

文章编号: 1006-9941(2024)09-0964-08

弹击载荷下陶瓷-UHMWPE复合结构厚度比对背面变形的影响分析

张逸之, 杨尚霖, 柳占立

(清华大学航天航空学院, 北京 100084)

摘要: 陶瓷-超高分子量聚乙烯(UHMWPE)复合结构具有优异的防弹性能, 但是其在弹击载荷下的背面变形规律仍不清晰。研究建立定量描述弹击载荷下陶瓷-UHMWPE复合结构背面变形的理论模型, 分析了相同面密度下陶瓷与UHMWPE层厚度比对背面变形的影响机制。结果表明, 相同弹击速度和面密度条件下, 厚度比值越大, 单位厚度的UHMWPE层储存的能量越大, 导致背面变形越大。

关键词: 陶瓷复合结构; 防弹性能; 轻量化设计; 理论分析; 厚度参数

中图分类号: TJ5; TJ02; O34

文献标志码: A

DOI: 10.11943/CJEM2024176

0 引言

陶瓷-UHMWPE复合结构以其高强、轻质的特点被广泛应用于冲击防护领域^[1-3], 由位于迎弹面的低密度、高硬度陶瓷层和位于背弹面的具有高拉伸波速和高比吸能特点的UHMWPE层组成^[4-7]。子弹与陶瓷-UHMWPE复合结构的作用过程可以分为3个阶段^[8]: 在第一阶段, 子弹与陶瓷层发生剧烈的相互作用^[9-11], 使其局部压力迅速升高, 子弹的速度和质量因此减小, 同时由压缩波反射形成的拉伸波会导致陶瓷层产生轻微弯曲, 形成锥形裂纹; 第二阶段, 子弹的剩余部分将携带大量的动能穿过局部破碎的陶瓷锥区域; 第三阶段, 携带大量动能的陶瓷碎片与子弹将动量传递给UHMWPE层, 引起背板层发生横向变形。从能量的角度可以发现, 弹体磨蚀、陶瓷破碎、UHMWPE膜拉伸主导的大变形及纤维断裂是陶瓷复合结构防弹的主要耗能机制^[12-13]。陶瓷与UHMWPE背板层的复合, 在各自防弹机制的基础上

起到了相互促进的作用。与单一陶瓷结构相比, 背板的支撑约束作用使得弹丸与陶瓷的相互作用时间更长, 对弹体的磨蚀作用更强、产生的陶瓷粉末更细, 耗散的能量也更大^[12]。没有陶瓷层时, 直接面临高速冲击的UHMWPE层合板将先发生局部剪切失效, 随着冲击速度的降低, 发生膜拉伸主导的鼓包变形^[14]。发生过量的剪切失效不利于UHMWPE层合板的变形吸能, 而复合结构中的陶瓷层对子弹的磨蚀以及自身的破碎, 可以增大射弹与背板层的接触面积, 从而促进背板层发生拉伸变形吸收子弹动能^[15]。

弹道极限速度是评估陶瓷-UHMWPE复合结构的防弹性能的重要指标之一^[16]。目前的研究主要关注材料性质对弹道极限速度的影响。研究发现背板层的材料密度、杨氏模量和屈服应力会影响背板层对陶瓷层的支撑作用, 进而影响陶瓷复合结构的弹道表现^[17]。以杨氏模量为例, Zhang等^[18]对相同面密度的 $B_4C/UHMWPE$ 和 $B_4C/C/UHMWPE$ 复合结构进行了弹道实验, 结果表明由于碳/环氧树脂层与UHMWPE层相比具有较高的面外杨氏模量, 因此可以提供更好的支撑, 减少了陶瓷的弯曲变形并延缓了拉伸断裂, 使包含碳/环氧树脂层的复合结构弹道极限速度更高。此外, 背板层材料的强度参数也会影响复合结构的弹道性能。Tepeduzu等^[19]通过数值发现与芳纶、碳-芳纶材料相比, 玻璃纤维复合材料具有更高的拉伸强度,

收稿日期: 2024-07-05; 修回日期: 2024-09-06

网络出版日期: 2024-09-13

基金项目: 国家重点研发计划项目(2022YFC3320502)

作者简介: 张逸之(2000-), 男, 博士研究生, 主要从事爆炸冲击防护研究。e-mail: zhangyz22@mails.tsinghua.edu.cn

通信联系人: 柳占立(1981-), 男, 教授, 主要从事计算固体力学、断裂力学、冲击动力学研究。e-mail: liuzhanli@tsinghua.edu.cn

引用本文: 张逸之, 杨尚霖, 柳占立. 弹击载荷下陶瓷-UHMWPE复合结构厚度比对背面变形的影响分析[J]. 含能材料, 2024, 32(9):964-971.

ZHANG Yi-zhi, YANG Shang-lin, LIU Zhan-li. Analysis of the Effect of Thickness Ratio on the Back-face Deformation of Ceramic-UHMWPE Composite Structures under High-speed Impact[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2024, 32(9):964-971.

作为背板层时子弹的剩余速度更低,展现出更优异的弹道性能。

在防护装备的弹道极限速度达到防护要求的情况下,未被击穿的防弹装备发生的剧烈变形也会对人体造成强烈的钝性冲击作用,对局部脏器造成钝性挫伤^[20-21]。因此,弹击过程中背面变形的顶点位移是评估陶瓷-UHMWPE 复合结构防护性能的另一重要指标^[16]。陶瓷-UHMWPE 复合结构材料力学性能会影响弹击过程中的背面变形。Guo 等^[22]发现增加背板的抗拉强度和刚度有助于减小背面变形。Shen 等^[23]分析了粘接强度对背面变形的影响,发现粘接剪切强度和粘接拉伸强度越高,背面变形越小。除材料性质外,结构厚度对背面变形的影响是轻量化设计需要考虑的另一个重要问题。但是,目前仍缺少相同面密度下陶瓷层与背板层厚度比对背面变形影响机制的研究。

为此,本研究建立了弹击作用下陶瓷-UHMWPE 复合结构背面变形的理论模型,定量揭示了相同面密度下厚度比对背面变形的影响规律,并针对背面变形指标对陶瓷复合结构防弹设计提出了建议,以期为进一步研究提供参考。

1 陶瓷-UHMWPE 复合结构背面变形理论模型

本研究基于弹击载荷下陶瓷-UHMWPE 复合结构的主要机制建立计算结构背面变形的理论模型,并开展弹击实验对模型结果进行定性验证。

1.1 理论建模

高速冲击下陶瓷复合结构的变形过程可简化为如图 1 所示的力学模型,弹击过程过程可分为 2 个阶段。第一阶段是子弹撞击陶瓷层(图 1b),子弹首先受到陶瓷层的侵蚀,同时陶瓷材料发生拉伸破坏,中心区域形成破碎的陶瓷锥。第二阶段如图 1c 所示,在该阶段,被侵蚀后的子弹与陶瓷锥共同运动形成新的等效子弹,在等效子弹的冲击下,UHMWPE 层合板发生以面内薄膜拉伸变形为主导的鼓包变形。基于此,理论模型的基本假设如下:

(1) 子弹被视为理想刚塑性的圆柱体,半径为 a_0 ,仅受到陶瓷层的侵蚀。材料的屈服应力为 Y_p 。

(2) 仅考虑陶瓷层中陶瓷锥的形成,其大小与背板中的 UHMWPE 层无关。同时,忽略其他裂纹的影响。

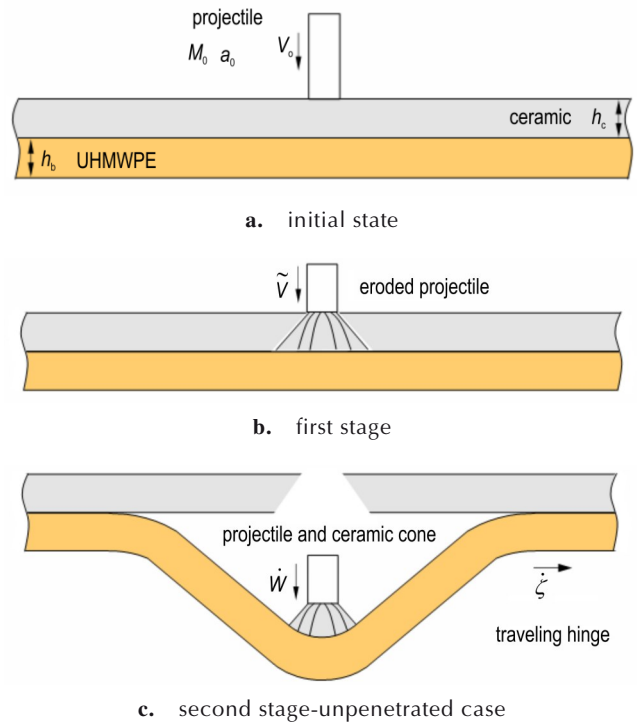


图 1 弹击载荷下陶瓷-UHMWPE 复合结构力学模型
Fig.1 Mechanical modeling of ceramic composite structures under high-speed impact

(3) UHMWPE 层合板的变形模式主要表现为薄膜拉伸^[24-25],忽略剪切冲塞等其他失效行为。

(4) 不考虑界面能量耗散以及界面间相互作用对背面变形的影响。

对于第一阶段,Den Reijer^[26]提出,在时间 $\tilde{t} = 6h_c/c_0$ 时陶瓷锥形成,其中, h_c 为陶瓷层的厚度,mm; c_0 为陶瓷材料的纵波速度, $m \cdot s^{-1}$ 。因此, \tilde{t} 时刻前陶瓷层不会发生移动,子弹将被陶瓷层侵蚀。子弹的质量减少,其演化遵循^[27]:

$$M(t) \frac{dV(t)}{dt} = -Y_p A_p \quad (1)$$

式中, $V(t)$ 为子弹的速度, $m \cdot s^{-1}$; Y_p 为屈服应力,MPa; 和 A_p 为子弹横截面积, mm^2 。而子弹的速度 $V(t)$ 遵循^[28]:

$$\frac{dM(t)}{dt} = -\rho_p A_p V(t) \quad (2)$$

式中, ρ_p 为子弹的密度, $kg \cdot m^{-3}$ 。当子弹开始进入陶瓷层时,第一阶段结束,此时子弹剩余的速度和质量分别记为 V_p 和 M_p 。此时,形成的陶瓷锥可近似为一个圆台,上底面半径与子弹半径 a_0 相同,下底面半径可通过 $a = a_0 + 2h_c$ 近似估计^[29]。

陶瓷锥完全形成后进入第二阶段,子弹将和陶瓷

锥达到相同速度, 视为一个等效子弹共同作用在 UHMWPE 层合板上, 使其发生鼓包变形, 等效质量 \tilde{M} 为:

$$\tilde{M} = M_{\text{con}} + M_p \quad (3)$$

式中, M_{con} 为陶瓷锥的质量, t_0 。

陶瓷锥形成时, 锥体与陶瓷材料已经完全分离, 等效速度 \tilde{V} 可由动量守恒确定:

$$\tilde{V} = \frac{M_p V_p}{M_p + M_{\text{con}}} \quad (4)$$

在后续的作用过程中, 等效子弹将始终与 UHMWPE 层合板保持接触, 并与 UHMWPE 层的背面变形顶点保持相同的速度运动。此时, 子弹和陶瓷锥与 UHMWPE 层合板相互作用的问题转化为等效子弹以给定质量 \tilde{M} 和初始速度 \tilde{V} 冲击 UHMWPE 层合板发生背面变形的问题。根据之前对于 UHMWPE 层合板冲击变形的研究工作^[25], 冲击过程中, 鼓包变形在层合板面内边界处将形成移行铰(图 1c), 并以匀速向外扩展, 因此陶瓷复合结构背面顶点速度 $\dot{W}_b(t)$ 满足:

$$\tilde{M}\tilde{V} = [\tilde{M} + \chi\rho_b h_b \zeta(t)^2] \dot{W}_b(t) \quad (5)$$

式中, ρ_b 为 UHMWPE 层合板材料的密度, $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$; h_b 为 UHMWPE 层合板的厚度, mm ; ζ 为移行铰的位置, mm ; χ 为比例系数。

将移行铰的匀速运动描述为: $\zeta(t) = \dot{\zeta}t + \zeta_0$, 其中 $\dot{\zeta}$ 为移行铰的移动速度, $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。在膜拉伸主导的变形模式下, 移行铰将保持匀速运动^[25]并且与 UHMWPE 层合板的塑性行为密切相关。将公式(3)和(4)代入公式(5)可得:

$$M_p V_p = [M_p + M_{\text{con}} + \chi\rho_b h_b (\dot{\zeta}t + \zeta_0)^2] \dot{W}_b(t) \quad (6)$$

对式(6)时间积分, 可以得到陶瓷复合结构背面顶点位移 $W_b(t)$:

$$W_b(t) = \frac{\tilde{V} \arctan\left[\sqrt{\chi\rho_b h_b / \tilde{M}} (\zeta_0 + \dot{\zeta}t)\right]}{\dot{\zeta} \sqrt{\chi\rho_b h_b / \tilde{M}}} - \frac{\tilde{V} \arctan\left(\zeta_0 \sqrt{\chi\rho_b h_b / \tilde{M}}\right)}{\dot{\zeta} \sqrt{\chi\rho_b h_b / \tilde{M}}} \quad (7)$$

至此获得了未穿透情况下陶瓷复合结构的背面顶点位移。通过数值结果拟合, 式中参数值分别为: $\dot{\zeta} = 160 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$, $\zeta_0 = 12.8 \text{ mm}$, $\chi = 3.8$ ^[25]。

1.2 模型验证

为了验证模型结果, 本研究对浙江立泰复合材料股份公司制备的 3 种不同厚度比的 $\text{B}_4\text{C}/\text{UHMWPE}$ 平板复合结构试样开展弹击实验。复合结构的面密度均约为 $37.58 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$, 面内尺寸为 $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$, 具体试样说明见表 1。

表 1 弹道实验中使用的陶瓷复合结构试样尺寸说明

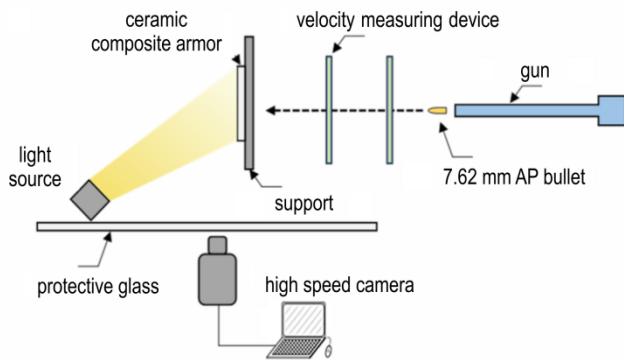
Table 1 Description of the dimensions of specimens of ceramic composite structures used in ballistic experiments

specimen number	specimen description	areal density / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$
1#	9 mm B_4C +15 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$ UHMWPE	37.59
2#	10 mm B_4C +12.5 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$ UHMWPE	37.6
3#	12 mm B_4C +7.5 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}$ UHMWPE	37.62

图 2a 展示了实验的总体装置布置示意图, 弹击实验使用弹道枪发射 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹(图 2b)对陶瓷复合结构(图 2c)进行测试, 其中子弹的速度约为 $950 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 。枪口与靶板的距离为 15 m, 在靶板与弹道枪之间架设红外测速装置, 记录子弹的入射速度。靶板借助夹具将其上下边缘夹紧置于固定支架上, 靶板背后悬空无任何支撑(图 2d)。使用 Phantom V710 高速摄像机记录靶板背面动态变形过程, 光源放置在靶板的斜后方照亮观测视野, 相机采样率为 25000 fps。

通过调整相机曝光度可以清晰的记录弹击过程中陶瓷复合结构的背面变形过程。以 3# 靶板弹击过程为例, 其背面动态变形过程如图 3 所示, 由于在 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹中含有少量燃烧剂, 因此当子弹刚刚接触靶板会引燃燃烧剂并产生图 3 中 80 μs 时的火光。随着子弹与陶瓷复合板的进一步相互作用, 背板顶点位移不断增大, 同时变形在面内向外逐渐传播, 形成鼓包, 在 800 μs 时, 背板顶点位移达到动态最大值 39.5 mm。由于超高分子量聚乙烯层的鼓包过程伴随着弹塑性变形, 在达到动态最大顶点位移后, 可以观察到鼓包回缩的过程, 图 3 中 1600 μs 时的背面变形明显小于 800 μs 时。在弹击作用结束后, 经测量发现仍保留有 28.2 mm 的残余变形。高速摄影捕捉到的背面变形如表 2 所示, 变形结果表明, 在相同面密度下, 随着陶瓷层与 UHMWPE 层厚度比增加, 弹击过程的动态最大顶点位移和最终顶点位移均增大, 复合板抵抗变形的能力减弱。

对与弹击实验相同面密度的 $\text{B}_4\text{C}/\text{UHMWPE}$ 平板



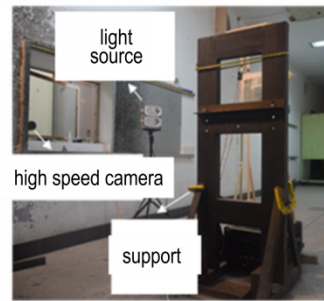
a. schematic diagram of device arrangement



b. type 53 7.62 mm armor-piercing incendiary projectile



c. ceramic composite structure specimen



d. experimental device arrangement

图2 弹击实验布置

Fig.2 Ballistic experimental arrangement

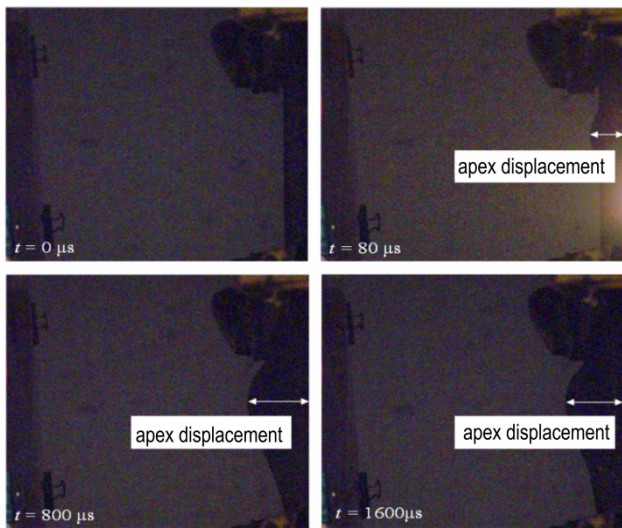


图3 高速摄像机拍摄的3#靶板背面动态变形过程

Fig.3 Dynamic backface deformation of 3# target plate captured by high-speed camera

开展理论计算。表3为理论求解使用的参数,模型中子弹半径和质量与实验7.62 mm子弹钢芯保持一致,7.62 mm子弹钢芯材料参数取自文献[30]。由于未对实验中使用的陶瓷和UHMWPE进行材料力学测试,此处使用文献中氧化铝陶瓷基本参数^[31],UHMWPE材料的 ζ, ζ_0, χ 参数与前期工作数值模拟^[25]拟合得到的

表2 弹击实验中相同面密度下靶板的背面变形测试结果

Table 2 Backface deformation test results of target plates with the same face density in ballistic experiments

specimen number	max apex displacement / mm	final apex displacement / mm
1#	23.9	17.9
2#	29.6	22.3
3#	39.5	28.8

表3 理论模型中使用的参数^[30-31]

Table 3 Parameters used in the theoretical model^[30-31]

parameter	M_0 / g	$\rho_p / \text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	$V_0 / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$
value	5.5	7850	950
parameter	a_0 / mm	Y_p / MPa	$c_0 / \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$
value	3.06	1540	9657

Note: M_0 is the initial mass of the projectile. ρ_p is the density of bullet. V_0 is the impact velocity. a_0 is the radius of the bullet. Y_p is the yield strength of bullet. c_0 is the longitudinal wave speed of Al_2O_3 .

相同。为确保陶瓷复合结构不被穿透,将入射速度限制在 $500 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,输出 $500 \mu\text{s}$ 时刻的顶点位移(此时子弹速度已经接近零)。计算得到的顶点位移与厚度比的关系(图4)显示出与实验结果同样的变化趋势,这说明理论模型能够正确反映陶瓷复合结构背面变形随厚度比的变化规律。

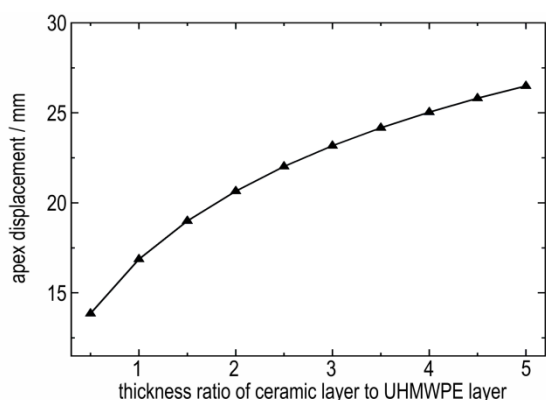


图4 面密度为 $37.58 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$ 的氧化铝/UHMWPE 平板顶点位移理论结果

Fig. 4 Theoretical results of apex displacement of $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{UHMWPE}$ flat plate with a face density of $37.58 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$

2 陶瓷-UHMWPE 复合结构背面变形分析

基于前述理论模型,本研究首先从能量的角度分析了相同面密度下陶瓷-UHMWPE 复合结构厚度比对背面变形的影响,进而讨论了相同面密度下复合结构的厚度比设计。

2.1 相同面密度下厚度比对背面变形的影响

目前常用的陶瓷复合结构通常由 8 mm 厚的陶瓷层和 10 mm 厚的 UHMWPE 层组成。以氧化铝陶瓷为例,组成的陶瓷复合结构面密度为 $40.75 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-2}$,以此面密度为基准,分析不同厚度比对陶瓷复合结构背面变形的影响。选用子弹类型和入射速度与 1.2 节相同,在 $500 \mu\text{s}$ 时刻使用理论模型比较背面变形的大小。除非特殊说明,后文将均以此条件进行讨论。我们选取了 5 种厚度的陶瓷板进行分析,其中陶瓷层和 UHMWPE 层的厚度如表 4 所示。

相同面密度下,随着陶瓷层与 UHMWPE 层厚度比的增加,陶瓷复合结构的背面变形不断变大,且呈现

表 4 五种厚度陶瓷复合结构各层的厚度

Table 4 Thickness of each layer of five thicknesses of ceramic composite structures

h_c / mm	h_b / mm	thickness ratio of h_c/h_b
6	17.9	0.34
7	13.9	0.50
8	10.0	0.80
9	6.1	1.49
10	2.1	4.75

Note: h_c is thickness of ceramic, h_b is thickness of UHMWPE.

非线性变化趋势(图 4)。为了进一步分析厚度比变化的影响机制,本研究根据理论模型评估了在侵彻过程中子弹动能的损耗。

在第一阶段,子弹撞击陶瓷层,子弹被陶瓷层侵蚀。同时,在第二阶段开始,子弹与陶瓷锥发生剧烈相互作用,陶瓷碎片被加速与子弹共同作用背面的 UHMWPE 层合板。根据模型假设,在这一阶段陶瓷层起主要作用,使子弹发生失效、塑性变形。因此陶瓷层的贡献可被定义为形成等效子弹后对子弹动能造成的损耗 ΔE_1^d :

$$\begin{aligned} \Delta E_1^d &= \frac{1}{2} M_0 V_0^2 - \frac{1}{2} \tilde{M} \tilde{V}^2 \\ &= \frac{1}{2} M_0 V_0^2 - \frac{1}{2} \frac{M_p^2 V_p^2}{M_p + M_{\text{con}}} \end{aligned} \quad (8)$$

式中, M_0 , M_p 和 M_{con} 分别表示子弹的初始质量,被陶瓷侵蚀后的剩余质量及陶瓷层产生陶瓷锥的质量, t ; 而 V_0 和 V_p 分别表示子弹的初始速度和被陶瓷侵蚀后的速度, $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 。在第二阶段形成等效子弹后,剩余的子弹与破碎的陶瓷将等效为新的子弹作用在 UHMWPE 层时, UHMWPE 层的变形和运动及与新子弹的相互作用消耗了新子弹的动能,因此 UHMWPE 层在反侵彻中的贡献可以被定义为 ΔE_2^d :

$$\begin{aligned} \Delta E_2^d &= \frac{1}{2} \tilde{M} \tilde{V}^2 - \frac{1}{2} \tilde{M} \dot{W}_b^2 \\ &= \frac{1}{2} (M_{\text{con}} + M_p) \left[\left(\frac{M_p V_p}{M_p + M_{\text{con}}} \right)^2 - \dot{W}_b^2 \right] \end{aligned} \quad (9)$$

式中, \dot{W}_b 表示第二阶段 UHMWPE 层背面顶点的速度, $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ 。在整个过程陶瓷复合结构对子弹动能的消耗 ΔE^d 为:

$$\begin{aligned} \Delta E^d &= \Delta E_1^d + \Delta E_2^d \\ &= \frac{1}{2} M_0 V_0^2 - \frac{1}{2} (M_{\text{con}} + M_p) \dot{W}_b^2 \end{aligned} \quad (10)$$

在式(10)中,值得注意的是,破碎的陶瓷被加速,这会对陶瓷复合结构造成二次危害。因此,在计算子弹动能损耗时,这一部分被排除在外。

对于不同厚度比的情况,陶瓷复合结构对子弹动能的消耗如图 5 所示。可以看出陶瓷复合结构整体对子弹动能的消耗几乎不随陶瓷复合结构的厚度比发生变化。进一步,在陶瓷层的贡献中,随着陶瓷层厚度的增加,子弹动能的消耗也随之增加。这是因为子弹与陶瓷层的作用时间变长,子弹自身塑性变形以及质量损失所造成的动能损失变多。此外,随着陶瓷层厚度增加,相应的陶瓷锥质量增加。这导致在第

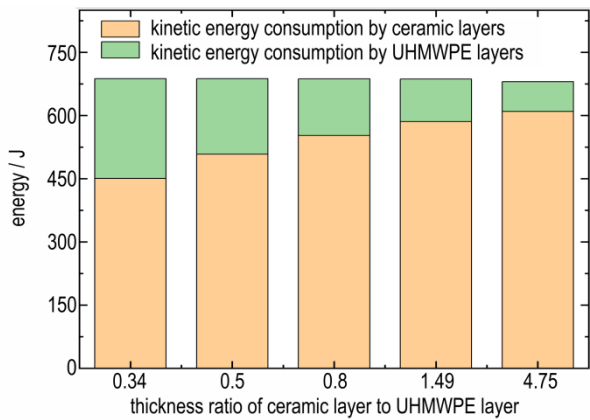


图5 陶瓷层与UHMWPE层厚度比对陶瓷层和UHMWPE层消耗子弹动能的影响

Fig.5 Effect of ceramic to UHMWPE layer thickness ratio on the kinetic energy of bullets consumed by ceramic and UHMWPE layers

一阶段,随着陶瓷层厚度的增加,子弹与陶瓷锥之间的相互作用加剧,从而增加了陶瓷层对子弹动能的耗散。

在第二阶段,随着UHMWPE层合板厚度降低(陶瓷复合结构厚度比增加),背板层对子弹动能的消耗能力也在下降(图5)。然而,计算单位厚度UHMWPE层对子弹动能消耗的贡献 $\psi = \Delta E_2^d/h$,计算结果如表5所示。在陶瓷复合结构能够完全抵御子弹侵彻的情况下,UHMWPE层的厚度越薄,其单位厚度对子弹动能的消耗越大。子弹动能消耗将以变形能的形式储存在UHMWPE层中,因此厚度比越大的陶瓷-UHMWPE复合结构将具有更大的背面变形。

表5 单位厚度UHMWPE层消耗子弹的动能大小

Table 5 The amount of kinetic energy consumed by a bullet per unit thickness of UHMWPE layer

thickness ratio of h_c/h_b	h_b / mm	$\psi / \text{J} \cdot \text{m}^{-1}$
0.34	17.9	13232
0.50	13.9	12879
0.80	10.0	13473
1.49	6.1	16559
4.75	2.1	33507

Note: ψ is kinetic energy consumed per unit thickness.

2.2 以背面变形为指标的厚度比设计

根据标准要求^[32],防护装备弹击中发生的背面最大变形不能超过25 mm。因此,在相同面密度下,只有当其背面最大变形低于25 mm时,对应的厚度比才

被视为安全区域,如图6白色区域所示。可以看到,随着陶瓷复合结构面密度的增加,理论结果表明安全设计的厚度比区域范围会增大。同时,相同面密度下厚度比增加陶瓷复合结构背面变形不断变大的趋势,要求减小陶瓷层厚度来提高复合结构的防弹性能。但是,这不意味着陶瓷层在防护过程中不起作用。研究表明,陶瓷层对子弹的钝化以及陶瓷锥的形成可以增大与UHMWPE层的接触面积,减轻接触区域的应力集中,从而避免发生剪切失效而被穿透^[15]。当陶瓷层厚度过小时,陶瓷层无法充分发挥作用,背板层的UHMWPE将发生剪切失效,此时不再满足模型假设。因此,以上分析只限于忽略背板层剪切失效的陶瓷复合结构。

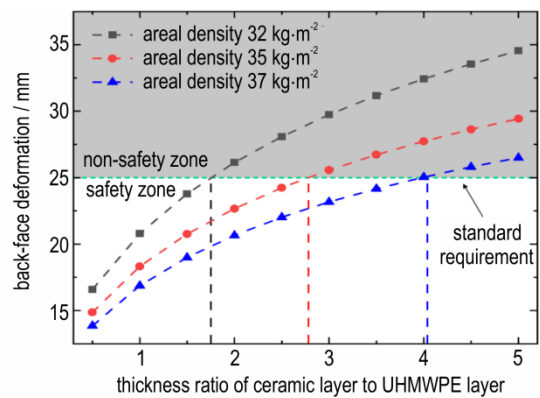


图6 陶瓷层与UHMWPE层厚度比对陶瓷复合结构背面变形影响

Fig.6 Effect of thickness ratio of ceramic layer to UHMWPE layer on backface deformation of ceramic composite structures

3 结论

本研究建立陶瓷-UHMWPE复合结构防弹性能理论模型,研究高速冲击下复合结构厚度对其弹道速度和背面变形的影响,主要结论如下:

(1)建立了陶瓷-UHMWPE复合结构背面变形理论模型,模型可以定量求解复合结构在高速冲击下的背面变形;

(2)发现相同面密度下陶瓷与UHMWPE层厚度比越大,弹击过程中单位厚度的UHMWPE层储存的能量越大,从而使背面变形越大;

(3)在背板层发生膜拉伸主导变形的情况下,陶瓷复合结构以背面变形为指标的设计要求相同面密度下选择更小的陶瓷层厚度。

参考文献:

- [1] DA LUZ F S, GARCIA FILHO F D C, OLIVEIRA M S, et al. Composites with natural fibers and conventional materials applied in a hard armor: A comparison[J]. *Polymers*, 2020, 12(9): 1920.
- [2] LEIGH PHOENIX S, PORWAL P K. A new membrane model for the ballistic impact response and V50 performance of multi-ply fibrous systems[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2003, 40(24): 6723–6765.
- [3] XU D, HUANG Z, CHEN G, et al. Experimental investigation on the ballistic performance of B₄C/Aramid/UHMWPE composite armors against API projectile under different temperatures[J]. *Thin-Walled Structures*, 2024, 196: 111553.
- [4] O'MASTA M, DESHPANDE V, WADLEY H. Mechanisms of projectile penetration in Dyneema® encapsulated aluminum structures [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 74: 16–35.
- [5] LANGSTON T. An analytical model for the ballistic performance of ultra-high molecular weight polyethylene composites [J]. *Composite Structures*, 2017, 179: 245–57.
- [6] HU P, YANG H, ZHANG P, et al. Experimental and numerical investigations into the ballistic performance of ultra-high molecular weight polyethylene fiber-reinforced laminates [J]. *Composite Structures*, 2022, 290: 115499.
- [7] MELISSA R. Effects of autoclaving on the ballistic performance of ultra high molecular weight polyethylene composites [D]. Worcester Polytechnic Institute, 2021.
- [8] RUYS A J. Alumina in lightweight body armor [M]. Alumina Ceramics: Biomedical and Clinical Applications. 2019: 321–68.
- [9] RAHBK D B, SIMONS J W, JOHNSEN B B, et al. Effect of composite covering on ballistic fracture damage development in ceramic plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 99: 58–68.
- [10] RAHBK D B, JOHNSEN B B. Fragmentation of an armour piercing projectile after impact on composite covered alumina tiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 133.
- [11] GUO G, ALAM S, PEEL L D. An investigation of the effect of a Kevlar-29 composite cover layer on the penetration behavior of a ceramic armor system against 7.62 mm APM2 projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 157.
- [12] REN W, GAO G, PIAO C, et al. Experimental study of ballistic performance for boron carbide ceramic composite targets [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(4).
- [13] HU D, ZHANG Y, SHEN Z, et al. Investigation on the ballistic behavior of mosaic SiC/UHMWPE composite armor systems [J]. *Ceramics International*, 2017, 43(13): 10368–10376.
- [14] NGUYEN L H, RYAN S, CIMPOERU S J, et al. The effect of target thickness on the ballistic performance of ultra high molecular weight polyethylene composite [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 75: 174–183.
- [15] LIN J, LI Y, LIU S, et al. Numerical investigation of the high-velocity impact performance of body armor panels [J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 189: 110909.
- [16] NIJ. Standard NIJ. 0101.04: Ballistic Resistance of Personal Body Armor[S]. Washington DC, USA, 2000.
- [17] ZHANG B, WANG Y, DU S, et al. Influence of backing plate support conditions on armor ceramic protection efficiency[J]. *Materials*, 2020, 13(15):3427.
- [18] ZHANG Y, CUI B, DONG H, et al. Analysis of the influence of different constraints on the ballistic performance of B₄C/C/UHMWPE composite armor[J]. *Ceramics International*, 2022, 48(18): 26758–26771.
- [19] TEPEDUZU B, KARAKUZU R. Ballistic performance of ceramic/composite structures [J]. *Ceramics International*, 2019, 45(2): 1651–1660.
- [20] GILSON L, RABET L, IMAD A, et al. Ballistic impact response of a fluid/structure coupling-based modification of human thorax modelling[J]. *Journal of the mechanical behavior of biomedical materials*, 2021, 119: 104493.
- [21] DE LANGE J, BURROWS L, BINETTE J-S, et al. Behind shield blunt trauma: Characterizing the back-face deformation of shields with a focus on upper limb loading [J]. *Annals of Biomedical Engineering*, 2023: 1–12.
- [22] GUO G, ALAM S, PEEL L D. An investigation of deformation and failure mechanisms of fiber-reinforced composites in layered composite armor [J]. *Composite Structures*, 2022, 281: 115125.
- [23] SHEN Z, HU D, YANG G, et al. Ballistic reliability study on SiC/UHMWPE composite armor against armor-piercing bullet [J]. *Composite Structures*, 2019, 213: 209–219.
- [24] ZHANG Y, DONG H, LIANG K, et al. Impact simulation and ballistic analysis of B₄C composite armour based on target plate tests[J]. *Ceramics International*, 2021, 47(7): 10035–10049.
- [25] YANG S, YAN Z, GAO Y, et al. Numerical and theoretical modeling of the elastic-plastic bulging deformation of UHMWPE composite laminate under high-speed impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 182: 104771.
- [26] REIJER P C D. Impact on ceramic faced armour, F, 1991[C].
- [27] TATE A. A theory for the deceleration of long rods after impact [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1967, 15(6): 387–399.
- [28] BENLOULO I C, SANCHEZ-GALVEZ V. A new analytical model to simulate impact onto ceramic/composite armors [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1998, 21(6): 461–471.
- [29] FLORENCE A L. Interaction of projectiles and composite armor. Part II [J]. *Report AMMRCCR-69-15Stanford Research Institute*, 1969.
- [30] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. Response of boron carbide subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [J]. *Journal of Applied Physics*, 1999, 85(12): 8060–8073.
- [31] SEAGRAVES A, RADOVITZKY R. Large-scale 3D modeling of projectile impact damage in brittle plates [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2015, 83: 48–71.
- [32] 许冬梅, 刘元坤, 艾青松, 等. 防弹衣中防凹陷材料的应用研究 [J]. *中国个体防护装备*, 2015, (05): 9–11.
- XU Dong-mei, LIU Yuan-kun, AI Qing-song, et al. Study on the application of anti-trauma material in body armor [J]. *China Personal Protective Equipment*, 2015, (05): 9–11.

Analysis of the Effect of Thickness Ratio on the Back-face Deformation of Ceramic-UHMWPE Composite Structures under High-speed Impact

ZHANG Yi-zhi, YANG Shang-lin, LIU Zhan-li

(School of Aerospace Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: The ceramic-UHMWPE composite structure has excellent ballistic performance, but its back-face deformation law under high-speed impact is still unclear. In this paper, a theoretical model is established to quantitatively describe the back-face deformation of ceramic-UHMWPE structures under high-speed impact, and the influence mechanism of the thickness ratio on the back-face deformation under the same areal density is analyzed. The results show that the larger the thickness ratio of ceramic to UHMWPE layer under the same impact velocity and areal density, the larger the energy stored in the UHMWPE layer per unit thickness, leading to the larger back-face deformation.

Key words: ceramic composite structure; ballistic performance; lightweight design; theoretical analysis; thickness parameters

CLC number: TJ5; TJ02; O34

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2024176

Grant support: National Key Research and Development Program of China (No. 2022YFC3320502)

(责编: 高毅)