL 的直接能量占比较低, 但引入 ABL 后 FSL 的失效模式由花瓣状贯穿转变为未贯穿局部鼓包。结合 3D-DIC 位移场和残余变形结果可以看出, AFRP 背衬的增强作用并非主要依靠自身大量吸收爆炸能量, 而是通过背爆面的拉伸承载和变形约束降低 FSL 中心区域的大变形和应变集中, 限制撕裂进一步发展, 从而改变钢板的局部失效路径。图 11(b)显示, 双层 ABL 内部存在明显的层间能量分布差异。靠近 FSL 的 ABL-1 具有较高的内能和侵蚀能, 而外层 ABL-2 所占能量较低, 说明内层芳纶在背衬约束过程中具有更高的参与程度。外层芳纶的有效参与程度相对有限, 多层 AFRP 背衬内部呈现明显的层级耗能特征。

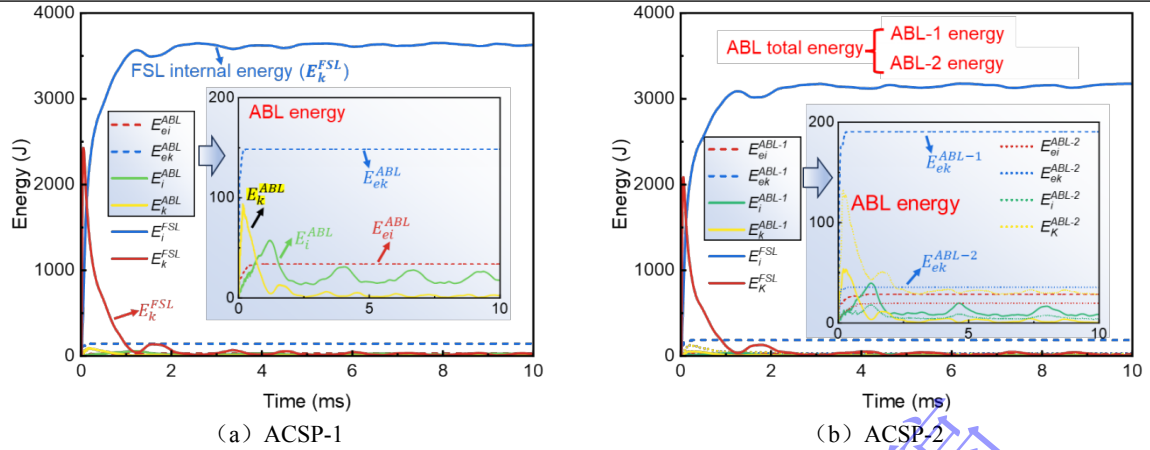


图 11 ACSP 结构能量演化特征

Fig.11 Energy evolution characteristics of ACSP

4 参数影响分析

4.1 FSL 屈服强度对 ACSP 抗爆性能的影响

在前述模型验证和能量演化分析的基础上，进一步研究 FSL 初始屈服强度对 ACSP 抗爆性能的影响。参考 Chen 等^[34]在复合防护板抗爆参数化研究中采用的单一变量分析方法，在保持几何尺寸、装药质量、爆心距、ABL 厚度以及其他材料参数不变的条件下，仅改变 Johnson–Cook 模型中的初始屈服强度参数 A 。该设置旨在排除加工硬化特性、应变率效应及失效特性同步变化所引入的耦合影响，从而单独研究初始屈服强度对 ACSP 抗爆响应的影响。为覆盖普通结构钢至超高强钢的典型屈服强度范围，参数 A 分别取 235、355、460、550、690、890 和 960 MPa。通过该组参数设置，分析初始屈服强度变化对 ACSP 贯穿破坏、残余变形、ABL 撕裂损伤及能量分配规律的影响。

不同屈服强度下 ACSP 的残余响应如图 12 所示，其中图 12 (a) 给出了残余挠度 D_{res} 和 ABL 破裂面积 A_r 的变化规律，图 12 (b) 进一步对比了各强度水平下靶板的残余变形形貌。当 FSL 屈服强度为 235 MPa 和 355 MPa 时，复合靶板中心区域发生贯穿破坏，靶板几何中心失去连续性，无法定义完整结构意义上的残余挠度。随着屈服强度提高至 460 MPa，FSL 保持宏观连续，结构响应由贯穿破坏转变为未贯穿的局部鼓包变形，表明在本文结构构型、爆炸载荷及基准本构参数条件下，贯穿与未贯穿响应的转变区间位于 355~460 MPa。进入未贯穿响应区间后，随着屈服强度进一步提高，靶板中心残余挠度 D_{res} 和 ABL 破裂面积 A_r 均总体呈下降趋势。由图 12 (b) 可进一步看出，高残余变形区域逐渐向爆心投影中心收缩，中心局部鼓包幅值持续减小，说明提高初始屈服强度能够增强 FSL 对局部塑性变形的抵抗能力，并降低背爆面的大变形需求。与此同时，ABL 破裂面积随 FSL 屈服强度增大而减小，表明 FSL 局部变形受到抑制后，传递至背衬层的局部拉伸变形和应变集中程度相应降低。因此，在其余本构参数保持不变的条件下，提高 FSL 屈服强度不仅能够改变 FSL 的贯穿失效倾向，还能够减小未贯穿工况下的永久变形及 ABL 局部撕裂损伤。

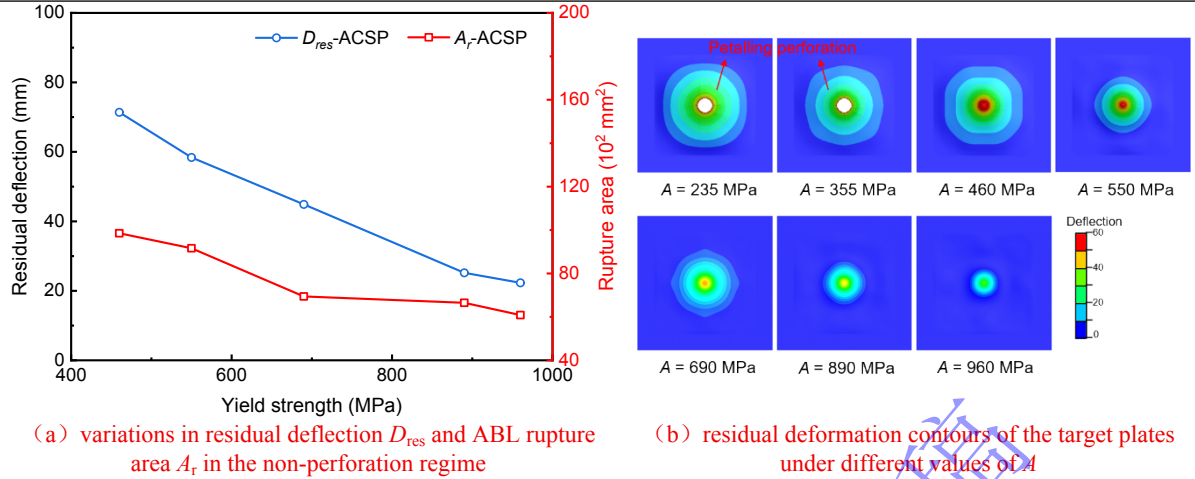


图 12 FSL 屈服强度对 ACSP 抗爆响应的影响

Fig.12 Effect of the yield-strength of the FSL on the blast response of ACSP

为进一步分析 FSL 初始屈服强度变化对结构能量演化及局部失效的影响，图 13 给出了各屈服强度工况下的能量分配结果。图 13 (a) 中， E_{in}^{ACSP} 表示响应结束后残余完整结构中保留的能量，即不包括失效单元侵蚀能的结构内能与动能之和， η_{ABL} 表示 ABL 吸收能量占 E_{in}^{ACSP} 的比例。当 FSL 屈服强度由 355 MPa 增至 460 MPa 后，钢板由贯穿破坏转变为宏观连续变形，爆炸输入能量更多保留于结构弹塑性变形和整体运动响应中，因此 E_{in}^{ACSP} 明显增加。进入未贯穿破坏区间后，随着 FSL 屈服强度继续提高，钢板对局部塑性变形和整体挠曲的约束能力增强，结构变形幅值降低， E_{in}^{ACSP} 逐渐减小。 η_{ABL} 随 FSL 屈服强度变化呈先降低后升高趋势。在较低强度的未贯穿破坏区间内，随着 FSL 强度提高，钢板自身承载能力增强，整体变形和传递至 ABL 的拉伸变形减小，因此 ABL 能量占比降低。当 FSL 屈服强度进一步提高后，钢板塑性变形能力受到限制，部分能量以应力波传播和结构振动形式传递至背衬层，使 ABL 的拉伸变形和界面损伤有所增强，从而导致 η_{ABL} 再次升高。但 η_{ABL} 始终处于较低水平，进一步说明 ABL 并非复合靶板的主要能量承担构件。图 13

(b) 为 FSL 和 ABL 的侵蚀能分量随屈服强度的变化规律，其中 E_{ero}^{FSL} 和 E_{ero}^{ABL} 分别表示 FSL 和 ABL 中失效单元删除时所携带能量的数值。由图可见， E_{ero}^{FSL} 主要出现在 235 MPa 和 355 MPa 工况中，对应于钢板发生局部穿孔和撕裂破坏，当 FSL 屈服强度增至 460 MPa 后，钢板能够保持宏观连续性， E_{ero}^{FSL} 快速降至接近零。相比之下， E_{ero}^{ABL} 在整个参数范围内均存在，但随 FSL 屈服强度增加整体呈下降趋势，表明提高 FSL 屈服强度能够减弱传递至 ABL 的局部冲击强度和应变集中程度，使 ABL 的损伤形式由局部纤维撕裂和单元侵蚀逐渐转向较为连续的拉伸变形。因此，较高强度 FSL 不仅提高复合靶板的抗贯穿能力，还降低 ABL 的局部破坏程度。

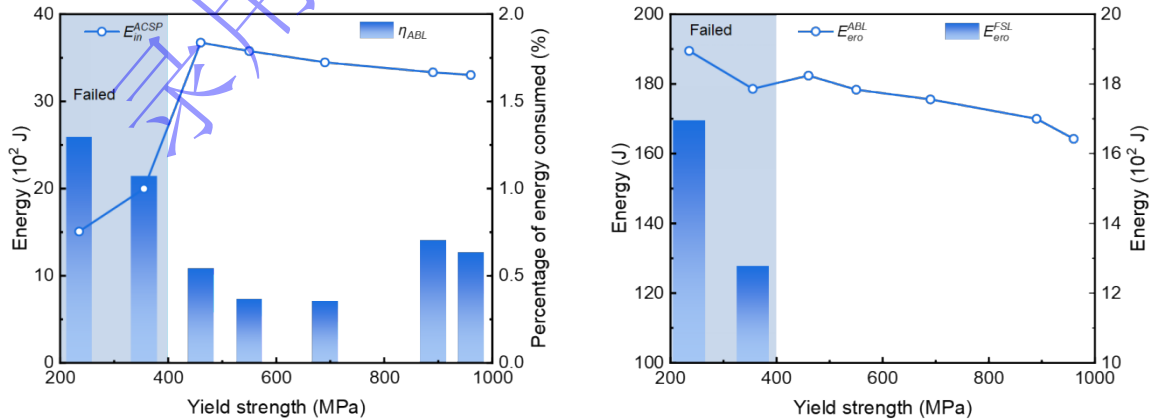


图 13 不同 FSL 屈服强度下的能量演化特征

Fig.13 Energy evolution characteristics under different FSL yield strengths

4.2 ABL 厚度对 ACSP 抗爆性能的影响

在分析 FSL 初始屈服强度影响的基础上, 进一步研究 ABL 厚度对 ACSP 抗爆响应的影响。计算中保持 FSL 厚度、装药质量、爆心距及其他参数不变, 将 ABL 由 1 层增加至 5 层, 即总厚度由 2 mm 增加至 10 mm。图 14 (a) 给出了复合靶板残余挠度随 ABL 厚度的变化规律, 并对比了 2、6 和 10 mm 厚度工况下的典型残余变形云图。随着 ABL 厚度增加, 靶板中心最大残余挠度持续降低, 爆心投影区域的高变形范围同步减小, 表明增厚 ABL 能够增强对 FSL 背面局部大变形的约束作用。2 mm 厚度工况下, 残余变形仍明显集中于靶板中心区域, 呈较突出的局部鼓包特征; 当 ABL 厚度增加至 10 mm 后, 中心残余变形幅值明显降低, 高变形区域进一步收缩, 局部变形程度得到抑制。从残余挠度变化曲线看, ABL 厚度对结构变形的改善呈非线性。当厚度由 2 mm 增加至 4 mm 时, 残余挠度下降较为明显, 说明初始增加背衬厚度能够显著提高对 FSL 局部变形的约束; 当厚度进一步增加至 6~10 mm 时, 残余挠度下降幅度逐渐减小, 曲线趋于平缓, 说明单纯增加 ABL 厚度对结构抗爆性能的提升存在一定限度。

为进一步分析不同厚度背衬中各芳纶层的相对参与程度, 图 14 (b) 给出了各层能量占 ABL 总能量的比例。结果表明, 多层 ABL 内部存在明显的层间差异, 靠近 FSL 的内层芳纶在 ABL 总能量中的占比较高, 而远离钢板的外层芳纶参与程度逐渐降低。对于 4 mm 厚度工况, 最内层 ABL-1 占 ABL 总能量的 72.1%; 当 ABL 厚度增加至 10 mm 时, ABL-1 的能量占比仍达到 54.8%, 而最外层 ABL-5 仅为 6.6%, 前者约为后者的 8.3 倍。结合残余变形与层间能量分布可以看出, 随着 ABL 厚度增加, 背衬对 FSL 中心局部大变形的约束作用逐渐增强, 而新增外层芳纶在 ABL 总能量中的占比逐渐降低。靠近 FSL 的内层 ABL 能量占比较高, 表明其在钢板背面拉伸变形过程中具有更高的参与程度; 随着层数增加, 外层 ABL 的能量占比逐渐减小, 其对结构变形的附加贡献相应降低。因此, ABL 厚度增加所带来的抗变形效果并不与层数成比例增长。当内层 ABL 已提供主要变形约束后, 继续增加外层芳纶所产生的附加约束作用相对有限, 从而使 6~10 mm 范围内残余挠度的改善幅度逐渐减小。

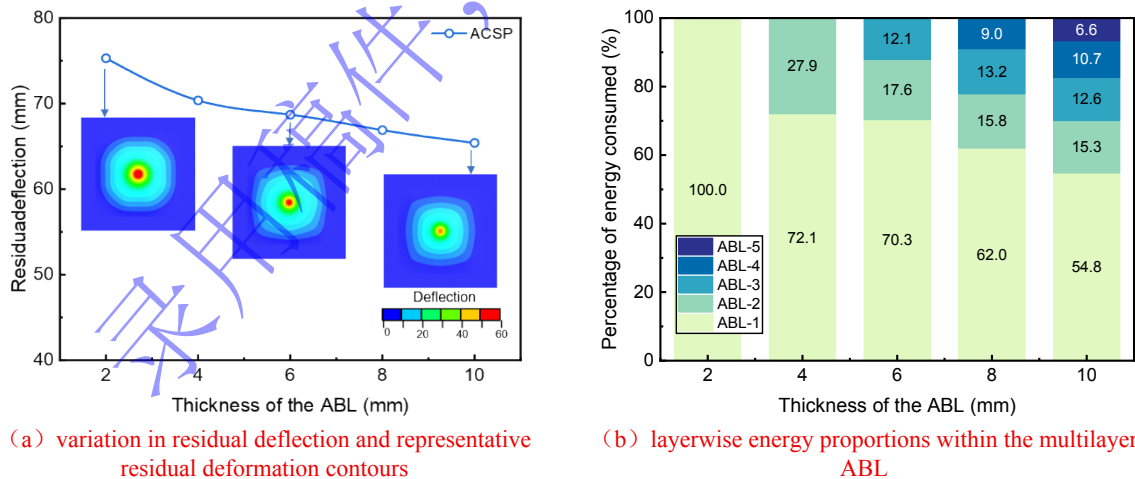


图 14 ABL 厚度对 ACSP 残余变形及 ABL 层间能量分布的影响

Fig.14 Effect of ABL thickness on the residual deformation of ACSP and layerwise energy distribution within the ABL

5 结论

本文以 Q460 高强钢/芳纶复合板为研究对象, 围绕近距爆炸作用下复合靶板的动态变形、损伤演化及能量演化特征开展研究。结合 3D-DIC 技术和三维扫描方法获取靶板瞬态位移场、残余变

形及典型失效特征,在试验基础上建立 ALE 流固耦合有限元模型,并进一步分析 FSL 与 ABL 的能量演化及分配特征以及 FSL 屈服强度和 ABL 厚度对抗爆性能的影响。主要结论如下:

(1) 在 200 g TNT 近距爆炸载荷作用下, Q460 高强钢裸板发生中心花瓣状贯穿破坏,引入 ABL 后,钢板贯穿破坏得到有效抑制,损伤模式转变为未贯穿的中心局部鼓包,并伴随 ABL 十字形撕裂和界面脱粘。

(2) 3D-DIC 获得背爆面位移场显示, ACSP 背爆面位移响应主要集中于爆心投影区域,并逐渐形成锥形局部变形模式。随着 AFRP 厚度由 2 mm 增加至 4 mm,复合靶板残余挠度和 AFRP 最大撕裂长度明显减小,复合靶板全局响应仍以中心区域主导的局部化变形为主。

(3) 能量演化结果表明, FSL 是复合靶板的主要能量承担构件, ABL 的能量占比较低, AFRP 对钢板贯穿破坏的抑制并非主要依赖自身能量吸收。其增强作用主要体现为通过背爆面的拉伸承载和变形约束,降低 FSL 中心区域的局部大变形和应变集中,并限制撕裂进一步发展。多层 ABL 内部存在明显的层间能量分布差异,靠近 FSL 的内层芳纶在 ABL 总能量中的占比高于外层。

(4) 参数化结果显示, FSL 屈服强度和 ABL 厚度均显著影响 ACSP 的抗爆性能。当 FSL 屈服强度由 355 MPa 增至 460 MPa 时,复合靶板由贯穿破坏转变为局部鼓包变形,进入未贯穿破坏区间后,残余挠度和 ABL 破裂面积随 FSL 屈服强度提高而逐渐降低。增加 ABL 厚度能够降低复合靶板残余挠度,但当厚度增加至 6-10 mm 后改善幅度逐渐减小。10 mm 厚度工况下, ABL-1 和 ABL-5 分别占 ABL 自身总能量的 54.8% 和 6.6%,表明随着背衬层数增加,新增外层芳纶对结构响应的参与程度逐渐降低,因此 ABL 厚度设计应兼顾抗变形效果与材料利用效率。

参考文献

- [1] CHUNG KIM YUEN S, NURICK G N, LANGDON G S, et al. Deformation of thin plates subjected to impulsive load: Part III: an update 25 years on[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 107: 108-117. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2016.06.010.
- [2] LANE R, CRAIG B, BABCOCK W. Materials for Blast and Penetration Resistance[J]. The AMPTIAC Quarterly, 2002, 6 (4) : 39-45.
- [3] 韩璐, 袁建飞, 张玉磊, 等. 固定矩形钢板近距爆炸的毁伤特性[J]. 火炸药学报, 2021, 44 (2) : 225-232. DOI:10.14077/j.issn.1007-7812.202004023.
HAN L, YUAN J F, ZHANG Y L, et al. Damage characteristics of fixed rectangular steel plate under close-in explosion[J]. Chinese Journal of Explosives and Propellants, 2021, 44 (2) : 225-232. DOI: 10.14077/j.issn.1007-7812.202004023.
- [4] 常笑康, 罗本永, 陈长海, 等. 近距空爆载荷作用下高韧钢的抗爆性能及影响因素研究[J]. 高压物理学报, 2024, 38 (5) : 054103. DOI: 10.11858/gywlxb.20240732.
CHANG X K, LUO B Y, CHEN C H, et al. Study on the blast-resistant performance and influence factors of high-toughness steel subjected to close-range air-blasts[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2024, 38 (5) : 054103. DOI: 10.11858/gywlxb.20240732.
- [5] WIERZBICKI T, NURICK G N. Large deformation of thin plates under localised impulsive loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 1996, 18 (7) : 899-918. DOI:10.1016/S0734-743X (96) 00027-9.
- [6] TEELING-SMITH R G, NURICK G N. The deformation and tearing of thin circular plates subjected to impulsive loads[J]. International Journal of Impact Engineering, 1991, 11 (1) : 77-91. DOI:10.1016/0734-743X (91) 90032-B.
- [7] AUNE V, FAGERHOLT E, HAUGE K O, et al. Experimental study on the response of thin aluminium and steel plates

- subjected to airblast loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 90: 106-121. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2015.11.017.
- [8] ZHANG B, JIA L, TIAN M, et al. Surface and interface modification of aramid fiber and its reinforcement for polymer composites: A review[J]. *European Polymer Journal*, 2021, 147: 110352. DOI:10.1016/j.eurpolymj.2021.110352.
- [9] RAZA A, SELMI A, EL OUNI M H, et al. Enhancing structural performance of hybrid fiber-reinforced geopolymer composites with AFRP confinement: Experimental, theoretical, and finite element analysis[J]. *Construction and Building Materials*, 2025, 492: 143063. DOI:10.1016/j.conbuildmat.2025.143063.
- [10] HE A, XING T, LIANG Z, et al. Advanced Aramid Fibrous Materials: Fundamentals, Advances, and Beyond[J]. *Advanced Fiber Materials*, 2024, 6 (1) : 3-35. DOI:10.1007/s42765-023-00332-1.
- [11] MINES R A W, ROACH A M, JONES N. High velocity perforation behaviour of polymer composite laminates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1999, 22 (6) : 561-588. DOI:10.1016/S0734-743X(99)00019-6.
- [12] BANDARU A K, CHAVAN V V, AHMAD S, et al. Ballistic impact response of Kevlar® reinforced thermoplastic composite armors[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 89: 1-13. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2015.10.014.
- [13] NEUBERGER A, PELES S, RITTEL D. Springback of circular clamped armor steel plates subjected to spherical airblast loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36 (1) : 53-60. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2008.04.008.
- [14] ZHOU Z, DU Z, ZHANG Y, et al. Microscopic defects formation and dynamic mechanical response analysis of Q345 steel plate subjected to explosive load[J]. *Defence Technology*, 2024, 32: 430-442. DOI:10.1016/j.dt.2023.03.025.
- [15] NURICK G N, MARTIN J B. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—A review: Part I: Theoretical considerations[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1989, 8 (2) : 159-170. DOI:10.1016/0734-743X(89)90014-6.
- [16] NURICK G N, MARTIN J B. Deformation of thin plates subjected to impulsive loading—a review Part II: Experimental studies[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1989, 8 (2) : 171-186. DOI:10.1016/0734-743X(89)90015-8.
- [17] 王宇相, 张国凯, 刘黎旺, 等. 近爆条件下高强钢板的抗爆性能与几何参数影响规律研究[J]. *爆炸与冲击*, 2025, 45 (5) : 053302. DOI:10.11883/bzycj-2024-0177.
- WANG Y X, ZHANG G K, LIU L W, et al. Investigation on geometric parameters effect and blast resistance of high-strength steel plates under near-field explosions[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2025, 45 (5) : 053302. DOI:10.11883/bzycj-2024-0177.
- [18] LANGDON G S, LEE W C, LOUCA L A. The influence of material type on the response of plates to air-blast loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 78: 150-160. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2014.12.008.
- [19] 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.
- [20] BUCHAN P A, CHEN J F. Blast resistance of FRP composites and polymer strengthened concrete and masonry structures – A state-of-the-art review[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2007, 38 (5) : 509-522. DOI:10.1016/j.compositesb.2006.07.009.
- [21] LANGDON G S, CANTWELL W J, GUAN Z W, et al. The response of polymeric composite structures to air-blast loading: a state-of-the-art[J]. *International Materials Reviews*, 2014, 59 (3) : 159-177. DOI:10.1179/1743280413Y.0000000028.
- [22] 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) : 063202. DOI:10.11883/bzycj-2022-0515.

- WANG Z, CHANG L J, HUANG X Y, 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) : 063202. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0515.
- [23] GAO Z, CHEN Y, WANG Z, et al. Shattering Effect Study of Aramid-Steel Composite Target Plates under Localized Blast Loading[J]. Sustainability, 2023, 15 (5) : 4160. DOI:10.3390/su15054160.
- [24] 甘露, 陈力, 宗周红, 等. 近距离爆炸比例爆距的界定标准及荷载模型[J]. 爆炸与冲击, 2021, 41 (6) : 064902. DOI:10.11883/bzycj-2020-0194.
- GAN L, CHEN L, ZONG Z H, et al. Definition of scaled distance of close-in explosion and blast load calculation model[J]. Explosion and Shock Waves, 2021, 41 (6) : 064902. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0194.
- [25] 陈长海, 朱锡, 侯海量, 等. 近距空爆载荷作用下固支方板的变形及破坏模式[J]. 爆炸与冲击, 2012, 32 (4) : 368-375. DOI:10.11883/1001-1455 (2012) 04-0368-08.
- CHEN C H, ZHU X, HOU H L, et al. Deformation and failure modes of clamped square plates under close-range air blast loads[J]. Explosion and Shock Waves, 2012, 32 (4) : 368-375. DOI: 10.11883/1001-1455 (2012) 04-0368-08.
- [26] GENOVESE K, CASALETTO L, RAYAS J A, et al. Stereo-Digital Image Correlation (DIC) measurements with a single camera using a biprism[J]. Optics and Lasers in Engineering, 2013, 51 (3) : 278-285. DOI:10.1016/j.optlaseng.2012.10.001.
- [27] PAN B. Recent Progress in Digital Image Correlation[J]. Experimental Mechanics, 2011, 51 (7) : 1223-1235. DOI:10.1007/s11340-010-9418-3.
- [28] YU L, PAN B. Single-camera stereo-digital image correlation with a four-mirror adapter: optimized design and validation[J]. Optics and Lasers in Engineering, 2016, 87: 120-128. DOI:10.1016/j.optlaseng.2016.03.014.
- [29] DJERRAD A, FAN F, ZHI X, et al. Experimental and FEM analysis of AFRP strengthened short and long steel tube under axial compression[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 139: 9-23. DOI:10.1016/j.tws.2019.02.032.
- [30] HOSSEINI M, GAFF M, HUI D, et al. Effect of Blast Loading on CFRP and AFRP Strengthened RC Columns- A Numerical Study[J]. Applied Composite Materials, 2025, 33 (1) : 12. DOI:10.1007/s10443-025-10385-7.
- [31] HUANG B, LIN L, XU T, et al. A study of the dynamic mechanical properties of Q460D steel[J]. Metals, 2023, 13 (9) : 1609. DOI:10.3390/met13091609.
- [32] WANG W, WANG Y, YANG J, et al. Investigation on air blast resistance of POZD-coated composite steel plates: Experiment and numerical analysis[J]. Composites Part B: Engineering, 2022, 237: 109858. DOI:10.1016/j.compositesb.2022.109858.
- [33] LIU J, ZHANG G, LIU L, et al. Dynamic responses and damage mode of reinforced concrete slabs under confined blasting loads induced by thermobaric explosive: Experimental and numerical investigation[J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 198: 105186. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2024.105186.
- [34] CHEN C, WANG X, HOU H, et al. Effect of strength matching on failure characteristics of polyurea coated thin metal plates under localized air blast loading: Experiment and numerical analysis[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 154: 106819. DOI:10.1016/j.tws.2020.106819.