

UHMWPE-金属复合装甲板在复合弹冲击下的响应研究^{*}

钟俊泱¹, 张 瑞², 张钱城¹,
金 峰¹, 赵淳铮¹

(1. 西安交通大学 机械结构强度与振动国家重点实验室, 西安 710049;

2. 武汉纺织大学 纺织科学与工程学院, 武汉 430200)

(本刊编委刘少宝推荐)

摘要: 为研究超高分子量聚乙烯纤维(UHMWPE)增强复合材料/金属复合装甲板在爆炸与破片联合载荷作用下的损伤机制与防护性能,通过复合弹模拟爆炸与破片联合冲击的实验方法,系统分析了不同冲击速度下复合装甲板的典型失效模式.在此基础上,通过有限元方法对实验结果进行了验证,并进一步探究了面板结构布局对其动态响应的关键影响.研究表明: UHMWPE 前置复合板中,钢板的刚性约束限制了纤维层大变形能力,但提升了应力扩散效应,使其表现出更优的抗爆性能;UHMWPE 后置复合板中,UHMWPE 层可充分释放黏弹性变形潜能,通过大变形耗散破片动能,具有更优的抗侵彻能力;两种构型防护效能的差异源于材料排布顺序引发的约束效应差异,该效应直接影响复合结构中的能量分配机制与失效模式演进.

关键词: 超高分子量聚乙烯; 复合装甲; 联合载荷

中图分类号: O347.3 **文献标志码:** A **DOI:** 10.21656/1000-0887.460127

Response Characteristics of UHMWPE-Metal Composite Armor Plates Subjected to Combined Blast-Fragment Impact

Zhong Junyang¹, Zhang Rui², Zhang Qiancheng¹,
Jin Feng¹, Zhao Chunzheng¹

(1. State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures,

Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, P.R. China;

2. School of Textile Science and Engineering, Wuhan Textile University,

Wuhan 430200, P.R. China)

(Recommended by Liu Shaobao, Member of the Editorial Board of AMM)

Abstract: The damage mechanisms and ballistic performance of ultra-high molecular weight polyethylene (UHMWPE) fiber reinforced composite/metal armor plates were investigated under combined blast and fragment impact. The combined loading experiments were conducted with composite projectiles. The typical failure modes of the armor plates at varying impact velocities were systematically analyzed. On this basis, the finite el-

^{*} 收稿日期: 2025-06-24; 修订日期: 2025-07-02

作者简介: 钟俊泱(1995—),男,硕士(E-mail: zjyang360@foxmail.com);

赵淳铮(1998—),男,博士生(通信作者, E-mail: cz_zhao1998@163.com).

引用格式: 钟俊泱, 张瑞, 张钱城, 金峰, 赵淳铮. UHMWPE-金属复合装甲板在复合弹冲击下的响应研究[J]. 应用数学和力学, 2026, 47(8): 1019-1034.

ement method was employed to validate the experimental results. Furthermore, the key influence of the panel structure layout on its dynamic response was further explored. The results demonstrate that, in the configuration with UHMWPE at the front, the rigid constraint imposed by the steel plate restricts the large deformation capacity of the fiber layers. However, it enhances the stress diffusion effect. Consequently, this configuration exhibits superior blast resistance. Conversely, in the configuration with UHMWPE at the back, the UHMWPE layer fully exerts its potential of viscoelastic deformation. It dissipates the fragment kinetic energy primarily through large deformation, resulting in better penetration resistance. The difference in protective efficacy between these 2 configurations originates from the distinct constraint effects from the material stacking sequence. This constraint effect directly governs the energy distribution mechanisms and the evolution of failure modes within the composite structure.

Key words: ultra-high molecular weight polyethylene; composite armor; combined load

0 引言

超高分子量聚乙烯(ultra high molecular weight polyethylene, UHMWPE)是一种具有优秀力学性能的新型高强度纤维增强材料,其分子链高度取向和结晶结构赋予其独特的力学特性.在各类纤维材料中,UHMWPE纤维是目前已开发出的纤维中密度最低、比强度最高的纤维材料,它的出现使得防弹复合材料的防护性能进一步提升. UHMWPE通过塑性变形吸收子弹动能的耗散机制与正交铺层结构的多维能量传导网络设计,可将冲击应力扩散至材料整体面积的85%以上,其比冲击能量吸收值分别达到碳纤维的1.8倍和芳纶的2.6倍,防弹效能较传统芳纶装甲提升3.6倍^[1].由于UHMWPE纤维优秀的防弹性能,它被广泛用于软质防弹衣、防弹插板、防暴盾牌等产品.同时,UHMWPE纤维通常与金属材料、陶瓷材料组合,以达到更高的防护效果.使用纤维、陶瓷、金属等制备的复合防护装甲,在建筑、装甲车辆、直升机、舰船等领域都有着广泛的应用^[2-3].

UHMWPE复合材料因其独特的分子结构与力学特性,在防弹与防爆领域展现出显著的应用潜力.在面对高速穿甲弹或破片等动能载荷时,UHMWPE表现出非凡的抗侵彻能力.材料主要依赖纤维交错形成的网络结构,通过拉伸断裂、大变形吸能以及层间剪切等多重协同作用来耗散入射能量^[4-5].由于单根纤维具有极高比强度,当遭受点冲击时,可迅速将局部集中应力沿纤维方向扩散,从而扩大受载面积,有效延缓穿透过程.其高模量特性使得入射波传播速度更快,为后续层级反应争取时间,这种机制是其核心防护机理之一.在受到单发高速弹头打击时,UHMWPE复合材料表面往往出现明显凹陷并伴随中心区大量纤维断裂,多层结构内部还会出现层间剥离及脱层现象,这种分层撕裂不仅削弱了整体刚度,也降低了后续层吸能效率^[5-7].

相较于破片冲击,爆炸荷载具有瞬态高压、高温及非线性能量传递等典型特征,对材料本体提出更严苛的挑战.在此背景下,许多研究者尝试评估UHMWPE复合材料在火药类炸药(如TNT)、气泡波或冲击波驱动下所展现出的微观演化过程.目前较为常见的几种毁伤表现包括:边缘撕裂,即受限条件下螺孔附近因集中应变率过大而形成扇形开口;层间剥离,各独立单元之间粘结失效;中央灼烧坑洞,由燃烧残渣或金属熔滴引起碳化沉积;热软化塌陷,高温作用使聚乙烯链段解缠融解.这些现象共同揭示出:尽管UHMWPE本身具备一定热稳定性,但仍难以抵御极端爆轰环境所带来的综合侵蚀,需要辅以其他功能涂层或三明治式结构予以强化防御^[8-9].

随着现代武器升级,爆炸冲击波与高速破片的联合载荷已成为防护结构的主要威胁.预制破片武器(如破片手雷和M18A1阔剑地雷)、穿甲武器(如反舰导弹和反坦克地雷)以及带壳或装箱炸药,在爆炸时均能同时产生爆炸冲击波与破片^[10-11].爆炸与侵彻联合作用的载荷在工程防护领域展现出显著的耦合破坏效应,对防护结构造成更为严重的破坏,且出现新的联合毁伤模式^[12-14].同时,两类载荷的耦合会引发非线性损伤叠加效应,冲击波产生的预损伤会降低材料抗侵彻能力^[15].这些结论对传统单一载荷防护设计理论提出了严峻挑战.

基于上述挑战,开展UHMWPE-金属复合板防护联合载荷的系统研究具有迫切的工程价值.本文通过以复合弹模拟爆炸波与破片联合载荷作用的方式,使用动态冲击实验测试UHMWPE-金属复合板的防护性能,

解析材料在爆炸-破片耦合作用下的损伤演化规律.这些研究将为新一代复合防护装甲的效能优化提供数据支撑.

1 实验方案

1.1 实验方法与设备

针对联合载荷的复杂耦合特性,当前研究主要依托实验方法探索其作用机制.Li 等^[16]提出了“复合弹体法”,为实验室尺度的研究提供了有效手段.具体实验方法为:在使用泡沫弹模拟爆炸载荷的基础上,通过在泡沫弹内埋入破片弹(后简称 FSP)组合成复合弹,使用弹道冲击装置同步产生冲击波和破片侵彻效应.该方法可以通过调整泡沫弹弹体内埋入 FSP 的形貌、深度、数量,来模拟各种不同类型的联合载荷,是一个适用于实验室内部、成本低、可控性强、安全性好的实验方法.

实验采用复合弹模拟爆炸与破片联合冲击,复合弹结构及尺寸示意图如图 1 所示.泡沫弹是由闭孔泡沫铝制成的圆柱体,直径为 56.75 mm,高度为 85 mm.在圆柱体一侧的中心用机床加工直径为 8 mm 的圆孔,通过控制孔的深度可以改变两种载荷开始作用的时间.破片弹为一颗直径为 7.2 mm、长度为 20 mm 的圆柱形子弹,由 4340 钢制成.用双面胶带将破片弹粘在孔内.为了防止泡沫在碰撞过程中挤压破片弹,孔的直径略大于破片弹.

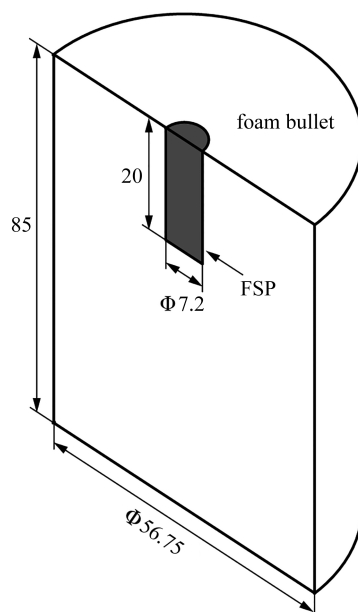


图 1 复合弹示意图(单位: mm)

Fig. 1 Schematic diagram of the composite projectile(unit: mm)

为了简化实验中联合载荷的作用,作出如下假设:①在复合弹冲击实验中,仅考虑一个 FSP 与泡沫弹同时作用,即复合弹中只埋入一个 FSP;②为保证 FSP 固定牢固可靠,且 FSP 切实与靶板发生相互作用,本实验中所使用复合弹须泡沫弹与 FSP 同时加载到靶板上,即泡沫弹与 FSP 撞击面平齐;③未特殊说明的情况下,实验中所使用 FSP 均为平头弹.

实验装置示意图如图 2 所示.实验样品通过夹具夹持在观察舱中,保证夹具足够厚(30 mm),使其在整个实验过程中不会出现变形.实验样品通过 16 颗 M20 螺栓固定在夹具上,以防实验过程中样品被整个抽出.固定完成后,在垂直面内方向放置一台高速摄影机,用来测量复合弹的速度,以及靶板厚度方向的变形.实验使用复合弹发射装置为一级轻气炮,为利用压缩轻质气体(氦气)直接驱动弹丸高速运动的实验装置.其核心原理是通过快速释放高压气体,使弹丸在炮膛内加速,最终以超高速撞击靶材.实验装置安装完成后,通过一级轻气炮发射复合弹垂直撞击到靶板上,并同时开启高速摄影机记录实验数据.

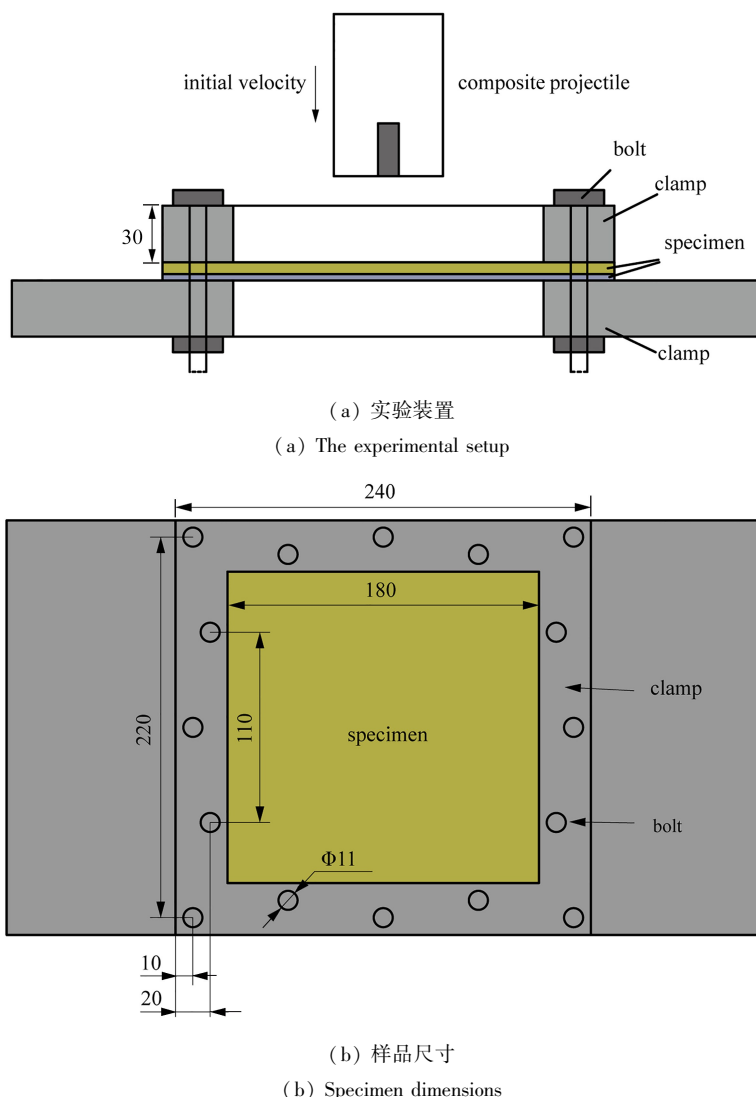


图 2 实验原理示意图(单位: mm)

Fig. 2 Schematic diagram of the experimental principle(unit: mm)

1.2 实验材料

实验所使用的泡沫弹材料为闭孔泡沫铝,其平均密度为 378 kg/m^3 .使用 MTS 设备测试了闭孔泡沫铝的准静态压缩响应曲线.该实验样品尺寸与复合弹尺寸一致(未打中间 FSP 孔),以名义应变率 0.0067 s^{-1} 的速度加载.实验结果如图 3 所示.从图中可以看出,泡沫铝的平台应力约为 4.5 MPa .

实验使用 UHMWPE 复合材料板为北京同益中公司生产的硬质无纬布,型号为 HA-792.材料板是以超高分子量聚乙烯纤维为基材,使用水性分散体黏合剂,以两个单向排列的纤维层 $[0^\circ/90^\circ/0^\circ/90^\circ]$ 铺层,经特定工艺技术复合加工而成,其外观为白色的纤维薄片,多用于防弹插板、防弹装甲、防弹盾牌、防弹墙体等硬质防弹领域.本实验使用的 UHMWPE 板材料参数如表 1 所示,表中的弹性模量和抗拉强度仅指纤维铺层方向.

表 1 UHMWPE 材料参数

Table 1 Material parameters of UHMWPE

type	areal density/ $(\text{g} \cdot \text{m}^{-2})$	ply thickness/mm	elastic modulus/GPa	tensile strength/GPa
HA-792	125 ± 5	0.15 ± 0.02	34	1.2

样品尺寸如图 2(b) 所示,夹具尺寸为 $240 \text{ mm} \times 240 \text{ mm}$,所选 UHMWPE 复合材料板考虑到前文研究现状内容中提到,其失效模式与边界条件有关,且因螺孔加工需要,在边界处进行了拓宽,略大于夹具,其实际尺寸为 $260 \text{ mm} \times 260 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$.靶板四周共有 16 个螺孔,用于靶板与夹具之间的固定,确保边界稳固牢靠.

复合板中所使用金属材料为 Q235 材料,其尺寸与夹具尺寸一致,略小于边界加宽的 UHMWPE 板,为 240 mm×240 mm×1 mm。Q235 板与 UHMWPE 板之间使用环氧树脂模压进行连接。

记 UHMWPE 在前 Q235 板在后的结构为 UHMWPE 前置复合板,记 Q235 板在前 UHMWPE 板在后的结构为 UHMWPE 后置复合板。使用一级轻气炮发射复合弹分别冲击两种复合板,使用高速摄影观察并记录复合板变形过程。

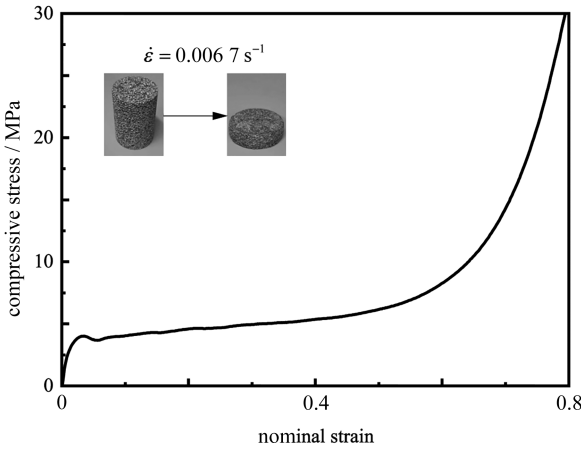


图 3 闭孔泡沫铝准静态压缩曲线

Fig. 3 The quasi-static compressive stress-strain curve of the closed-cell aluminum foam

2 实验结果

实验结果如表 2 所示,给出了 UHMWPE 前置复合板与 UHMWPE 后置复合板两种构型,在不同的复合弹初始速度冲击下,测试得到的速度与背凸变形的数据。

表 2 复合弹冲击靶板实验结果

Table 2 Experimental results of the target plate subjected to the composite projectile impact

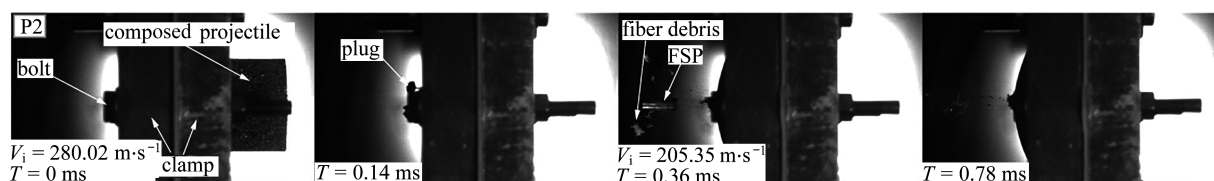
case	specimen configuration	initial velocity/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	residual velocity of FSP/($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	back-face deformation/mm
P1	front-positioned UHMWPE	261.35	0	42.94
P2	front-positioned UHMWPE	280.02	205.35	46.03
P3	front-positioned UHMWPE	336.02	242.68	47.90
P4	front-positioned UHMWPE	373.36	330.20	53.02
Q1	back-positioned UHMWPE	298.00	0	50.78
Q2	back-positioned UHMWPE	339.78	0	56.38
Q3	back-positioned UHMWPE	369.21	0	64.22
Q4	back-positioned UHMWPE	392.02	0	76.54
Q5	back-positioned UHMWPE	410.69	168.01	77.28

2.1 UHMWPE 前置复合板在复合弹冲击下的响应

图 4 通过高速摄影系统记录了复合弹冲击 UHMWPE 前置复合板的动态变形过程。以弹靶接触瞬间为计时起点 ($T = 0 \text{ ms}$),在入射速度为 $280.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (P2 工况) 条件下,复合弹中的 FSP 在撞击后 0.14 ms 即完成对复合板的侵彻。高速影像显示此时靶板已形成典型冲塞破坏特征:穿孔边缘可见金属冲塞块与纤维碎屑的混合喷溅物,孔周分布由剪切作用导致的纤维断裂束。此时复合板背凸变形值要小于夹具厚度 (30 mm)。

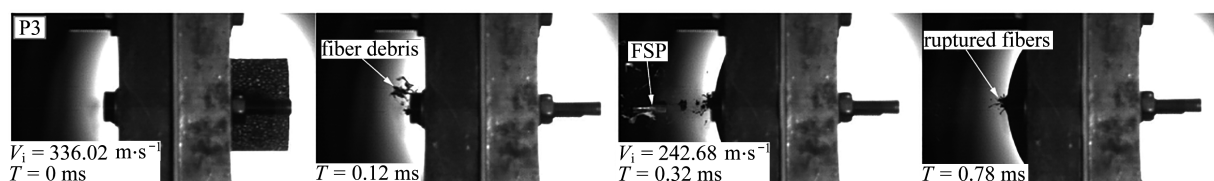
侵彻阶段完成后,FSP 脱离 UHMWPE 前置复合板。随后泡沫弹体持续冲击结构,使靶板产生显著背凸变形。实验终止后测量数据显示:UHMWPE 层残余背凸变形 (34.72 mm) 较 Q235 钢板 (46.03 mm) 显著降低。其原因在于 UHMWPE 材料的部分弹性变形在载荷移除后产生回弹恢复,UHMWPE 层的回弹作用导致与 Q235 界面产生脱黏现象,但该变形恢复并未对 Q235 钢板的塑性变形产生显著耦合影响,两种材料保持着相对独立的变形特征。

随着复合弹初始速度从 $280.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 提升至 $373.36 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (P2—P4 工况), FSP 侵彻时间由 0.14 ms 递减至 0.08 ms , 对应地, UHMWPE 前置复合板响应阶段的背凸变形量逐渐增加, 从 46.03 mm 增至 53.02 mm 。



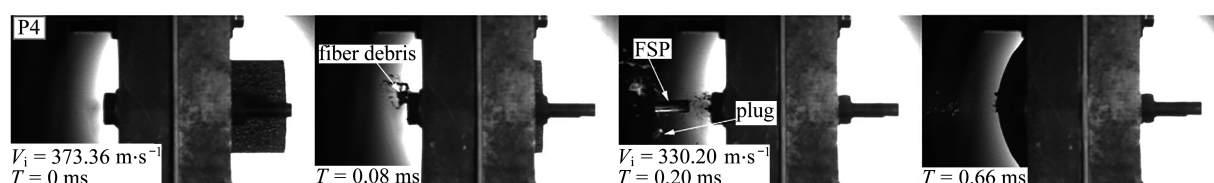
(a) P2 工况: 初始速度为 $280.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(a) P2: specimen impacted at initial velocity $280.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



(b) P3 工况: 初始速度为 $336.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(b) P3: specimen impacted at initial velocity $336.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



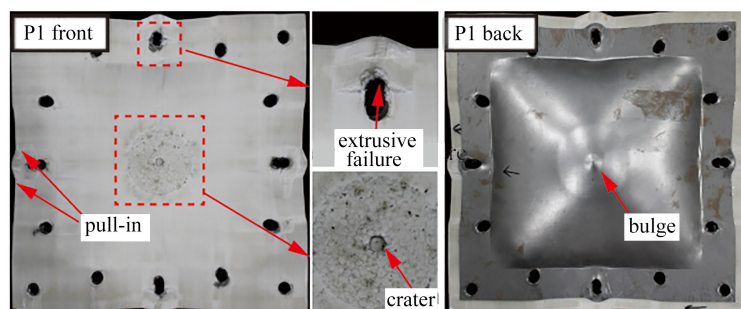
(c) P4 工况: 初始速度为 $373.36 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(c) P4: specimen impacted at initial velocity $373.36 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

图4 高速摄影拍摄复合弹冲击 UHMWPE 前置复合板图片

Fig. 4 The high-speed photographic sequence of the composite projectile impacting the front-positioned UHMWPE specimen

图5展示了不同初始速度条件下复合弹冲击 UHMWPE 前置复合板的失效模式。其中, P1 工况中, FSP 未能贯穿复合板, 而 P2—P4 工况均实现 FSP 完全侵彻。在 P1 工况中, 迎弹面 UHMWPE 板主要变形失效模式为: 泡沫弹体冲击导致的大范围塑性变形, FSP 冲击形成的弹坑, 靶板边界处有轻微的材料拉入变形, 螺栓连接区域则出现应力集中导致材料失效。螺栓孔周失效以挤压塑性变形为主导机制, 材料在持续压应力作用下发生永久性形变, 同时在正四个方向螺栓孔边缘观测到垂直应力方向扩展的撕裂裂纹。背弹面 Q235 钢板表现为典型背凸变形模式, 中央区域观测到明显的泡沫弹和 FSP 冲击造成的局部鼓包。钢板边缘螺栓固定处同样出现与 UHMWPE 板具有相似形貌特征的失效特征。



(a) P1 工况: 初始速度为 $261.35 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(a) P1: specimen impacted at initial velocity $261.35 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

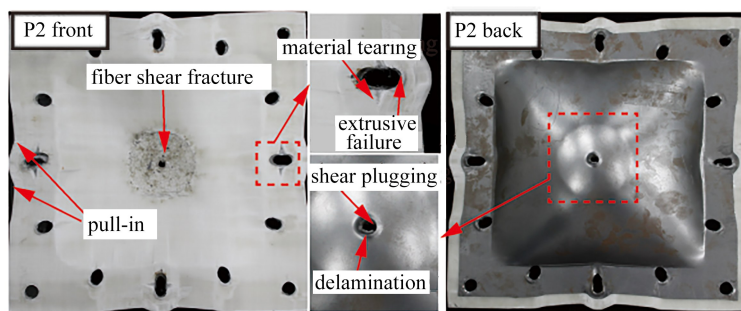
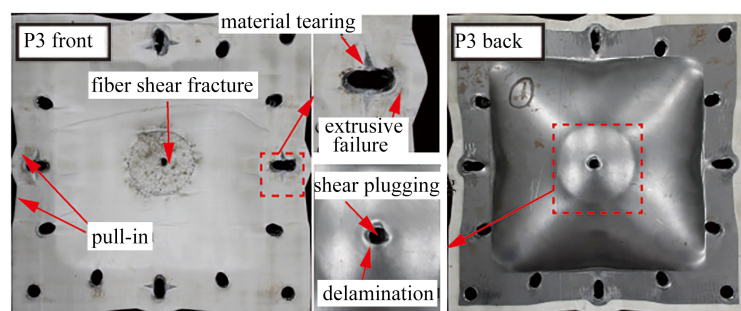
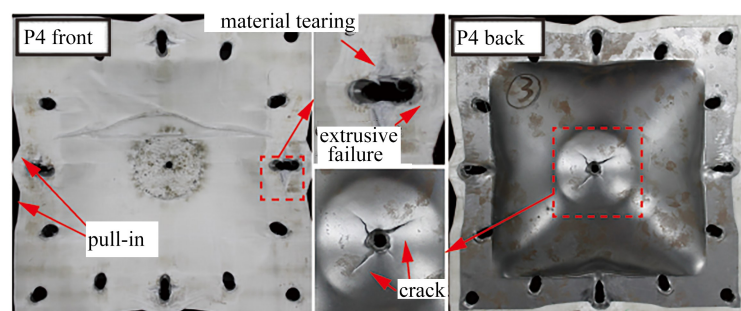
(b) P2 工况: 初始速度为 $280.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (b) P2: specimen impacted at initial velocity $280.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (c) P3 工况: 初始速度为 $336.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (c) P3: specimen impacted at initial velocity $336.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (d) P4 工况: 初始速度为 $373.36 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (d) P4: specimen impacted at initial velocity $373.36 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

图 5 复合弹冲击 UHMWPE 前置复合板的失效模式示意图

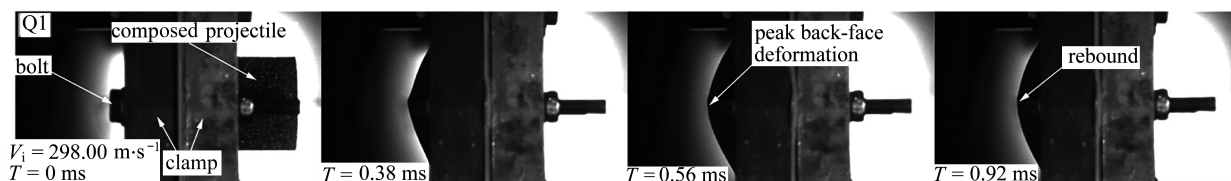
Fig. 5 Schematic diagram of failure modes of the front-positioned UHMWPE specimen subjected to the composite projectile impact

随着复合弹入射速度的增加, FSP 达到临界侵彻阈值, 引发 UHMWPE 前置复合板贯穿失效. 在此过程中, UHMWPE 板发生纤维剪切破坏, 而 Q235 板则形成典型剪切冲塞失效, 并且 UHMWPE 板与 Q235 板间的粘结连接已经失效, 有明显分层. 特别在 P4 工况 ($373.36 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) 下, FSP 贯穿 Q235 板形成的穿孔, 在后续泡沫弹冲击下沿穿孔边缘萌生裂纹, 裂纹最大扩展长度达 13.7 mm . 与此同时, 既有的损伤模式呈现显著强化趋势: 背凸大变形, 边界材料拉入变形, 螺栓连接区域的材料失效, 均有明显提高.

2.2 UHMWPE 后置复合板在复合弹冲击下的响应

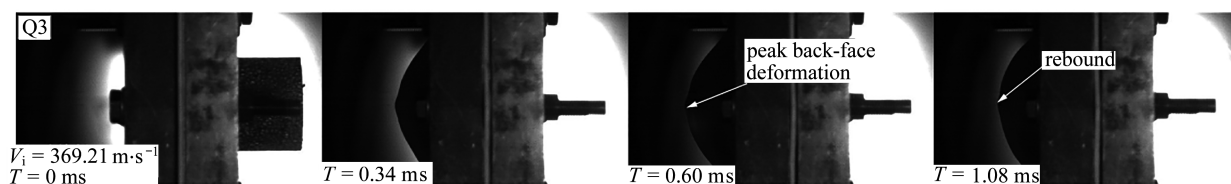
图 6 通过高速摄影系统记录了复合弹冲击 UHMWPE 后置复合板的动态变形过程. 当复合弹以 $298.00 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 的速度撞击靶板时 (Q1 工况), UHMWPE 后置复合板的背凸迅速增大. 在约 $T = 0.56 \text{ ms}$ 时, 背凸达到了最大值, 随后因材料弹性恢复而产生了部分回弹位移. 由于该工况入射速度较低, FSP 最终嵌埋于复合板内部, 未能击穿靶板. 随着复合弹的撞击速度不断增加, 靶板的背部变形也随之增大. 当入射速度提升至 410.69

$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 时(Q5 工况),FSP 在冲击后 0.40 ms 即完成侵彻.靶板最大背凸位移出现在 $T = 0.66 \text{ ms}$,随后同样发生了变形回弹.



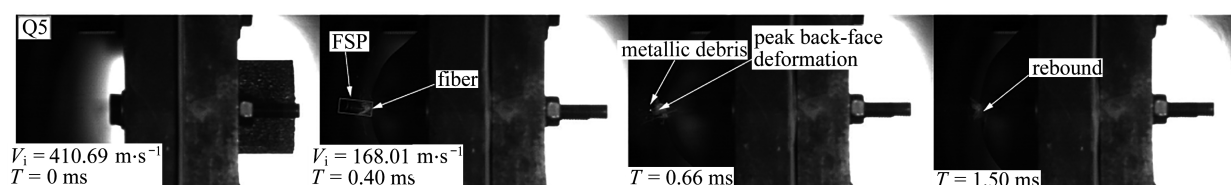
(a) Q1 工况: 初始速度为 $298.00 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(a) Q1: specimen impacted at initial velocity $298.00 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



(b) Q3 工况: 初始速度为 $369.21 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(b) Q3: specimen impacted at initial velocity $369.21 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



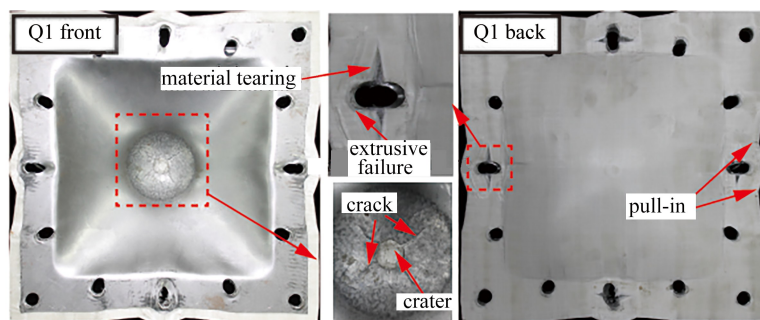
(c) Q5 工况: 初始速度为 $410.69 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(c) Q5: specimen impacted at initial velocity $410.69 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

图6 高速摄影拍摄复合弹冲击 UHMWPE 后置复合板图片

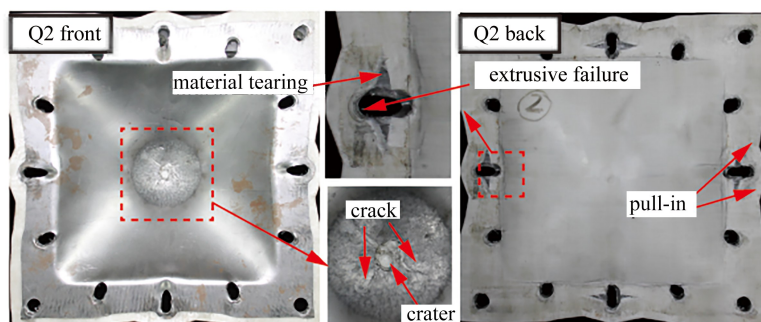
Fig. 6 The high-speed photographic sequence of the composite projectile impacting the back-positioned UHMWPE specimen

图7揭示了不同初始速度下复合弹冲击 UHMWPE 后置复合板的失效规律.在较低初始速度(Q1、Q2 工况)下,FSP 贯穿 Q235 层后停滞于 UHMWPE 层内部,形成残余弹坑,此时复合结构仍维持整体完整性.后续泡沫弹头冲击引发 Q235 层穿孔边缘萌生裂纹,向方形 Q235 板四角传播.在此速度范围内,UHMWPE 层失效特征主要为:中央区域形成大面积背凸变形,边界材料被拉入,螺栓孔周材料失效并产生撕裂裂纹,裂纹尖端可见纤维束拔出.当冲击速度提升至 Q3、Q4 工况时,Q235 层穿孔区呈现典型的花瓣型破坏特征,此时 UHMWPE 板尚未被击穿.UHMWPE 层边界失效加剧,表现为:孔周撕裂裂纹长度增长,边缘材料拉入位移及带宽度增加,并在夹具夹持边界材料弯折.



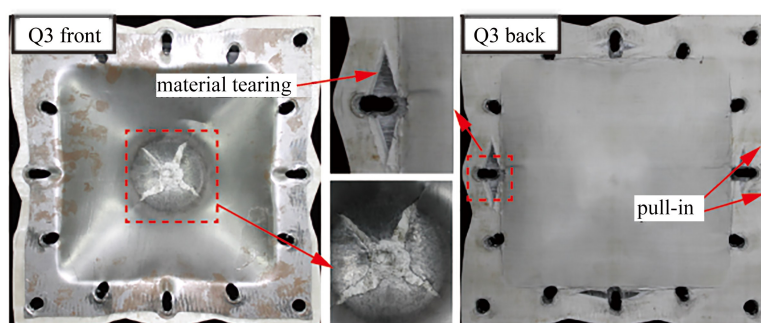
(a) Q1 工况: 初始速度为 $298.00 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(a) Q1: specimen impacted at initial velocity $298.00 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



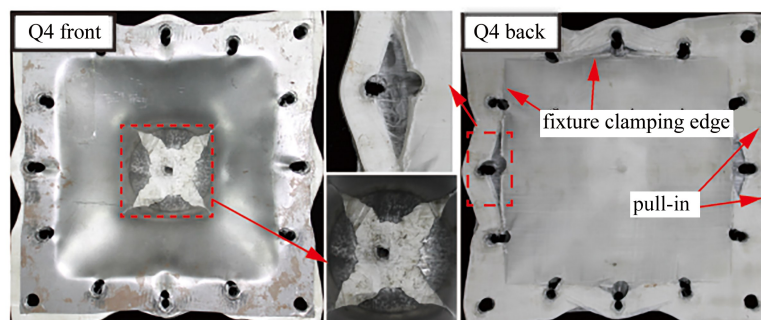
(b) Q2 工况: 初始速度为 $339.78 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(b) Q2: specimen impacted at initial velocity $339.78 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



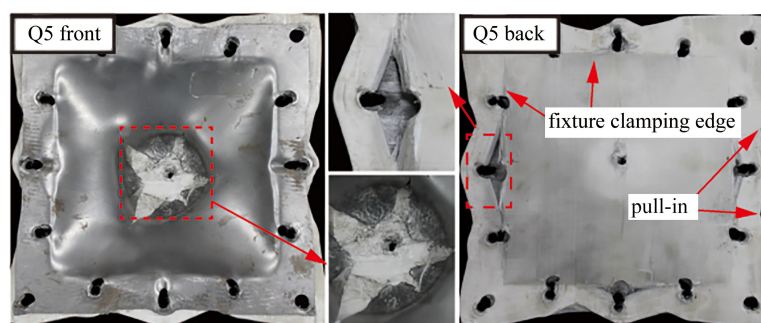
(c) Q3 工况: 初始速度为 $369.21 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(c) Q3: specimen impacted at initial velocity $369.21 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



(d) Q4 工况: 初始速度为 $392.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(d) Q4: specimen impacted at initial velocity $392.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



(e) Q5 工况: 初始速度为 $410.69 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

(e) Q5: specimen impacted at initial velocity $410.69 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

图 7 复合弹冲击 UHMWPE 后置复合板的失效模式示意图

Fig. 7 Schematic diagram of failure modes in the back-positioned UHMWPE specimen subjected to the composite projectile impact

当速度增加到 $410.69 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时(Q5 工况), FSP 贯穿复合板后形成穿孔, Q235 层产生完全张开的四瓣径向开裂形貌, 花瓣尖端与 UHMWPE 表面摩擦形成宽划痕带, 可观察到此面 UHMWPE 材料分层现象. UHMWPE 板中央受 FSP 冲击, 纤维发生大变形拉伸失效.

3 有限元仿真

3.1 数值仿真模型建立

为进一步探究 UHMWPE-金属复合结构中不同构型对防护性能的影响, 基于 LS-DYNA 有限元程序建立了如图 8 所示的仿真模型. 仿真模型包括: 泡沫铝和 FSP 组成的复合弹, 以及复合装甲中的 Q235 钢板及 UHMWPE 复合材料板, 在模型中建立夹具与螺栓来考虑其对复合装甲所施加的边界约束以及材料在螺栓孔附近的失效变形; 为提高计算效率, 使用 1/4 对称建模减少模型网格数量.

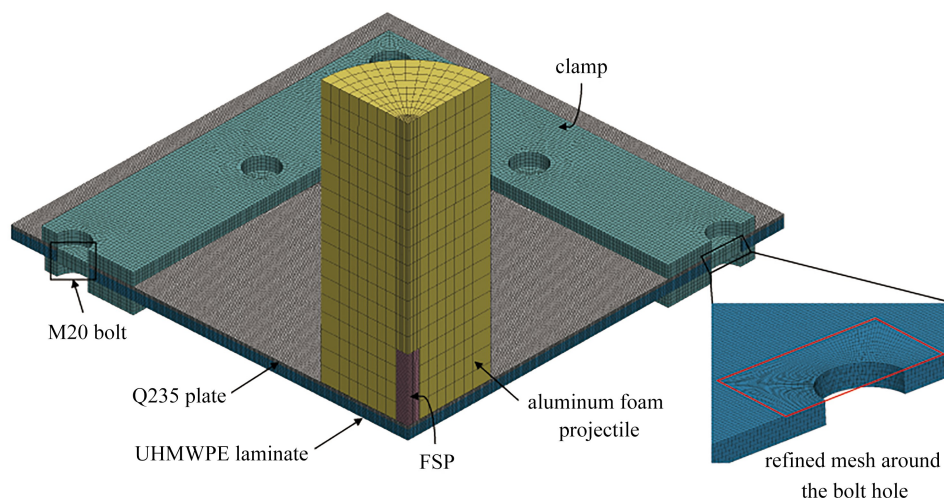


图 8 1/4 有限元模型示意图

Fig. 8 Schematic diagram of the 1/4 finite element model

有限元模型全局使用八节点六面体网格划分, 其中泡沫铝网格按照 FSP 下方区域和以外区域采用不同的划分方法: 由于泡沫铝材料强度较低, 为防止单元在与 FSP 挤压过程中发生畸变, 对 FSP 下方网格进行局部加密, 其中在半径(4 mm)方向划分为 10 个单元, 而在 1/4 弧长方向划分为 12 个单元; 在距离对称原点 4 mm 以外的区域, 泡沫铝单元沿半径方向划分为 8 个单元, 而在弧长方向划分为 12 个单元. 这种划分策略既可以避免在冲击过程中单元发生负体积或扭曲等非正常变形, 也可以节约计算时间. 二者在冲击过程中的相互作用通过 AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE 实现模拟. 由于夹具、螺栓以及 FSP 单元采用高强度钢制备, 并在实验中未观测到明显变形, 因此三种材料在有限元模型中被视为刚体. 夹具、螺栓采用 $1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$ 网格划分, 而 FSP 采用较小尺寸的 $0.4 \text{ mm} \times 0.4 \text{ mm} \times 0.4 \text{ mm}$ 网格划分以精确捕捉其三维几何外形.

以 UHMWPE 为代表的复合材料会在冲击载荷下发生分层失效, 进而影响 UHMWPE 抗侵彻吸能机理并严重影响其防护性能, 因此采用“子层合板”(sub-laminate)方法对复合材料建模: 将 $[0^\circ/90^\circ]_n$ 铺层正交 UHMWPE 复合材料板沿厚度方向划分为多层独立单元, 每层单元拥有均匀的正交各向异性材料性能, 通过在相邻层单元之间施加内聚力接触 AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_TIEBREAK 模拟材料发生的分层失效, 子层合板法向、切向强度分别设定为 60 MPa 和 80 MPa^[15]. UHMWPE 复合材料和 Q235 钢板均采用面内尺寸 $0.5 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$ 的网格划分, 前者沿厚度方向划分为 6 层网格, 而后者沿厚度方向划分为 4 层网格. UHMWPE 复合材料板与 Q235 钢组成的复合装甲通过 M20 螺栓与夹具连接, 如图 5、7 所示, 复合装甲在破片-爆炸波联合载荷作用下由于材料向冲击区域的流入, 螺栓孔附近的材料(特别是 UHMWPE 复合材料中)出现了明显的损伤变形. 这种边界处的失效会对靶板所受到的边界约束产生影响, 因此在螺栓孔附近的区域采用加密网格以模拟材料失效的产生与拓展.

3.2 材料模型与参数

采用关键字 MAT_PLASTIC_KINEMATIC 本构描述 Q235 钢在复合弹冲击下的弹塑性力学响应以及动态载荷作用下金属的应变率效应.该本构中采用双线性模型描述弹塑性应力-应变关系,并使用 Cowper-Symonds 模型描述应变率效应:

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

其中 σ_0 为材料屈服强度, $\dot{\varepsilon}$ 为应变率, $\varepsilon_p^{\text{eff}}$ 为材料等效塑性应变, β 为本构模型硬化参数, E_p 是材料塑性硬化模量,而 C 和 P 是材料的应变率强化参数.塑性硬化模量 E_p 可以通过材料弹性模量 E 、塑性切向模量 E_t 表示为

$$E_p = \frac{EE_t}{E - E_t}. \tag{2}$$

本研究所涉及的 Q235 材料本构参数如表 3 所示,其中 F_s 表示单元删除时的失效应变阈值,用于模拟弹丸侵彻所造成的金属冲塞失效以及厚度泡沫铝弹丸撞击所引起的裂纹拓展.

表 3 MAT_PLASTIC_KINEMATIC 本构模型中的 Q235 钢材料参数^[17-18]

Table 3 Material parameters of Q235 steel for the MAT_PLASTIC_KINEMATIC constitutive model^[17-18]

$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E / GPa	ν	σ_0 / MPa	E_t / GPa	β	C / s^{-1}	P	F_s
7 850	206	0.3	345	6.18	0	40	5	0.28

正交铺层的 UHMWPE 复合材料板可以被视为横观各向同性材料,采用关键字 MAT_COMPOSITE_FAILURE_SOLID_MODEL 描述复合材料本构关系,其应力-应变关系表达式为

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_a \\ \varepsilon_b \\ \varepsilon_c \\ \gamma_{bc} \\ \gamma_{ac} \\ \gamma_{ab} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_a} & -\frac{\nu_{ba}}{E_b} & -\frac{\nu_{ca}}{E_c} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{ab}}{E_a} & \frac{1}{E_b} & -\frac{\nu_{cb}}{E_c} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{ac}}{E_a} & -\frac{\nu_{bc}}{E_b} & \frac{1}{E_c} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{bc}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{ac}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{ab}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_a \\ \sigma_b \\ \sigma_c \\ \tau_{bc} \\ \tau_{ac} \\ \tau_{ab} \end{Bmatrix}, \tag{3}$$

式中,下标 a, b 分别为面内 0° 纤维和 90° 纤维材料主方向,正交铺层复合材料板在均匀化后可认为在这两个方向上性能相同,下标 c 表示材料厚度方向.此外,当复合材料内部应力达到极限时,本模型所采用的材料失效强度准则表达式如下:

面内 a 方向拉伸失效:

$$\left(\frac{\sigma_a}{T_a} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ab}}{S_{ab}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ac}}{S_{ac}} \right)^2 \geq 1; \tag{4}$$

面内 b 方向拉伸失效:

$$\left(\frac{\sigma_b}{T_b} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{ab}}{S_{ab}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{bc}}{S_{bc}} \right)^2 \geq 1; \tag{5}$$

面外 c 方向压缩失效:

$$\left(\frac{\sigma_c}{S_{ac} + S_{bc}} \right)^2 + \left[\left(\frac{C_c}{S_{ac} + S_{bc}} \right)^2 - 1 \right] \left| \frac{\sigma_c}{C_c} \right| + \left(\frac{\tau_{ac}}{S_{ac}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{bc}}{S_{bc}} \right)^2 \geq 1, \tag{6}$$

其中 T, C, S 分别表示复合材料在下标对应方向上的拉伸、压缩以及剪切失效强度. 为了模拟 UHMWPE 与螺栓挤压所造成的材料失效, 设置了面内压缩失效强度 $C_a = C_b = 725 \text{ MPa}$ 作为螺栓挤压下材料单元的失效阈值, 本研究所采用的 UHMWPE 复合材料性能参数如表 4 所示.

表 4 MAT_COMPOSITE_FAILURE_SOLID_MODEL 本构模型中的 UHMWPE 复合材料参数^[15]

Table 4 Material parameters of the UHMWPE composite for the MAT_COMPOSITE_FAILURE_SOLID_MODEL constitutive model^[15]

$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$E_a, E_b / \text{GPa}$	E_c / GPa	$G_{ac}, G_{bc} / \text{GPa}$	G_{ab} / GPa
970	34.257	5.1	0.547 8	0.173 8
ν_{ca}, ν_{cb}	ν_{ba}	$T_a, T_b / \text{GPa}$	C_c / GPa	$C_a, C_b / \text{MPa}$
0.013	0	1.25	1.74	725

通过设置关键字 MAT_CRUASHABLE_FOAM 描述动态冲击下泡沫铝弹丸的力学性能, 将其实验测得的应力-应变曲线(见图 3)计算冲击过程中泡沫铝的变形响应, 其余材料参数见表 5.

表 5 MAT_CRUASHABLE_FOAM 本构模型中的泡沫铝材料参数^[19]

Table 5 Material parameters of the aluminum foam for the MAT_CRUASHABLE_FOAM constitutive model^[19]

$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E / GPa	ν	TSC/MPa	DAMP
378	1	0	7.1	6.18

3.3 模型验证

仿真模型所预测的两种构型复合装甲的抗侵彻性能和最大挠度分别如图 9(a)、9(b) 所示, 其中使用 Lambert-Jonas (L-J) 方程对数值计算结果进行拟合, 得到复合装甲板的弹道性能曲线, L-J 方程表达式为

$$V_r = a(V_i^p - V_{bl}^p)^{1/p}, \quad (7)$$

式中 V_i 为弹丸入射速度, V_r 为弹丸侵彻靶板后的剩余速度, V_{bl} 为靶板能够实现成功防护的弹丸极限速度, a 和 p 为拟合得到的参数. 仿真得到弹道性能和实验结果对比如图 9(a) 所示, 可以看到仿真模型很好地捕捉到了复合装甲的弹道特征. 需要注意的是, 仿真中 UHMWPE 后置构型 Q5 样件的剩余速度与实验差异较大, 这主要是因为该冲击速度处于弹道极限速度附近, 根据 L-J 方程表达式可知靶板的剩余速度在靠近弹道极限时会出现较大梯度变化, 因而容易产生较大的误差. 图 9(b) 展示了仿真所预测的复合装甲板背凸与实验结果的对比, 可以看出 UHMWPE 后置时仿真结果与实验吻合得较好, 而当 UHMWPE 前置时部分样件的预测误差较大, 这主要是 UHMWPE 前置时靶板背凸由钢板变形主导, 而 Q235 钢板在复合弹冲击时会在边界螺栓孔附近发生复杂的变形失效, 进而通过改变边界条件影响材料变形. 然而本研究所用的材料模型不考虑应力三轴度对强度的影响, 无法准确模拟材料在拉、压、剪切等多种应力状态耦合下的材料失效. 但总体而言, 有限元预测结果与实验吻合较好, 可以用于后续不同构型防护性能差异机理的探究.

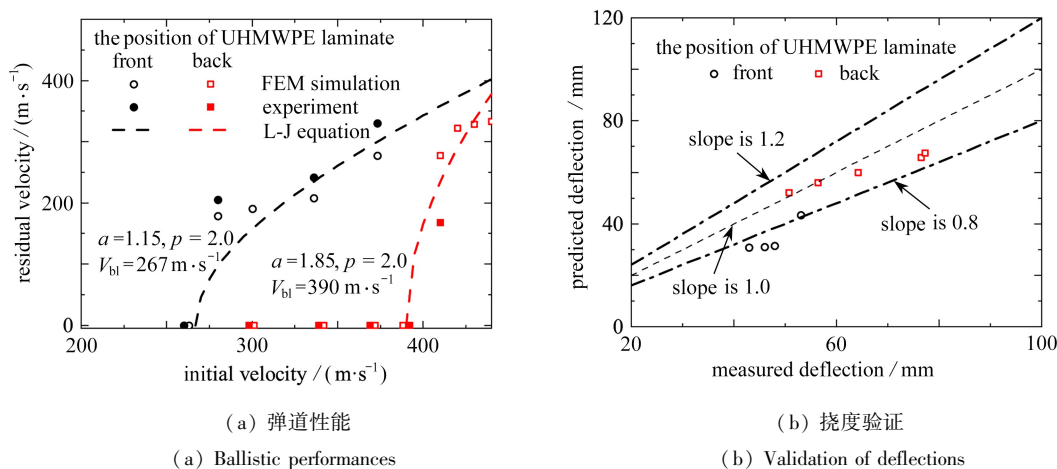


图 9 仿真与实验结果对比

Fig. 9 Comparison between simulation and experimental results

此外, 为避免出现网格穿透或单元沙漏能过大等因有限元参数设置导致的模型计算误差, 分别对 UHM-

WPE 前置及后置两种构型对应有有限元模型计算过程中的能量转化进行分析.如图 10(a)、10(b)所示,复合弹所携带的动能大部分通过材料变形转化为内能被吸收,针对两种构型所建立的有限元模型在计算过程中保持总能量守恒,且因单元畸变和接触穿透所产生的沙漏能和滑移能在数值上始终保持在极低的水平,因此可忽略不计.

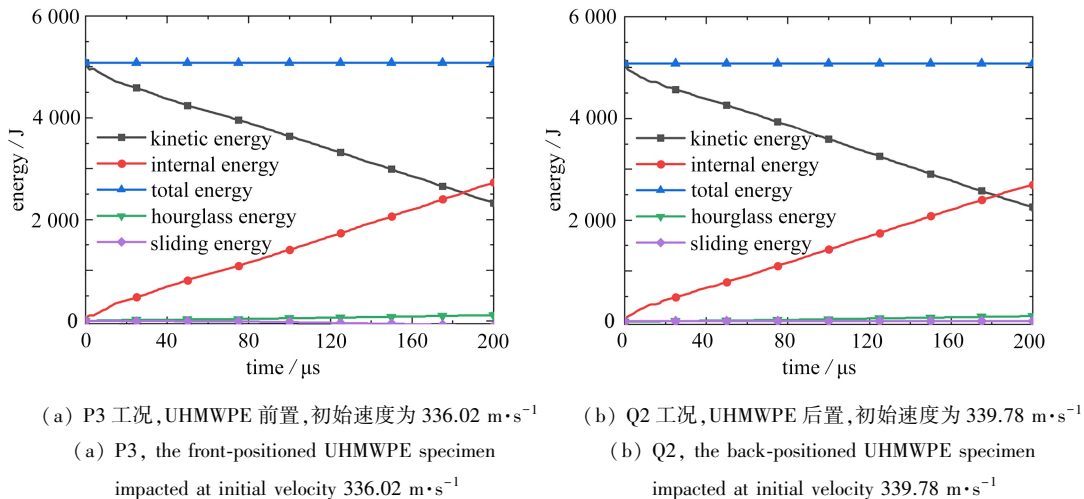


图 10 有限元模型能量演化

Fig. 10 Energy evolution of finite element models

4 分析与讨论

4.1 复合装甲抗侵彻吸能分析

为探究复合装甲中 UHMWPE 布置位置对抗侵彻性能影响,利用上节已得到实验验证的有限元模型分析相似冲击速度下 UHMWPE 前置样件 P3 ($V_i = 336.02 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) 和后置样件 Q2 ($V_i = 339.78 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) 受弹丸侵彻时弹丸动能的转换过程,以描述两种构型抗侵彻性能的差异.由于 FSP 弹丸并未击穿后置样件 Q2,因此将 FSP 完全侵彻前置样件 P3 时刻 ($50 \mu\text{s}$) 两种构型各组分材料的动能及内能进行对比,结果如图 11 所示.从图 11 中可以看出,当复合弹撞击 UHMWPE-金属复合装甲时,泡沫铝撞击施加的爆炸波载荷会使得复合装甲中后面板拥有较大的动能.因此当 UHMWPE 后置时, UHMWPE 复合材料会在 FSP 侵彻完 Q235 前面板时已经具有较高的面外运动速度,这种预加速效果会降低 FSP 与 UHMWPE 复合材料间的相对速度,进而有效提升其防护性能^[15],因此 UHMWPE 后置的样件 Q2 拥有更好的防护性能.

4.2 复合装甲变形失效机理分析

为进一步探究导致两种构型防护性能差异的机理,图 12 展示了同一时刻下两种构型的变形失效模式对比.撞击发生 $25 \mu\text{s}$ 后,由于受到后置钢板所提供的面外变形约束, UHMWPE 复合材料发生了局部压痕失效.相反地,同一时刻下后置 UHMWPE 样件中 FSP 虽然击穿了钢板,但由于泡沫铝弹丸所提供的预加速作用以及 UHMWPE 自身较低的面外剪切模量,此时 UHMWPE 复合材料并未发生损伤而是和 FSP 共同发生面外运动.对于 UHMWPE 复合材料而言,其受到弹丸冲击后所发生的渐进式失效过程主要可以分为初始局部失效和后续的大范围拉伸失效.前者所能吸收的弹丸动能较少,而后者则可以充分发挥复合材料优异的拉伸性能从而吸收大部分弹丸动能^[20].

从图 12 中可以看出, UHMWPE 前置的样件 P3 中 FSP 在 $50 \mu\text{s}$ 时已击穿靶板,此时 UHMWPE 复合材料变形仍以局部变形为主,但在后续的泡沫铝弹丸压缩加载过程中可以看到 UHMWPE 复合材料发生了大范围整体拉伸变形,使得泡沫铝压缩所产生的爆炸波载荷可以被充分吸收.对于 UHMWPE 后置的样件 Q2 而言, UHMWPE 复合材料依靠预加速以及 FSP 的冲击加载,始终保持着比样件 P3 更明显的面外变形,其在边界处也发生了明显的纤维拉入 (pull-in) 现象.这种充分的变形吸能一方面使得样件 Q2 具有更好的抗侵彻性能,另一方面增大了复合装甲靶板的最大背凸.特别地,随着弹丸所施加的压缩波经自由边界反射形成拉伸

波,UHMWPE-金属界面发生分层,样件 Q2 的背凸变形由 UHMWPE 复合材料变形主导,而其较低的面外剪切模量使得靶板变形明显高于前置样件 P3,体现出抗爆炸性能不足的特点.

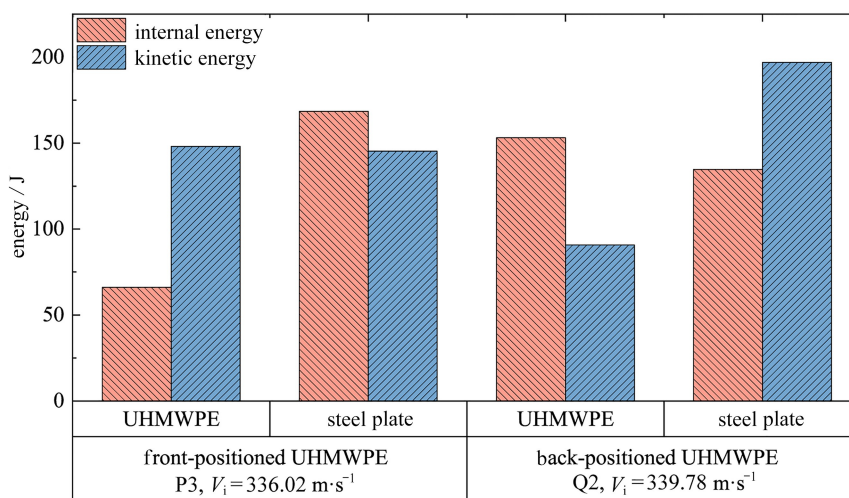


图 11 50 μs 时前置构型 P3 和后置构型 Q2 内各组分材料吸能对比

Fig. 11 Comparison of energy absorption by component materials in front configuration P3 and back configuration Q2 at 50 μs

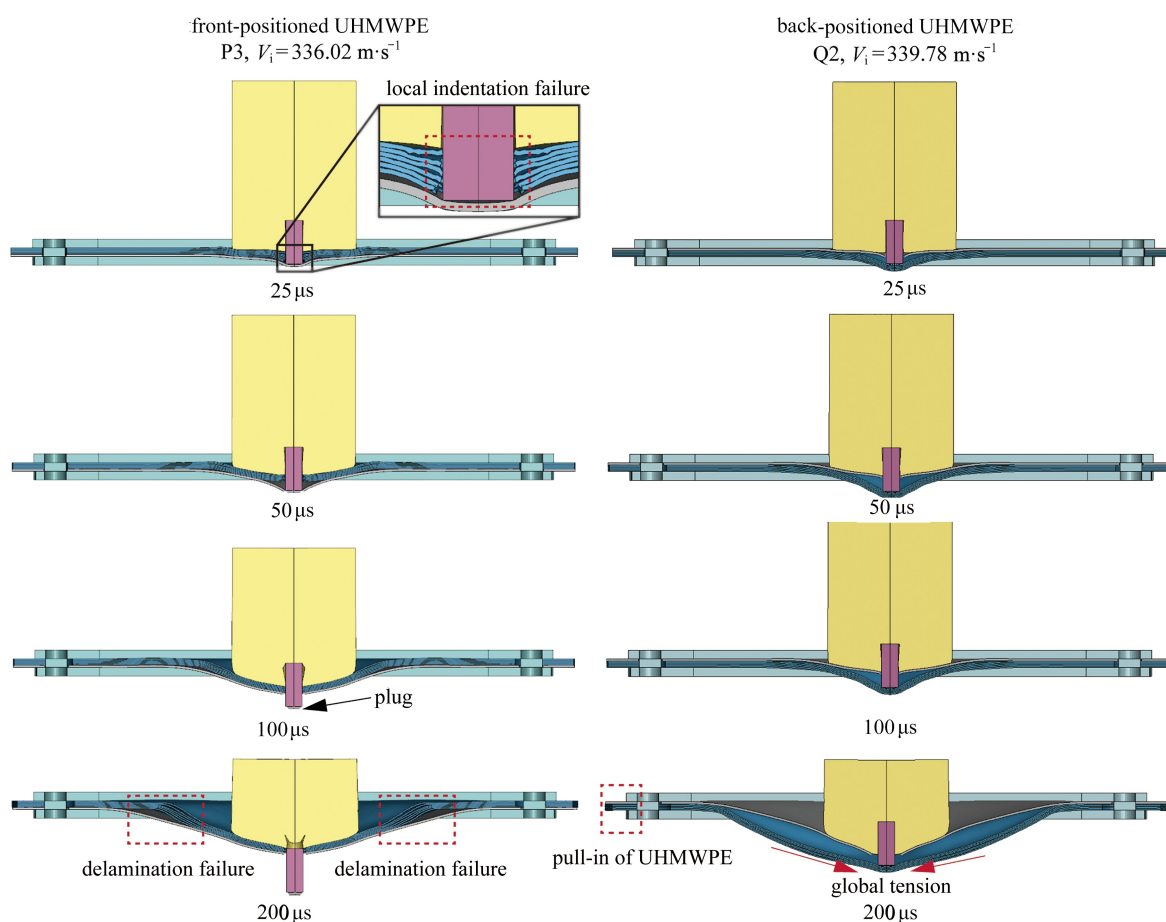


图 12 前置构型 P3 和后置构型 Q2 的动态变形过程

Fig. 12 The dynamic deformation processes of front configuration P3 and back configuration Q2

图 13 给出了两种结构下,复合弹初始速度与背凸变形的数据.可以看出在相同的冲击速度下 UHMWPE 后置构型背凸会明显高于前置构型,这也验证了前置构型抗爆炸性能更好,但较小的变形导致抗侵彻吸能不

足的问题。类似地,后置构型可以充分发挥 UHMWPE 抗侵彻大变形吸能优势,但也会带来背凸过大,抗爆炸载荷性能不足的缺点。

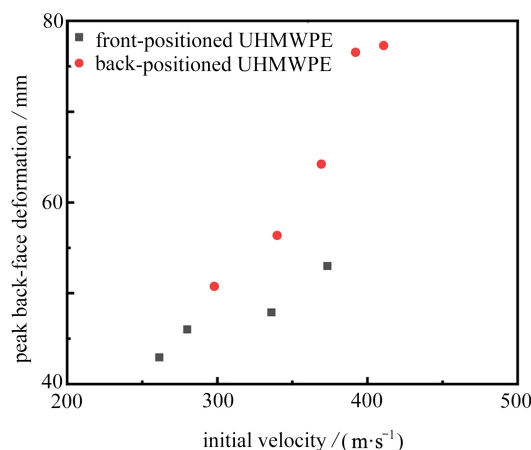


图 13 初始速度-最大背凸变形散点图

Fig. 13 The initial velocity-peak vs. back-face deformation graph

5 结 论

通过使用复合弹模拟破片与爆炸载荷的联合作用,探究联合载荷作用下 UHMWPE 材料与 Q235 材料组成的双层板的变形与破坏,结果表明:

1) 对于 UHMWPE 前置复合板,其破片防护性能相对较弱,实验数据显示在较低冲击速度下破片即能贯穿复合板。该构型主要失效特征表现为靶板整体背凸大变形、边界材料拉入效应、螺栓孔周挤压失效,以及 UHMWPE 板纤维剪切破坏与 Q235 板剪切冲塞破坏的耦合模式。随着冲击速度提升,失效程度呈非线性增强趋势, Q235 板冲塞孔周逐渐出现放射状裂纹扩展现象。

2) 材料排布顺序调整为 UHMWPE 后置复合板时,其防护机制发生本质变化: Q235 层在破片冲击下迅速形成贯穿孔洞,但后方 UHMWPE 层通过大变形耗能有效阻止破片穿透。在此构型中, Q235 层失效模式随速度增加发生动态演变——从孔周裂纹扩展逐步发展为花瓣形韧性断裂直至结构塌陷。值得注意的是, UHMWPE 层在临界速度以上同样出现纤维拉伸破坏。

3) 对于 UHMWPE 与 Q235 双层板, UHMWPE 前置与后置结构下,防护复合弹的能力有所区别, UHMWPE 前置结构防爆炸能力较好, UHMWPE 后置结构防破片能力较好。复合构型防护性能的差异性源于材料排布顺序引发的约束效应。 UHMWPE 前置构型中后方钢板的刚性约束限制了纤维材料的大变形能力, UHMWPE 复合材料的失效模式以局部压痕失效为主,但整体变形较小;反之, Q235 前置构型充分利用了 UHMWPE 层的大变形拉伸吸收弹丸动能机理,显著提升了破片防护效能,但也会导致复合装甲背凸较大。这种刚柔材料排布引发的约束效应差异,揭示了复合装甲设计中能量分配机制与结构失效模式的内在关联。

参考文献 (References):

- [1] 苏罗川, 宜晨虹, 刘文杰. 超高分子量聚乙烯纤维复合材料的应用及其抗侵彻性能研究[J]. 化工新型材料, 2019, 47(1): 198-201. (Su Luochuan, Yi Chenhong, Liu Wenjie. Ultra-high molecular weight polyethylene fiber reinforced composite and its ballistic performance[J]. *New Chemical Materials*, 2019, 47(1): 198-201. (in Chinese))
- [2] 沈志伟. 超高分子量聚乙烯板及复合装甲抗冲击性能研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2019. (Shen Zhiwei. Study on the anti-impact performance of UHMWPE laminates and composite armors[D]. Changsha: Hunan University, 2019. (in Chinese))
- [3] 李典, 侯海量, 朱锡, 等. 舰船装甲防护结构抗弹道冲击的研究进展[J]. 中国造船, 2018, 59(1): 237-250. (Li Dian, Hou Hailiang, Zhu Xi, et al. Review on ballistic impact resistance of ship armor protection structure

- [J]. *Shipbuilding of China*, 2018, **59**(1): 237-250. (in Chinese))
- [4] Cunniff P. Dimensionless parameters for optimization of textile based body armor systems[C]//*Proc 18th Int Symp of Ballistics*, 1999.
- [5] Zhang Zuoguang, Shen Shiguang, Song Huancheng, et al. Ballistic penetration of Dyneema fiber laminate[J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 1998, **72**(3): 265-268.
- [6] Naik N K, Shrirao P, Reddy B C K. Ballistic impact behaviour of woven fabric composites: formulation[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, **32**(9): 1521-1552.
- [7] Hazzard M K, Trask R S, Heisserer U, et al. Finite element modelling of Dyneema® composites: from quasi-static rates to ballistic impact[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2018, **115**: 31-45.
- [8] 解江, 姜超, 高斌元, 等. 高性能纤维织物抗爆性能试验研究[J]. 应用力学学报, 2022, **39**(1): 35-43. (Xie Jiang, Jiang Chao, Gao Binyuan, et al. Experimental study on blast resistance of high performance fabric[J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2022, **39**(1): 35-43. (in Chinese))
- [9] Cai S, Liu J, Zhang P, et al. Experimental study on failure mechanisms of sandwich panels with multi-layered aluminum foam/UHMWPE laminate core under combined blast and fragments loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, **159**: 107227.
- [10] Arnold J L, Halpern P, Tsai M C, et al. Mass casualty terrorist bombings: a comparison of outcomes by bombing type[J]. *Annals of Emergency Medicine*, 2004, **43**(2): 263-273.
- [11] Wallace D. Improvised explosive devices and traumatic brain injury: the military experience in Iraq and Afghanistan[J]. *Australasian Psychiatry*, 2009, **17**(3): 218-224.
- [12] Grisaro H Y, Dancygier A N. Characteristics of combined blast and fragments loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, **116**: 51-64.
- [13] 李伟, 朱锡, 梅志远, 等. 战斗部舱内爆炸对舱室结构毁伤的实验研究[J]. 舰船科学技术, 2009, **31**(3): 34-37. (Li Wei, Zhu Xi, Mei Zhiyuan, et al. Experimental studies on damage effect of missile warhead on cabins structure under internal explosion[J]. *Ship Science and Technology*, 2009, **31**(3): 34-37. (in Chinese))
- [14] Zhang C, Cheng Y, Zhang P, et al. Numerical investigation of the response of I-core sandwich panels subjected to combined blast and fragment loading[J]. *Engineering Structures*, 2017, **151**: 459-471.
- [15] Zhao C Z, Qiang L S, Zhang R, et al. Dynamic response of UHMWPE plates under combined shock and fragment loading[J]. *Defence Technology*, 2023, **27**: 9-23.
- [16] Li L, Zhang Q C, Zhang R, et al. A laboratory experimental technique for simulating combined blast and impact loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, **134**: 103382.
- [17] 陈长海, 朱锡, 侯海量, 等. 近距空爆载荷作用下双层防爆舱壁结构抗爆性能仿真分析[J]. 海军工程大学学报, 2012, **24**(3): 26-33. (Chen Changhai, Zhu Xi, Hou Hailiang, et al. Numerical analysis of blast resistance of double-layer bulkhead structures subjected to close-range air blast[J]. *Journal of Naval University of Engineering*, 2012, **24**(3): 26-33. (in Chinese))
- [18] 贾昊凯, 李世强, 吴桂英. H型钢梁在爆炸荷载作用下动力响应的研究[C]//第十届全国冲击动力学学术会议论文摘要集. 中国力学学会, 2011: 101. (Jia Haokai, Li Shiqiang, Wu Guiying. Study on dynamic response of H-shaped steel beams under explosive loading[C]//*Abstracts Collection of the 10th National Symposium on Impact Dynamics*. Chinese Society of Theoretical and Applied Mechanics, 2011: 101. (in Chinese))
- [19] Wang X, Yu R P, Zhang Q C, et al. Dynamic response of clamped sandwich beams with fluid-filled corrugated cores[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, **139**: 103533.
- [20] Zhang R, Han B, Zhou Y, et al. Mechanism-driven analytical modelling of UHMWPE laminates under ballistic impact[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2023, **245**: 108132.