

DOI: 10.12382/bgxb.2025.1060



鳞甲仿生拼接陶瓷复合装甲抗弹行为

石毅¹, 王仁杰^{2,3}, 王新德^{2,3}, 蒋招绣^{2,3*}, 王永刚^{2,3}, 王飞^{1**}

(1. 宁波工程学院 全省深海基础智能建造与运维重点实验室, 浙江 宁波 315211; 2. 宁波大学 机械工程与力学学院, 浙江 宁波 315211; 3. 宁波大学 冲击与安全工程教育部重点实验室, 浙江 宁波 315211)

摘要: 针对传统拼接陶瓷复合装甲接缝区域易应力集中、抗多发打击能力不足的问题,受鳄鱼鳞甲非对称结构启发,设计一种鳞甲仿生拼接陶瓷复合装甲。通过弹道实验与数值模拟,系统对比该结构与传统六边形结构在抗弹性能、弹靶作用机制及失效模式上的差异,并重点分析着靶速度与位置的影响。研究表明:鳞甲仿生结构通过诱导非对称应力波及陶瓷破碎,能有效促使弹体偏转,并延长弹靶作用时间,在相同高速冲击下的弹体剩余质量显著低于六边形结构,陶瓷损伤破碎吸收的能量均有所提升;不同着靶速度下,背板塑性变形均低于六边形结构,陶瓷损伤破碎吸收的能量则高于六边形结构,表明其结构的改变将能量耗散主体由背板转移至陶瓷层;着靶位置对抗弹性能影响显著,接缝处通过几何不连续性引发多向裂纹与分布式耗能,性能最优。

关键词: 复合装甲; 鳞甲仿生; 拼接陶瓷; 非对称破坏; 主动偏转效应; 有限元模拟

中图分类号: TJ012.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1093(2026)07-251060-15

Ballistic Behavior of Bionic Scale-armor Spliced Ceramic Composite Armor

SHI Yi¹, WANG Renjie^{2,3}, WANG Xinde^{2,3}, JIANG Zhaoxiu^{2,3*}, WANG Yonggang^{2,3}, WANG Fei^{1**}

(1. Provincial Key Laboratory of Smart Construction and Maintenance of Deep-Sea Infrastructure, Ningbo University of Technology, Ningbo 315211, Zhejiang, China; 2. School of Mechanical Engineering and Mechanics, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China; 3. MOE Key Laboratory of Impact and Safety Engineering, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China)

Abstract: The conventional spliced ceramic composite armor is prone to the concentration of stress in the joint regions and has the insufficient multi-hit resistance. Inspired by the asymmetric structure of crocodile dermal armor, a scale-bionic spliced ceramic composite armor is designed. Through ballistic experiments and numerical simulations, the anti-penetration performance, projectile-target interaction mechanisms, and failure modes of this structure are systematically compared with those of the conventional hexagonal-tiled structure, with a focus on analyzing the effects of impact velocity and location. The results indicate that the bionic scale structure effectively causes a projectile to deflect and prolongs the projectile-target interaction time by inducing the asymmetric stress waves and ceramic fragmentation. Under identical high-velocity impact, the residual mass of the projectile is significantly lower than that of the hexagonal structure, and the energies absorbed by ceramic damage and fragmentation of the the asym-

收稿日期: 2025-12-01

基金项目: 国家自然科学基金项目(12102213、U2530210); 四川省青年基金项目(2026NSFSC1273)

* 通信作者邮箱: jiangzhaoxiu@nbu.edu.cn

** 通信作者邮箱: feiwan@nbut.edu.cn

metric structure increase compared to those of the hexagonal structure. Under different impact velocities, the plastic deformation of the backplate is lower than that of the hexagonal structure, while the energy dissipation from ceramic damage is higher than that in the hexagonal structure, suggesting that the structural modification shifts the primary energy dissipation mechanism from the backplate to the ceramic layer. Furthermore, the impact location has a significant influence on the ballistic performance, the joints triggered to induce multi-directional cracking and distributed energy dissipation due to geometric discontinuity, achieving the optimal performance.

Keywords: composite armor; bionic scale; spliced ceramic; asymmetric failure; active deflection effect; finite element simulation

0 引言

陶瓷材料因其高硬度、高抗压强度及低密度等优异特性,在个体防护、装甲车辆与武装直升机等领域得到广泛应用。陶瓷材料的抗弹机制主要在于:通过自身极高的硬度,使冲击弹体产生变形、钝化甚至破碎,同时陶瓷面板在侵彻过程中的粉碎、裂纹扩展及弹靶摩擦的作用,消耗大量冲击能量,降低弹体侵彻能力。然而,陶瓷固有的脆性和较低的断裂韧性,使其在受到冲击时易发生灾难性整体碎裂。为此,工程上常将铝合金、钢材或超高分子聚乙烯纤维复合材料等具有高抗拉性能的背板或夹层材料结合,构成陶瓷复合装甲,通过约束陶瓷并提供塑性变形支撑,以弥补其力学缺陷,从而显著提升整体结构的抗弹性能^[1-3]。

为克服大尺寸整体陶瓷板在制备工艺上的限制,并进一步提升装甲,特别是抗多发打击能力,陶瓷拼接结构装甲应运而生,并已成为一个重要研究方向^[4-6]。该类装甲通常采用正方形、六边形等多边形陶瓷块拼接成所需尺寸的面层^[7-8]。然而,六边形结构虽然有着破碎面积小、抗多发性能强等优点,但其拼接接缝区域也随之成为结构的薄弱环节:弹体冲击接缝易引发应力集中,导致界面过早开裂,陶瓷参与破碎面积小,弹体将携带更多的动能冲击其背板,从而削弱装甲的整体防护性能^[9]。因此,系统研究如何克服拼接结构抗弹性能衰减的问题,已成为发展大尺寸、高可靠性装甲的迫切需求。

近年来,仿生学原理为拼接结构装甲的优化设计提供了关键突破口。例如,Wu^[10]与Qin等^[11]受珍珠母“砖-砂浆”以及贝壳的宏观肋-槽形态与交叉层状微观结构启发,利用交错层间的机械互锁与摩擦、裂纹诱导等多种机制,实现了复合装甲抗冲击性能上的提升。Chen等^[12]通过硬-软多层结构与鳞片协同作用实现能量的逐级耗散与应力分散的抗

弹机制,进一步降低背板的变形深度。Li等^[13]借鉴犰狳甲壳倒梯形骨块的互锁拼接特征,设计出带有45°倾斜边缘的仿生多片陶瓷板,不仅实现了结构互锁与应力波传播路径的主动调控,更系统揭示了高应变率下载荷传递的速率敏感性机制。由此可见,Han等^[14]和曹勇等^[15]的工作不仅为拼接界面强化与动态能量管理提供了可工程化的创新范式,而且深刻彰显了仿生结构设计在破解传统拼接装甲“接缝薄弱”瓶颈中的理论价值与工程实践潜力,为面向弹道偏转与界面协同耗能的下一代仿生装甲设计奠定了重要基础。

在此类仿生设计思想的拓展下,本文受鳄鱼鳞甲非对称性结构及其潜在的弹道偏转机制启发,设计了一种新型鳞甲仿生拼接陶瓷复合装甲,并选用6061铝合金作为背板支撑。为评估其抗弹效能,研究中将其与常规六边形拼接复合装甲进行对比,通过弹道实验与数值模拟,分析两种结构抗弹行为与失效模式的差异性,并重点讨论弹体着靶速度与位置对仿生结构抗弹性能的影响,旨在为发展基于偏转机制的新一代高性能防护结构提供理论依据与设计参考。

1 实验研究

1.1 实验方法

图1和图2展示了制备的两种不同拼接结构的陶瓷复合装甲试件,试件由陶瓷块与外圈钢构成,陶瓷层整体尺寸为200 mm×200 mm×12 mm,其中,由陶瓷拼块组成的正方形边长为110 mm。图1为传统的六边形拼接陶瓷复合装甲,边长为16.65 mm、厚度为12 mm的正六边形氧化铝陶瓷拼块借助环氧树脂粘结剂粘接而成,背板为厚度5 mm的6061铝合金;图2为仿生鳞甲拼接陶瓷复合装甲,其设计灵感来源于图3所示的鳄鱼鳞甲结构。该装甲的面板内角为45°、边长为17 mm×28 mm、厚度为12 mm的

菱形氧化铝陶瓷单元整齐排列,利用环氧树脂粘结剂粘接而成。此外,在边缘位置通过三角结构陶瓷拼块进行补充,再通过环氧树脂粘结剂与外框钢材材料进行结合,使其与六变形结构的边界相同。背板厚度与六边形结构相同,均为5 mm。

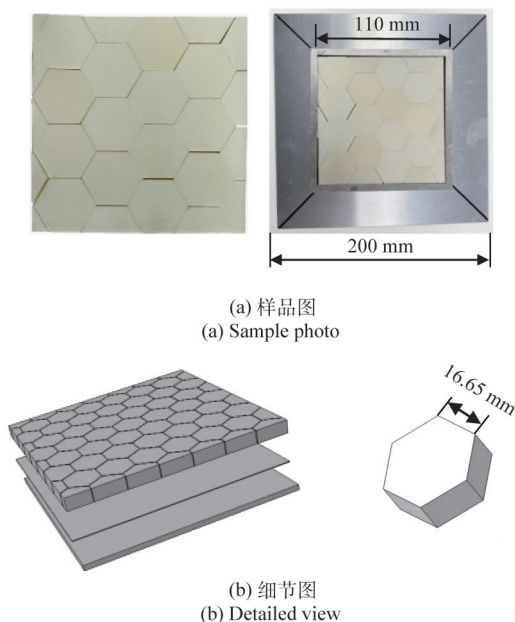


图1 传统六边形拼接复合装甲
Fig. 1 Conventional hexagonal spliced composite armor

采用一级轻气炮开展陶瓷复合装甲的弹道冲击实验,测试系统布置如图4所示。整个测试系统主要由气炮驱动系统、磁测速仪、靶板回收装置三部分组成。

实验过程中,弹体着靶前,高压气体驱动弹托-弹体组合体(弹托结构见图5)在炮管内加速。弹托在飞出炮口时经滤弹孔结构实现与弹体的分离,弹体继续飞行并撞击装甲试件。为有效捕获弹体与靶板碎片并避免二次损伤,回收装置内设置了两层

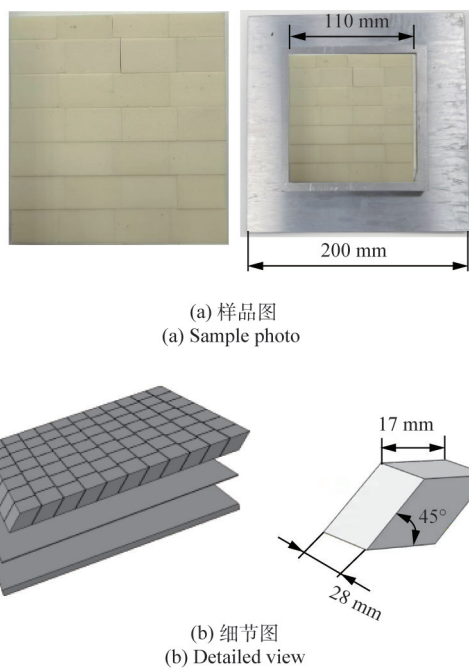


图2 仿生鳞甲拼接复合装甲
Fig. 2 Bionic scale-spliced composite armor

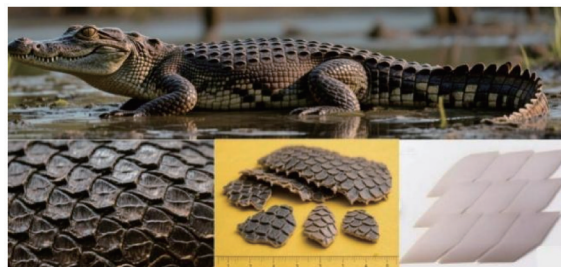


图3 鳄鱼鳞甲结构
Fig. 3 Crocodile dermal armor structure

5 mm厚的减震橡胶,实现对样品与弹体的软回收。

弹体材料为CDX2超高强马氏体钢,弹体质量为36.8 g。其屈服强度达到3 544 MPa,拉伸强度为1 720 MPa,在侵彻陶瓷复合靶板过程中呈现出脆性

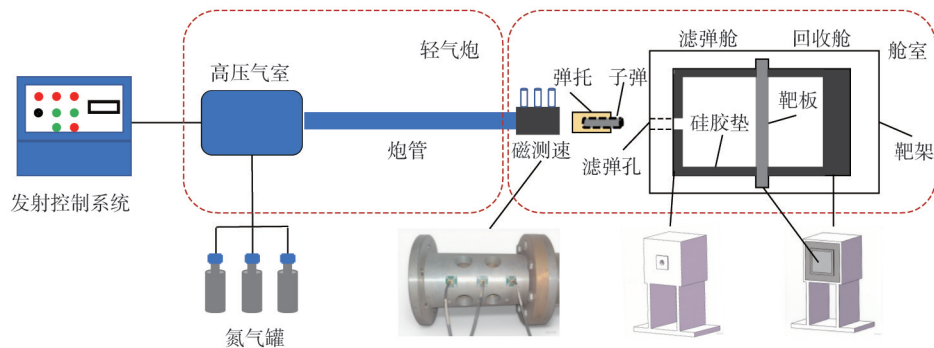


图4 弹道冲击测试系统示意图
Fig. 4 Schematic diagram of ballistic impact test system



图5 弹体装配

Fig. 5 Projectile assembly

碎裂特征,同时该材料表现出明显的拉压不对称,如图6所示。

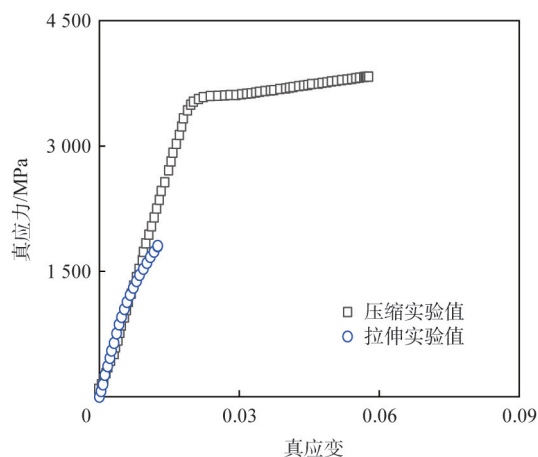


图6 应力-应变曲线

Fig. 6 Stress-strain curves

1.2 实验结果与讨论

1.2.1 靶板的结构响应

图7(a)与图7(b)分别为六边形拼块和鳞甲仿生陶瓷复合装甲在弹道冲击(冲击速度分别为260 m/s和264 m/s)后回收的靶板,以及HSCAN701型手持式三维扫描仪(杭州思看科技有限公司产)扫描获得的三维图片。从图7陶瓷迎弹面、背弹面的破坏

形态可清晰观察到二者的差异。对于传统六边形拼块陶瓷复合装甲,陶瓷迎弹面在弹体冲击下,形成以弹着点为中心、相对规整的局部破碎区域,破碎范围受六边形拼块结构限制,应力传递相对沿拼块边界有序扩散;陶瓷背弹面则呈现出从弹着点向四周延展的、带有明显六边形拼块特征的破碎与形变,能量在背弹面的释放因拼块结构的规律性以及弹着点中心位置,表现出较为均一的破坏模式。而鳞甲仿生拼块陶瓷复合装甲,陶瓷迎弹面的破坏形态更为复杂且破碎范围更具弥散性,从实验角度无法确定应力波和能量的区别,需要进一步结合仿真

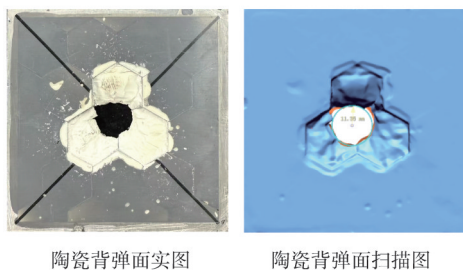
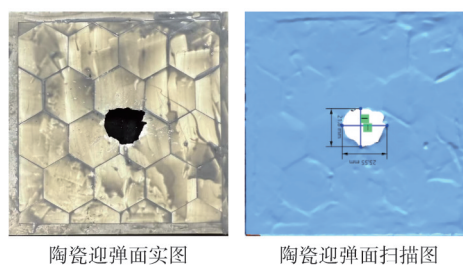
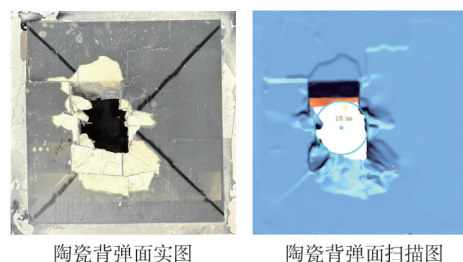
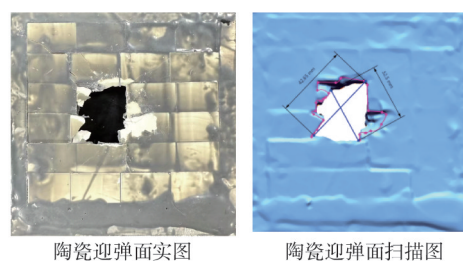
(a) 传统六边形
(a) Conventional hexagon(b) 鳞甲
(b) Spliced scale

图7 回收靶板的照片与三维扫描

Fig. 7 Photograph and 3D scanning of the recovered target

结果。

图8所示为通过三维扫描仪配套软件 Geomagic Design X 软件进行角度处理后的剖面结构图。图8(a)为传统六边形拼块陶瓷复合装甲受弹体冲击后靶板的剖面结构图,从截面形态看,装甲在冲击区域出现相对集中且具有规则几何形态的破坏,靶板拼块形成的陶瓷锥外锥角大小约为 39.4° ,不同拼块陶瓷锥角大小基本相等;鳞甲仿生拼块陶瓷复合装甲(见图8(b))受弹体冲击后,由于受到斜坡界面卸载波的影响,左右两边形成的陶瓷锥角大小有着明显的不同,局部陶瓷锥外锥角区域角度约为 22.4° ,另一半锥角则为 45° ,呈非对称性的破坏模式。由此可知,相较于传统六边形拼块装甲,仿生结构陶瓷复合装甲的能量在内部的分散范围更广、更弥散,冲击能量被更高效地分散到更大区域,避免了能量在局部区域的过度集中,有效缓解了装甲局部的应力集中现象,展现出更优的能量耗散与破坏弹体的能力。

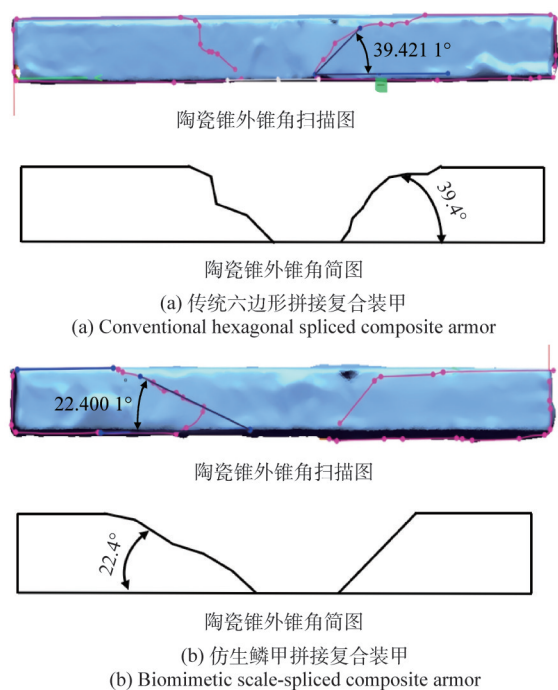


图8 陶瓷靶板局部剖面图(上为扫描图,下为简图)

Fig. 8 Partial cross-sectional view of the ceramic target (upper: scannogram; below: schematic diagram)

在弹体相近撞击速度下,两类陶瓷复合靶板均未发生背板穿透。抗弹性能的差异显著体现在背板的变形形貌上,其根本原因与撞击过程中形成的陶瓷破碎锥的锥角大小直接相关。依据图8的结果,鳞甲排列陶瓷块所诱导的陶瓷锥锥角,明显大

于六边形拼块靶板所产生的锥角。这一几何特征上的差异,深刻影响了背板的变形模式和整体的能量耗散效率。根据弹靶作用机理,当弹体撞击导致陶瓷面板产生裂纹并破碎后,形成的陶瓷碎块与剩余弹体将继续发生相互磨蚀,并共同作用于背板,驱动其发生塑性变形^[16]。在此过程中,陶瓷锥角的大小至关重要。若形成的陶瓷锥角较大,则意味着陶瓷破碎区域的轮廓更为平缓,使得作用于金属背板上的压缩载荷能够分布在更大的面积上^[17]。这种更优的载荷分布形式,一方面能更有效地将弹体动能转化为背板的塑性变形能,另一方面也可能加剧了弹体材料的破坏作用,从而整体提升了靶板的抗弹性能。图9的背板变形形貌直观地印证了上述分析。六边形陶瓷拼块对应的复合靶板,其背板变形形态更为尖锐,产生的背凸位移更大。相反,鳞甲结构靶板的背板变形则相对平缓,凸起分布更广。这种形貌差异正是不同载荷分布面积导致的直接结果。

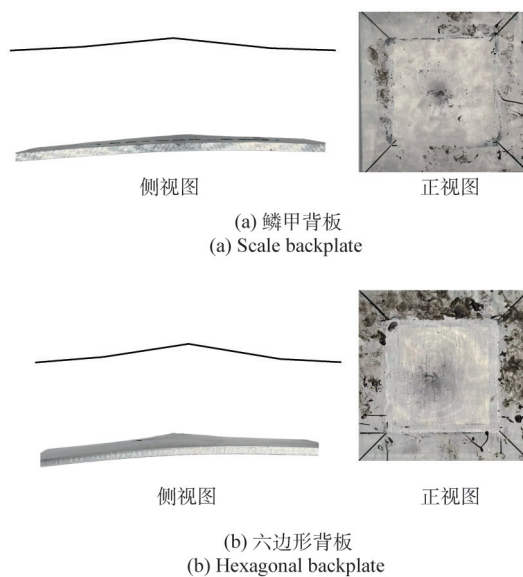


图9 背板变形形貌图

Fig. 9 Deformation morphology of the backplate

背板所吸收的变形能(即塑性变形能) E_p 可通过式(1)进行估算:

$$E_p = \pi h_b \delta Y_b \left(\frac{2}{3} h_b + \frac{1}{2} \delta \right) \quad (1)$$

式中: h_b 为金属背板的厚度; δ 为金属背板中心位置的位移; Y_b 为金属背板的动态屈服应力。为进一步量化背板在总能量耗散中的贡献,可计算背板能量损耗占比 η :

$$\eta = \frac{E_p}{E_k} \quad (2)$$

$$E_k = \frac{1}{2}(m \times v^2) \quad (3)$$

式中: E_k 为子弹的初始动能; m 为子弹的初始质量; v 为子弹的速度。

表1为背板塑性变形能。表1中的结果显示,鳞甲结构的背板塑性变形功(206.63 J)显著低于六边形结构(326.19 J),且背板能耗占比为16.61%,较六边形结构(25.44%)降低8.83%,表明其陶瓷层在动能耗散过程中发挥了主导作用,即鳞甲拼块结构陶瓷复合装甲在抗弹性能方面展现出显著优势。依据鳞甲结构的回收陶瓷靶板的非对称性陶瓷锥角破坏的几何形貌可知,该结构通过非对称应力波传播与陶瓷破坏模式,可能诱使弹体侵彻姿态发生偏转,从而延长弹靶相互作用时间,并增大陶瓷层与背板的接触面积,强化陶瓷层作为抗弹主体的作用机制。因此,相较于传统六边形拼块结构,鳞甲结构通过优化载荷传递路径与能量分配机制,有效提升了整体装甲的抗弹性能。

表1 背板塑性变形能

Table 1 Plastic deformation energy of the backplate

陶瓷结构	背板尺寸/mm	板中心位移/mm	塑性变形功/J
鳞甲结构	200×200×5	7	206.63
六边形结构	200×200×5	9.4	326.19
陶瓷结构	速度/(m·s ⁻¹)	子弹初始动能/J	背板能耗占比/%
鳞甲结构	260	1 243.84	16.61
六边形结构	263	1 282.41	25.44

1.2.2 弹靶的破碎行为

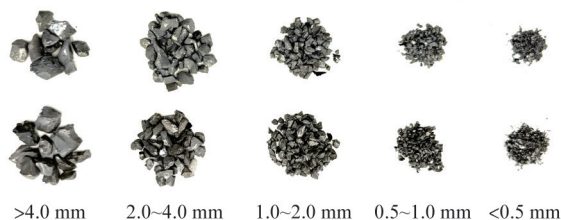
目前典型的穿甲燃烧弹,如7.62 mm与12.7 mm口径,其弹芯材料通常采用高硬度钢制成,以12.7 mm穿燃弹为例,其弹芯强度超过3.0 GPa^[18]。本文所选用的钢弹芯材料CDX2钢与12.7 mm钢弹芯性能相近,强度同样高于3 GPa,并在与陶瓷复合靶板作用时表现出脆性破碎行为^[19]。针对脆性材料破碎行为的表征,常用的统计模型多建立在一维或均匀加载条件的基础上。然而在弹靶相互作用的过程中,陶瓷与弹体均处于复杂的应力状态,其破碎行为难以直接预测。在多种统计模型中,Rosin-Rammler模型对描述弹靶破碎行为具有较好的适用性^[19],具体表达式如下:

$$M(x) = M_0(x/\lambda)^k \quad (4)$$

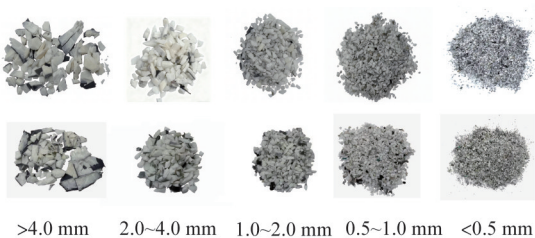
式中: $M(x)$ 为等效直径 $\leq x$ 的碎块总质量, x 为同等质量下等效球体的直径; M_0 为参与统计分布的碎块质量总和; λ 为平均特征尺寸; k 为斜率。式(4)的对数形式为

$$\lg M(x) = k \lg(x) + \lg\left(\frac{M_0}{\lambda^k}\right) \quad (5)$$

图10给出了经筛网分级筛选后回收的弹体与陶瓷碎片样品照片,筛网尺寸包括小于0.5 mm、0.5~1.0 mm、1.0~2.0 mm、2.0~4.0 mm及大于4.0 mm。对于小于4.0 mm的碎片,则以筛网孔径作为其等效直径,对大于4.0 mm碎片进行单独称重。考虑到碎片形状不规则,引入等质量球体直径作为碎片的等效直径 x 。称重后的质量统计结果如图11所示,且回收率均在90%以上,菱形陶瓷破碎后的总质量为51.39 g,高于六边形陶瓷碎块的总质量39.76 g。然而,大于4 mm的鳞甲结构陶瓷复合靶板弹体碎块质量(30.2 g)总和大于六边形结构(28.3 g),图12为两种靶板中弹体与陶瓷碎片的累积质量对数与等效直径对数的线性拟合结果。由图12可见,弹芯碎片的累积质量对数与等效直径对数之间呈现良好的线性关系,表明超高强钢弹侵彻陶瓷/金属复合靶板后形成的弹芯及陶瓷靶体碎片符合Rosin-Rammler分布模型。



(a) 多级分筛后的弹芯碎块(上为六边形,下为鳞甲)
(a) Fragments of the projectile core after multi-stage screening
(upper: hexagonal, below: scale-armor)



(b) 多级分筛后的陶瓷碎块(上为六边形,下为鳞甲)
(b) Fragments from the ceramic
(upper: hexagonal, below: scale-armor)

图10 碎块回收多级分布图

Fig.10 Fragments recovered and categorized by size

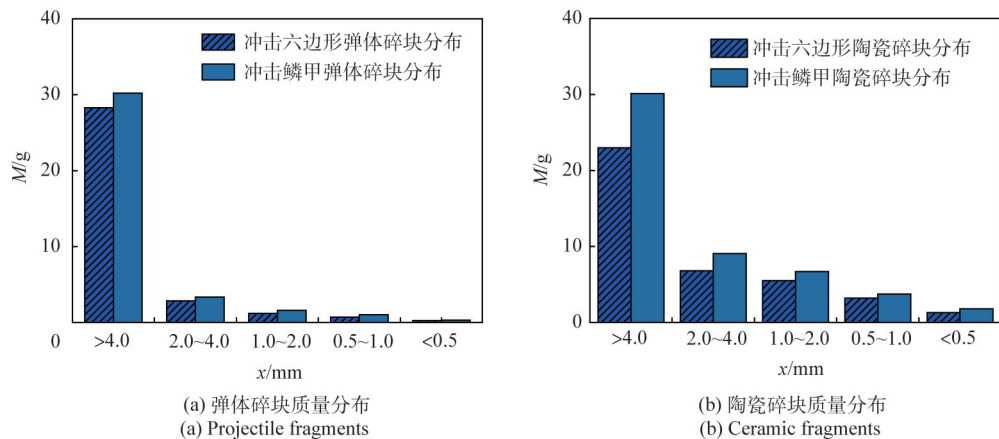


图11 弹体与陶瓷碎片质量分布图

Fig. 11 Mass distribution of projectile and ceramic fragments

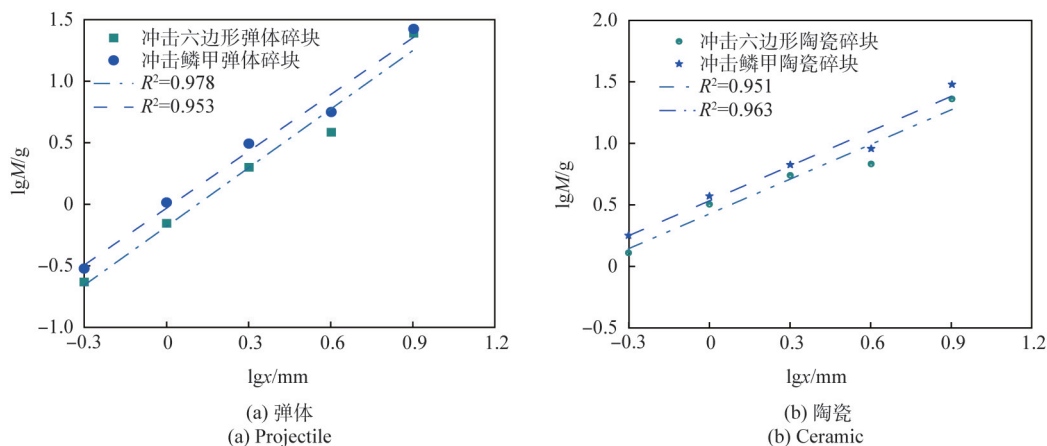
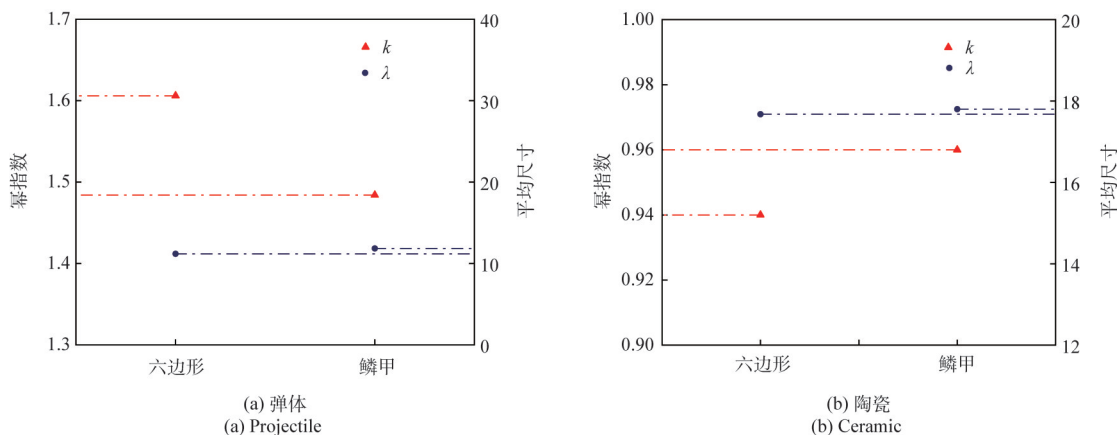


图12 弹体与陶瓷碎片累计质量分布

Fig. 12 Cumulative fragment mass as a function of sizes

根据回收的样品以及模型中的关系式子, k 系数主要决定不同尺度碎片在质量分布中的占比, λ 则代表碎片的平均特征尺寸。图13展示了两种陶瓷结构对应的 k 系数与 λ 值。由图13可见, 鳞甲结构所产生的弹体碎片, 其幂律指数 k 低于六边形结

构, 表明在该结构作用下残留的大尺寸弹体碎片质量更小, 鳞甲装甲在抗弹过程中能更有效地促使弹体侵蚀或破碎, 从而削弱其侵彻能力。同时, 鳞甲结构弹体碎片平均尺寸 λ 大于六边形结构, 这一特征反映出其破碎机制并非依靠弹靶间的直接磨蚀

图13 不同陶瓷结构下弹靶碎片幂指数 k 和平均尺寸 λ Fig. 13 Power-law fitting parameters (k , λ) of projectile and ceramic fragments for different ceramic configurations

作用,而可能与靶体非对称性结构引起的弯曲应力对弹体破碎作用相关。这一结果恰恰吻合了鳄鱼鳞甲结构设计理念。在陶瓷碎块分布方面,鳞甲结构对应的 k 系数高于六边形结构,即大尺寸陶瓷碎块占比更高,表明该结构的抗弹机制以诱发陶瓷靶体的大规模破碎为主导,明显区别于六边形结构中以磨蚀为主的破坏模式。在陶瓷碎块平均特征尺寸方面,两者差异不大,但鳞甲结构破碎总体质量高于大于六边形结构,其在抗弹过程中损耗了更多的陶瓷破碎能,表明鳞甲结构装甲的防护机制以弹靶材料的破碎为主。

2 数值模拟

2.1 模型构建

采用有限元仿真软件建立弹体侵彻陶瓷靶体的三维数值模型,开展全尺寸模拟分析,模型整体结构如图14示。为模拟实际夹具约束条件,在复合靶板四周施加周期性边界条件。在构建的模型中,陶瓷靶板为氧化铝陶瓷,尺寸为200 mm×200 mm,厚度为12 mm。靶板直接通过粘结剂粘结而成,陶瓷与粘结剂界面采用内聚力单元进行模拟。背板材料为6061铝合金,厚度为5 mm。钢弹材料为CDX2,尺寸为 $\phi 10.8$ mm×52 mm。弹体和拼接复合装甲均采用六面体结构化网格(C3D8R)划分网格,弹体网格单元尺寸近似为0.7 mm,陶瓷和铝合金背板网格单元尺寸为3 mm,弹靶中间接触部分网格为加密网格,尺寸为0.5 mm。

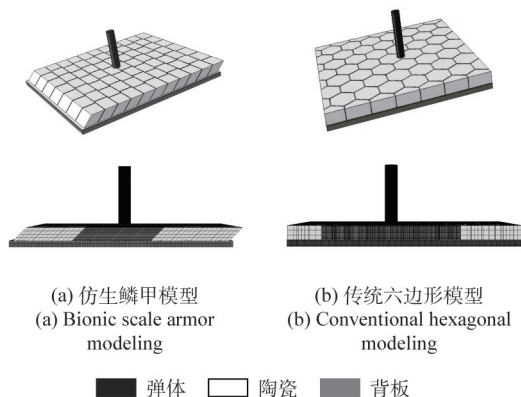


图14 拼接复合装甲有限元模型(上为俯视图,下为剖面图)
Fig. 14 Finite element model of spliced composite armor (upper: perspective view, below: sectional view)

2.1.1 材料本构模型

弹体材料为CDX2超高强马氏体钢,该材料对

应变率不敏感,且在侵彻过程中表现出明显的脆性破碎行为。因此,在构建本构模型时重点考虑其硬化行为,采用如下表达式:

$$\sigma = A + B\varepsilon^n \quad (6)$$

式中: σ 为等效应力; A 为初始屈服应力; B 为硬化系数; ε 为等效塑性应变; n 为硬化指数。

超高强钢在实验中表现出拉伸脆性、压缩塑性的特征,该材料在力学性能上表现出明显的拉压不对称性,具体应力-应变如图6所示。为此,选用一种综合考虑Lode角参数与应力三轴度的断裂失效模型^[20]:

$$\varepsilon_f^p = \left[C_1 - (C_1 - C_2)(1 - \xi^2)^{(1/2)} \right] \times 3^{-1.5\eta} \quad (7)$$

式中: ε_f^p 为断裂时的等效塑性应变; C_1 、 C_2 为与Load角参数和应力三轴度相关的材料参数; η 为应力三轴度; ξ 为Load角参数,

$$\xi = \frac{27J_3}{2\sigma^3} = \frac{3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}} \quad (8)$$

J_2 、 J_3 分别为应力偏张量的第二和第三不变量。CDX2材料模型参数如表2所示。

表2 弹体材料参数^[18]

Table 2 Material model parameters of projectile^[18]

材料	E/GPa	ν	A/MPa	B/MPa	n	C_1	C_2
CDX2	197.57	0.295	3544	5606	0.85	0.012	0.086

注: E 为弹性模量; ν 为泊松比。

模型中陶瓷与陶瓷、陶瓷与背板之间的胶粘接采用内聚力单元,失效准则如下:

$$\max \left\{ \frac{t_n}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0} \right\} = 1 \quad (9)$$

式中: t_n 、 t_s 、 t_t 为法向接触应力和两次剪切接触应力; t_n^0 、 t_s^0 和 t_t^0 为法向和两次剪切接触应力峰值。

能量耗散过程采用Benzeggagh-Kenane(B-K)断裂准则^[21],其表示为

$$G_s^C = G_t^C \quad (10)$$

式中: G_s^C 、 G_t^C 为法向临界断裂能量。式(10)可进一步表示为

$$G^C = G_n^C + (G_s^C - G_n^C) \left(\frac{G_s}{G_t} \right)^\eta \quad (11)$$

式中: G^C 为总临界断裂能; G_s^C 、 G_n^C 分别为剪切临界断裂能和法向临界断裂能; G_s 为面外方向的耗散能量; G_t 为3个方向上的总耗散能量。表3给出了内聚力单元材料本构模型参数。

表3 内聚力单元材料本构模型参数^[22]

Table3 Cohesive element constitutive model parameters^[22]

参数	数值
$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	1.35
E/MPa	3 100
$G_1, G_2/\text{MPa}$	1 550
t_n/MPa	85.5
$t_s, t_t/\text{MPa}$	70
$G_n^C/(\text{J}\cdot\text{m}^2)$	1 680
$G_s^C, G_t^C/(\text{J}\cdot\text{m}^2)$	3 570

氧化铝采用JH-2^[23]本构模型。陶瓷材料强度包括损伤与无损伤,可以等效为如下归一化强度方程:

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \quad (12)$$

式中: σ^* 为归一化无损伤材料等效强度; σ_i^* 和 σ_f^* 分别表示材料完整与全损的等效强度; D 为损伤区间 $[0,1]$ 的损伤系数。材料完整强度与全损强度可进一步表示为

$$\sigma_i^* = A(p^* + t^*)^N(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (13)$$

$$\sigma_f^* = B(p^*)^M(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (14)$$

式中: p^* 为归一化材料对应的静水压; t^* 为归一化材料的抗拉强度; $\dot{\epsilon}^*$ 为归一化材料的应变率; C, M 和 N 为材料常数,通过 Hugoniot 弹性极限处的等效应力进行归一化。

断裂前的静水压力($D=0$)可由式(15)给出:

$$p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 \quad (15)$$

式中: K_1 为体积模量; K_2, K_3 为拟合模量参数; μ 为体积应变。本文有限元研究所采用的陶瓷材料所有参数表4所示。

表4 氧化铝陶瓷材料参数^[18,24]

Table 4 Material model parameters of alumina ceramic^[18,24]

参数	数值	参数	数值
$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	3.7	HEL/MPa	19 000
G/GPa	90.16	p_{HEL}/MPa	1 460
A	0.93	β	1
B	0.31	K_1/MPa	186 000
C	0	K_2/MPa	0
M	0.6	K_3/MPa	0
N	0.6	D_1	0.005
$\sigma_{\max}^f$	0.2	D_2	0.5

6061 铝合金背板采用 Gruneisen 状态方程模拟中以及 Johnson-Cook 本构模型^[25],其中本构模型具体表达为

$$\sigma = (A + B\epsilon^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (16)$$

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \quad (17)$$

式中: T^* 为无量纲温度; T 为当前温度; T_r 为参考温度; T_m 为材料的熔点。

采用 Johnson-Cook 断裂准则描述 6061 铝合金背板受平头弹撞击时的失效行为,具体表达式如下:

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)](1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*)(1 + D_5 T^*) \quad (18)$$

式中: ϵ_f 为断裂应变; σ^* 为三轴应力; $D_1 \sim D_5, S_1$ 为模型参数。本文所参考的背板材料参数如表5所示。

表5 6061 铝合金参数^[26]

Table 5 Material model parameters of 6061 aluminum alloy^[26]

参数	数值	参数	数值
$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	2.704	T_m/K	877.6
G/GPa	26.69	D_1	-0.77
A/MPa	256	D_2	1.45
B/MPa	113.8	D_3	-0.47
C	0.002	D_4	0
M	1.34	D_5	1.60
N	0.42	C	5 240
T_r/K	293.0	S_1	1.40

2.2 模拟结果与讨论

2.2.1 模型的可行性验证

为了验证网格尺寸的敛散性,进行网格尺寸对比敏感性分析,在陶瓷与背板加密区域分别选择 1.5 mm、1.0 mm、0.7 mm、0.5 mm 的网格尺寸进行对比模拟分析。如图15所示,随着网格尺寸的缩小,在尺寸达到0.7 mm之后,背板中心点的位移时

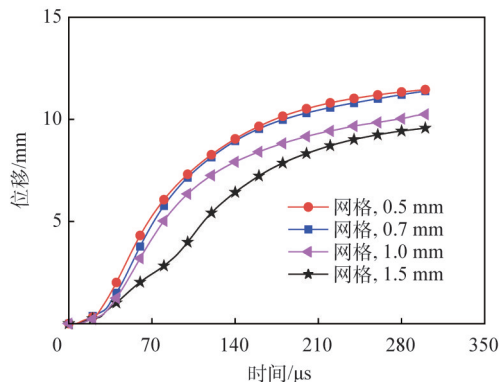


图15 位移-时间曲线

Fig. 15 Displacement-time curves

程曲线逐渐逼收敛,因此文中采用的网格尺寸能满足计算精度需求。图16展示了鳞甲结构和六边形结构在实验与数值模拟中的弹体状态对比。从弹体剩余长度以及背板变形来看,仿真结果与实验数据较为吻合。实验测得剩余长度分别为14.84 mm、16.9 mm,模拟值对应为13.4 mm、15.5 mm,误差分

别为9.7%和8.3%。进行的相同速度冲击模拟也表明,残余弹芯均未击穿6061铝合金背板,背板仅在受力点区域发生局部膨胀变形,正如图17中所示,模拟中背板的最大凸起高度分别为6.3 mm和8.6 mm,略低于实验值7 mm和9.4 mm,误差约为10%和8.5%。

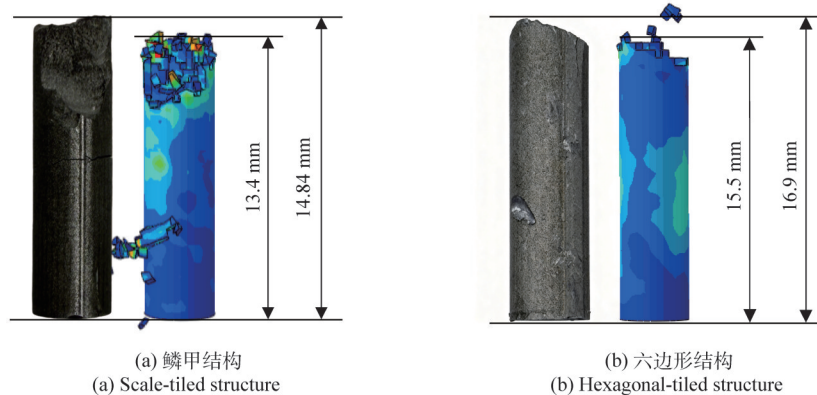


图16 剩余弹体尺寸实验结果(左)与数值模拟结果(右)对比

Fig. 16 Comparison of residual projectile size between experiment result (left) and simulation result (right)

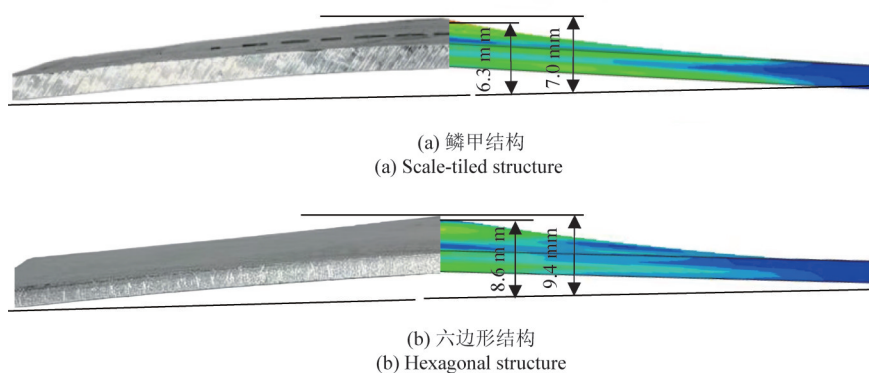


图17 6061 铝合金背板变形实验结果(左)与数值模拟结果(右)对比

Fig. 17 Comparison of deformation experimental result (left) and simulated result (right) 6061 aluminum alloy backplate

2.2.2 拼接结构的影响

根据弹体侵彻仿生鳞甲与六边形拼接复合装甲的数值模拟结果,两种结构在侵彻过程中表现出明显的力学响应差异。

图18展示了弹体冲击仿生鳞甲结构拼接陶瓷间隙处的动态过程,冲击位置与实验着靶点基本一致,具体过程如下:在侵彻初始阶段($T=25\ \mu\text{s}$),弹体与陶瓷接触,接触点产生强烈的压缩波并向陶瓷与弹体内部双向传播,von Mises 应力云图显示应力波呈非对称传递,同时弹头迅速发生破坏;2)进入侵彻发展阶段($T=100\ \mu\text{s}$),一侧陶瓷因非对称应力作

用发生翘起,鳞片结构的角引导应力波路径改变,引发陶瓷与弹体出现非均匀损伤。随着侵彻的持续,弹体推动陶瓷锥向前运动,背板产生塑性弯曲变形,弹体发生偏转,这一过程延长了弹靶接触时间,增强驻留效应;3)至 $T=200\ \mu\text{s}$ 时,弹体与陶瓷持续相互作用,弹体进一步发生侵蚀;4)至侵彻后期($T=300\ \mu\text{s}$),弹体呈现 6° 倾角贯穿陶瓷层(见图18中放大的弹体),剩余弹体质量为32.17 g,残余动能由背板吸收,弹体长度基本稳定,表明其主要破坏阶段集中于陶瓷侵彻过程。背板在此过程中起支撑与吸能作用,保障装甲整体抗弹性能。

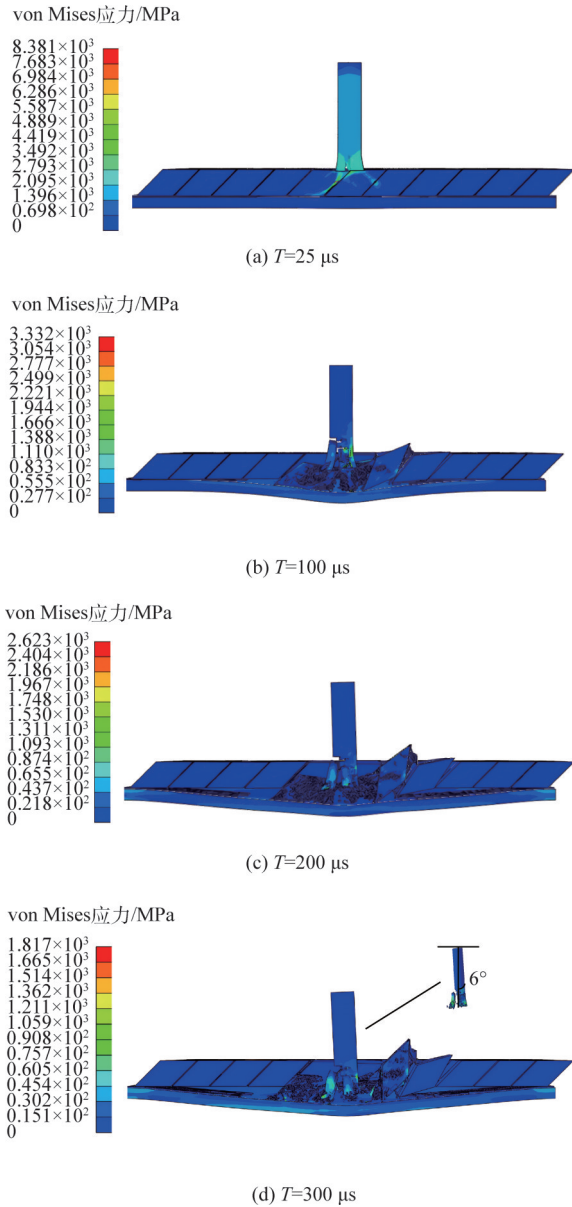


图18 仿生鳞甲拼接复合装甲侵彻过程

Fig. 18 Penetration process of bionic scale-spliced composite armor

图19所示的弹体侵彻六边形结构拼接陶瓷间隙处的动态过程中,冲击点设置于三块拼接陶瓷的交界处,以模拟实际冲击实验条件。整个过程可分为以下4个阶段:1) $T=25\ \mu\text{s}$ 时,弹体开始与陶瓷层接触,接触界面产生强烈的压缩波分别向弹体内部和陶瓷背面传播,此时弹头尚未出现明显侵蚀或破坏,压缩波在六边形陶瓷结构中以对称形式传播;2) $T=100\ \mu\text{s}$ 时,弹体持续侵彻并推动陶瓷向前运动,形成明显的陶瓷破碎锥,同时背板在应力作用下出现凸起变形;3) $T=200\ \mu\text{s}$ 时,弹体持续贯穿陶瓷层,弹头在侵彻过程中发生明显侵彻

现象;4) $T=300\ \mu\text{s}$ 时,剩余弹体动能被背板进一步吸收,侵彻过程趋于结束。在整个过程中,弹体未发生偏转,正如图19中的放大弹体侵彻过程所示,剩余弹体质量为31.3 g,始终保持垂直方向的侵彻轨迹。

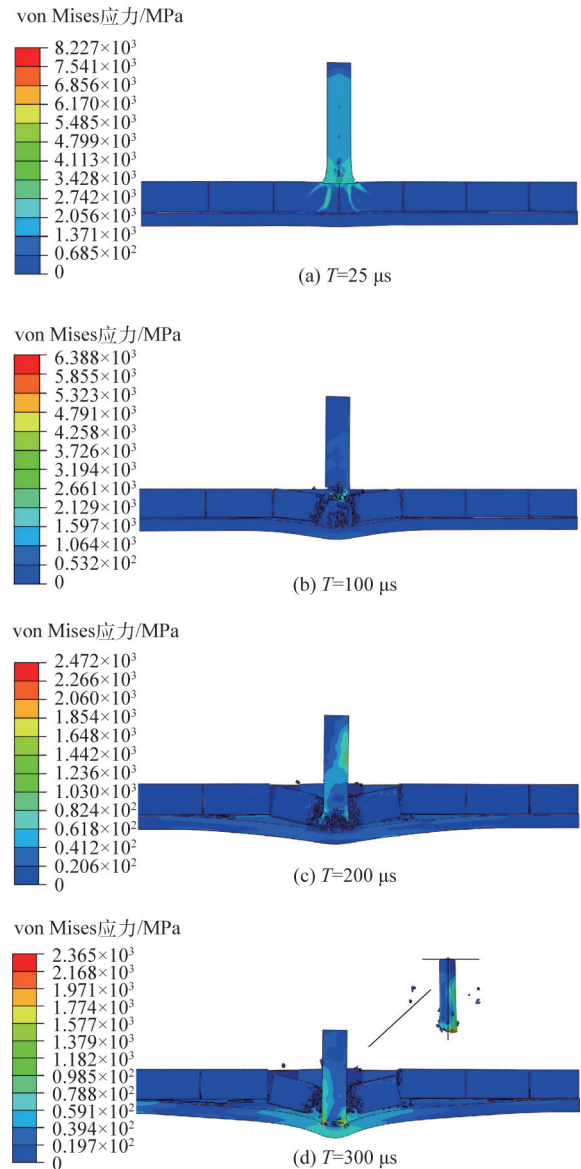


图19 六边形拼接复合装甲侵彻过程

Fig. 19 Penetration process of hexagonally spliced composite armor

综上所述,在弹体侵彻过程中,仿生鳞甲拼接陶瓷结构与六边形拼接结构表现出显著的抗弹机理差异。仿生鳞甲结构凭借其几何非对称性,促使应力场发生重分布,引发陶瓷局部翘起和非均匀破碎,导致弹体产生偏转,有效延长侵彻路径与弹靶作用时间,增强驻留效应;而六边形结构表现

出对称的应力分布和破碎特征,弹体保持垂直侵彻轨迹,破坏过程集中且侵彻路径较短。依据模拟与实验结果的对比分析表明,鳞甲结构的抗弹机制主要通过诱导非对称破坏行为,实现了对弹体侵彻方向与能量分布的有效调控。无论从弹体破坏形态还是背凸变形量评估,其整体抗弹性能均显著优于依赖均匀变形破坏的六边形拼接结构。

2.2.3 着靶速度的影响

依据数值模拟,对仿生鳞甲复合装甲与六边形复合装甲的抗弹性能进行对比分析,进一步探讨着靶速度的影响。图20(a)展示了在不同冲击速度(260~1 000 m/s)下弹体速度随时间的变化情况。由图20(a)可见,在260 m/s、320 m/s和400 m/s冲击下,在300 μ s内,鳞甲与六边形复合装甲的弹体速度均降至0 m/s。随着冲击初速度的提高,当速度在550 m/s时,两种结构的剩余速度发生变化,冲击鳞甲结构的弹体剩余速度低于冲击六边形的弹体速度;当冲击速度升至620 m/s甚至速度达到1 000 m/s时,鳞甲复合装甲的最终剩余速度也显著低于六边形结构。即在更高的冲击速度下,其结构特性(如鳞片单元的转动)被更充分地激活,展现出比六边形结构更优越的、与速度相关的动态能量耗散能力。

图20(b)的陶瓷吸能随冲击速度的变化关系显示,两种结构的陶瓷吸能量均随冲击速度的提高而单调递增,符合陶瓷材料应变率敏感的特性。然而,鳞甲结构在所有测试速度下均展现出更高的能量吸收水平,且其增长曲线的斜率更为显著,表明鳞甲复合装甲中的陶瓷层被更充分地破碎和利用,与实验中的陶瓷破碎情况自洽。图20(c)的背板位移量-时间曲线则从结构整体响应与防护后效的角度提供了关键信息。该曲线描述了装甲背板在冲击载荷作用下的横向变形(背凸)过程。可以观察到,所有曲线均经历了快速的位移上升、达到峰值而后趋于稳定的过程。在这一动态响应中,鳞甲结构对应的背板位移曲线,不同冲击速度下的峰值和稳定值均系统地低于同条件下的六边形结构。这一规律有力地证明鳞甲复合装甲在承受冲击时,能将更多的冲击能量在陶瓷层中进行耗散,从而传递到背板的剩余能量更少,有效抑制了背板的整体变形。

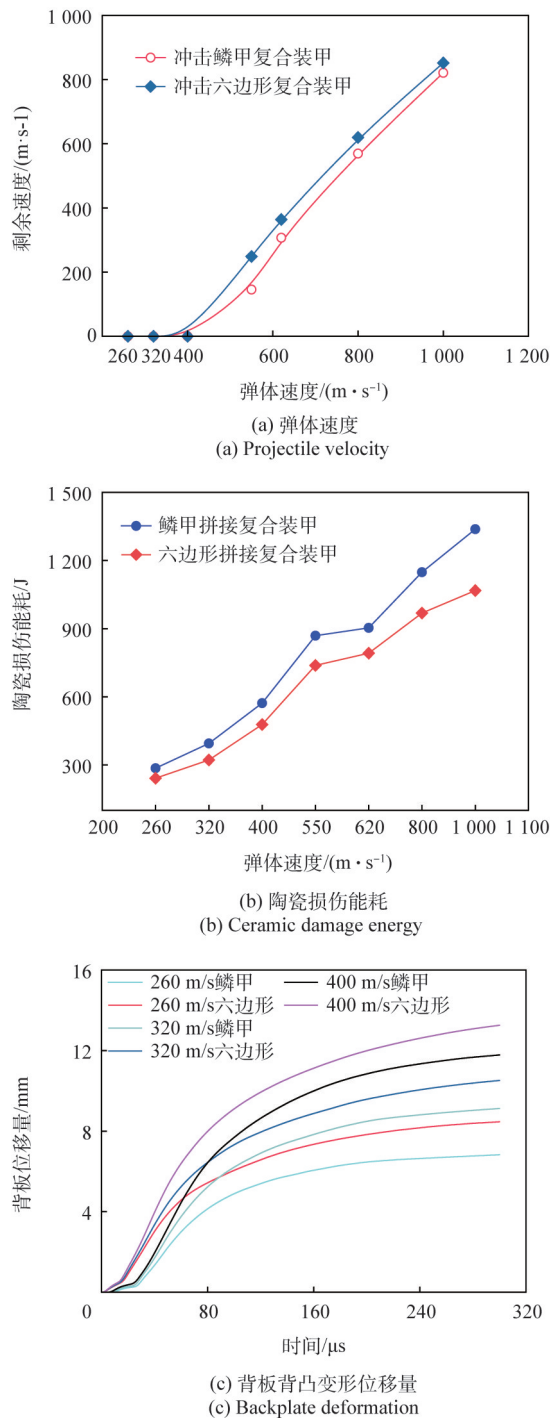


图20 不同速度工况下的复合装甲模拟对比图

Fig. 20 Simulation-based comparison of composite armor performances at different impact velocities

图21展示了鳞甲结构在不同冲击速度下的弹体偏转形态及对应的剩余质量数据(260 m/s: 32.17 g; 400 m/s: 26.42 g; 550 m/s: 22.47 g)。随着冲击速度由260 m/s提高至550 m/s,弹体剩余质量显著降低(由32.17 g减少至22.47 g),且弹体偏转角度随之增大。该现象与图20(a)中鳞甲结构速度曲线的非

线性衰减特征相吻合,表明随着冲击速度的提升,鳞片单元的转动机制被充分激活,通过有效的应力重分布,不仅加速了弹体动量耗散,而且增强了弹体的侵蚀与破碎效果。该机制进一步减少了传递至背板的剩余能量,使得图20(c)中背板位移得到有效抑制。因此,鳞甲结构在高速冲击条件下表现出优于传统六边形结构的抗侵彻性能与能量耗散分布。

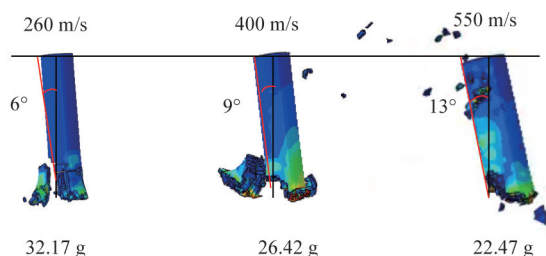


图21 不同冲击速度弹体损伤偏转

Fig. 21 Damage deflection of projectiles at different impact velocities

2.2.4 着靶位置的影响

单从撞击速度考察鳞甲仿生复合装甲的抗弹性能,并不足以表明其优异性。在早期的研究中, Ma等^[8]研究了六边形拼接复合装甲不同着靶点对抗弹性能的影响,发现着靶点在两块陶瓷拼接交叉位置时展现出最佳抗弹性能,这一着靶位置恰好与本文的实验与模拟结果相同。因此,本文在研究复合装甲着靶位置时仅关注鳞甲仿生复合装甲结构。图22给出了鳞甲仿生复合装甲典型着靶位置示意图,模拟中选取4个着靶位置进行数值模拟分析,分别为陶瓷块正中心(着靶位置1)、两块陶瓷块接缝(着靶位置2、3)以及多块陶瓷块接缝(着靶位置4),初始弹体速度选择为400 m/s,模拟结果均未穿透复合装甲背板。

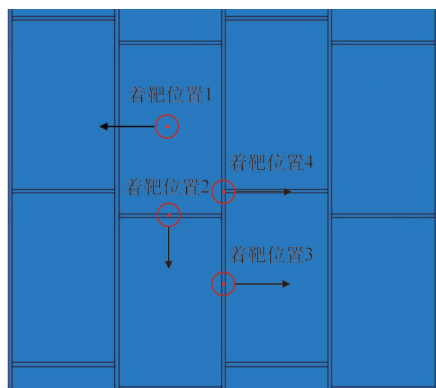
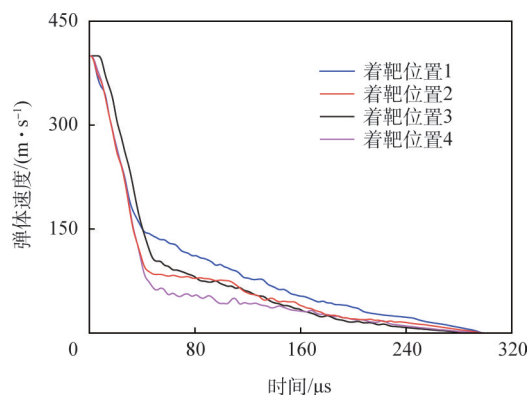


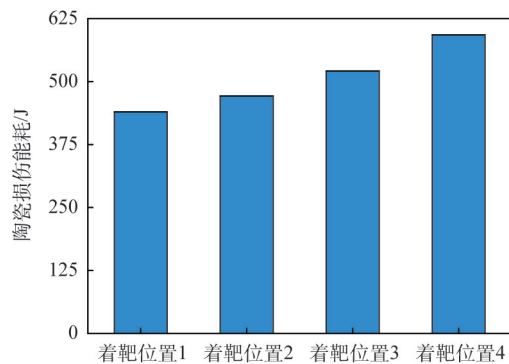
图22 弹体着靶位置示意图

Fig. 22 Schematic diagram of the projectile impact location on the target

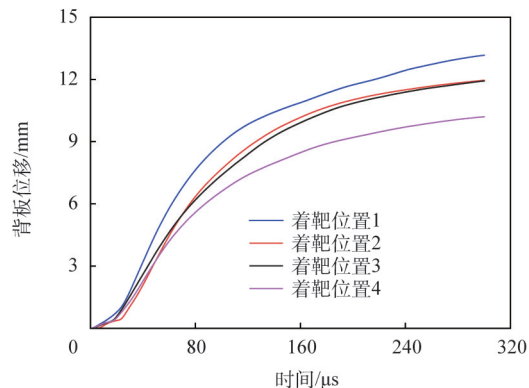
根据图23所示的数值模拟结果,不同着靶位置对鳞甲复合装甲的抗弹性能具有显著影响。从图23(a)中的剩余速度曲线可以看出,不同着靶位置对应的速度转折点存在明显差异,其中着靶位置1的转折速度最高,位置4的转折速度最低。这一现象与 Ma等^[8]关于六边形结构的研究结果一致,均表明三叉点着靶位置具有最优的抗弹性能。图23(b)和图23(c)进一步揭示了不同着靶位置下



(a) 弹体速度
(a) Projectile velocity



(b) 陶瓷能量耗散
(b) Ceramic energy dissipation



(c) 背板位移
(c) Backplate displacement

图23 不同着靶位置模拟对比

Fig. 23 Simulated effects of impact location

陶瓷层的能量耗散特征与背板变形响应,位置4对应的陶瓷吸能最高且背凸位移最小,而位置1的陶瓷吸能最低且背凸位移最大。值得注意的是,鳞甲结构在位置1处的最大背凸位移为13.16 mm,仍低于六边形结构的13.26 mm,显示出其整体性能优势。上述差异主要源于鳞片单元的空间排布方式与应力波传播路径的优化程度。因此,通过进一步优化鳞甲仿生复合装甲的几何构型,可进一步提升其在不同着靶位置下的抗弹性能,具有重要的工程优化价值。

图24展示了鳞甲结构在不同着靶位置下的弹体偏转形态及对应的剩余质量分布。随着着靶位置由1变化至4,弹体剩余质量呈递减趋势(由26.4 g降至23.07 g),表明鳞甲结构在不同空间方位对弹体的侵蚀与破碎效能存在明显差异。该现象与鳞片单元的非对称排布方式及其引发的应力波传播各向异性密切相关。在位置4方向,鳞片-基体界面耦合效应最优,能够实现更充分的弹体质量侵蚀与破碎;而在位置1方向,即单元正中心,由于鳞片几何构型产生的奇异性影响较弱,应力重分布能力低于其他位置,导致其对弹体的偏转驻留作用相对有限。

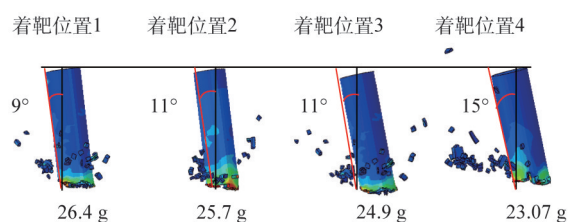


图24 不同着靶位置弹体偏转及剩余质量对比

Fig. 24 Effects of impact location on projectile deflection and residual mass

总之,在400 m/s冲击条件下,鳞甲拼接复合装甲4个着靶位置对应的背板位移均小于同工况下的六边形结构。当面内着靶点位于陶瓷单元中心时,应力波呈对称传播,应力分布较为对称;当面内着靶点位于接缝区域时,几何不连续性诱发多向裂纹与非对称破碎模式,显著提高了陶瓷的破碎能量吸收效率,同时通过促发弹体偏转、延长弹靶相互作用时间,引导更多陶瓷单元参与抗冲击过程,形成分布式能量耗散机制。综上所述,鳞甲仿生复合装甲借助其几何构型设计,通过诱导陶瓷发生非对称破坏并有效偏转弹体,提升结构的整体抗侵彻性能。

3 结论

本文基于鳄鱼鳞甲的非对称结构特征,设计并制备了仿生鳞甲拼接陶瓷复合装甲,通过弹道实验与精细化的数值模拟,将其与传统六边形拼接装甲进行对比,系统研究了二者在抗弹机理、失效模式及性能差异,并深入探讨了弹道速度与着靶位置的影响。得出主要结论如下:

1)鳞甲仿生结构诱导了独特的非对称抗弹机制。与传统六边形结构的对称应力传播与规整破碎不同,鳞甲结构的几何构型能够引导应力波发生非对称传播,导致陶瓷局部翘起并形成非对称陶瓷破碎锥,这一过程有效促使弹体发生偏转,显著延长了弹靶相互作用时间与侵彻路径,实现了对弹道轨迹的主动调控,从而提升了能量的耗散效率。

2)鳞甲结构具有优异的弹体侵蚀与破碎能力。随着冲击速度从260 m/s增至550 m/s,鳞甲结构作用下的弹体剩余质量从32.17 g显著降至22.47 g,且偏转角增大,表明其在高速度下结构机制被更充分激活,实验碎片回收分析进一步显示,该结构通过引发大尺度陶瓷破碎和非均匀侵蚀,更有效地消耗了弹体动能。

3)着靶位置对防护性能存在显著影响,但鳞甲结构整体优势明显。鳞甲结构的抗弹性能呈现出各向异性,在三叉点接缝处(位置4)因几何不连续性诱发多向裂纹和分布式耗能,性能最优。尽管在陶瓷单元中心(位置1)性能相对较弱,但其在所有测试位置下的背板位移均小于同工况下的六边形结构,证明了该仿生设计在提升防护性能一致性方面的潜力。

参考文献(References)

- [1] WU S B, XU Z H, HU C X, et al. Numerical simulation study of ballistic performance of Al_2O_3 /aramid-carbon hybrid FRP laminate composite structures subject to impact loading [J]. *Ceramics International*, 2022, 48(5): 6423–6435.
- [2] XIE Y, WANG T, WANG L M, et al. Numerical investigation of ballistic performance of $\text{SiC}/\text{TC}_4/\text{UHMWPE}$ composite armor against 7.62 mm AP projectile [J]. *Ceramics International*, 2022, 48(16): 24079–24090.
- [3] YU Y L, MA M H, XIE C J, et al. A review of deformation and fragmentation behavior of high-strength steels under impact: mechanisms, models, and future directions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 206: 105466.
- [4] 陈智勇, 徐颖强, 程广伟, 等. 拼接式陶瓷复合装甲防护性能数值模拟[J]. *中国材料进展*, 2019, 38(5): 497–504.

- CHEN Z Q, XU Y Q, CHENG G W, et al. Numerical simulation of bulletproof performance of spliced ceramic composite armor [J]. *Materials China*, 2019, 38(5): 497–504. (in Chinese)
- [5] 曹贺全, 孙葆森, 徐龙堂, 等. 装甲防护技术研究[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2019: 182–231.
- CAO H Q, SUN B S, XU L T, et al. Research on armor protection technology [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2019: 182–231. (in Chinese)
- [6] HU D A, ZHANG Y M, SHEN Z W, et al. Investigation on the ballistic behavior of mosaic SiC/UHMWPE composite armor systems [J]. *Ceramics International*, 2017, 43(13): 10368–10376.
- [7] 张友敏. SiC 陶瓷/UHMWPE 复合装甲弹道性能研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2018.
- ZHANG Y M. Investigation on the ballistic behavior of the SiC ceramic/UHMWPE composite armor [D]. Changsha: Hunan University, 2018. (in Chinese)
- [8] MA M H, WU Y D, YU Y L, et al. Ballistic resistance of biomimetic ceramic composite armor: an integrated analysis of impact dynamics and structural response [J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2024, 240: 104209.
- [9] HE Y M, JIA N, ZHOU J Q, et al. Designing SiC ceramic composite armor structure to resist multiple impacts from armor-piercing incendiary bullets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 203: 105367.
- [10] WU G, WANG X, WANG Y T, et al. Ballistic properties of bioinspired nacre-like ceramic/polyurea staggered composite structures [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 195: 105137.
- [11] QIN X J, ZHANG J Q, GE J Y, et al. Development of the bioinspired multiscale structures for the enhancing impact resistance of the lightweight armor [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2025, 35: 3668–3678.
- [12] CHEN T W, CHANG L J, XU J W, et al. Study on ballistic impact performance of bionic fish scale protective armor [J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2025, 32(10): 2275–2283.
- [13] LI T Z, LIU J Y, HAN Z H, et al. Impact mechanical behavior of the bionic multipiece ceramic panel [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 198: 105210.
- [14] HAN Z H, LIU J Y, LI T Z, et al. Dynamic mechanical properties of alumina prepared by vat photopolymerization based on high solid loading slurry [J]. *Additive Manufacturing*, 2025, 97: 104603.
- [15] 曹勇, 张超. 薄层复合材料冲击损伤行为研究进展[J]. *航空学报*, 2022, 43(6): 525323.
- CAO Y, ZHANG C. Impact damage behavior of thin-ply composites: a review [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2022, 43(6): 525323. (in Chinese)
- [16] 张天星, 余毅磊, 蒋招绣, 等. 薄板氧化铝陶瓷复合装甲抗侵彻行为规律研究[J]. *兵器材料科学与工程*, 2022, 45(4): 24–29.
- ZHANG T X, YU Y L, JIANG Z X, et al. Effect of stress on artificial aging of 2198 Al-Li alloy sheet [J]. *Ordinance Material Science and Engineering*, 2022, 45(4): 24–29. (in Chinese)
- [17] MA M H, GAO G F, WANG X D, et al. Penetration characteristics of ceramic/metal composite armor impacted by different projectiles [J]. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2025, 34(5): 3633–3647.
- [18] 赵永青, 余毅磊, 高光发, 等. 超高强钢弹侵彻陶瓷复合靶数值模拟研究[J]. *宁波大学学报(理工版)*, 2025, 38(1): 54–62.
- ZHAO Y Q, YU Y L, GAO G F, et al. Numerical simulation study on penetrating ceramic composite target by ultra-high strength steel bullets [J]. *Journal of Ningbo University (Natural Science & Engineering Edition)*, 2025, 38(1): 54–62. (in Chinese)
- [19] 余毅磊, 王晓东, 任文科, 等. 陶瓷/金属复合靶受 12.7 mm 穿甲燃烧弹侵彻时弹靶破碎特征[J]. *兵工学报*, 2022, 43(9): 2307–2317.
- YU Y L, WANG X D, REN W K, et al. Fragmentation characteristics of 12.7 mm armor-piercing incendiary projectile and ceramic/metal composite target during penetration [J]. *Acta Armamentarii*, 2022, 43(9): 2307–2317. (in Chinese)
- [20] ZHOU L, WEN H M. A new approach for the failure of metallic materials [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(1): 014103.
- [21] GAO D Y, CHEN P C, LU G Y, et al. Numerical analysis for impact resistance of nacre-like composites [J]. *Materials Today Communications*, 2023, 35: 106031.
- [22] 邱天. 贝壳珍珠层及其仿生结构的力学行为、强韧机理及热特性研究[D]. 北京: 北京化工大学, 2025.
- QIU T. Research on the mechanical behavior, strengthening and toughening mechanisms, and thermal properties of nacre of shells and its biomimetic structures [D]. Beijing: Beijing University of Chemical Technology, 2025. (in Chinese)
- [23] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. An improved computational constitutive model for brittle materials [J]. *AIP Conference Proceedings*, 1994, 309(1): 981–984.
- [24] WANG Z Y, YANG L H, DONG Y L, et al. Research on the ballistic impact response of a corrugated composite armor [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2025, 203: 105344.
- [25] 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.
- [26] 袁名正, 潘腾, 卞晓兵, 等. 曲面型纤维复材防护掩体在爆炸冲击波下的响应特性[J]. *兵工学报*, 2023, 44(12): 3909–3920.
- YUAN M Z, PAN T, BIAN X B, et al. Response characteristics of curved fiber composite protective shelter under the action of explosive shock wave [J]. *Acta Armamentarii*, 2023, 44(12): 3909–3920. (in Chinese)