

DOI: 10.11858/gywlxb.20261037

# 高速撞击下不同背板碳化硼陶瓷复合靶板的陶瓷锥形成机制\*

王新德<sup>1,2</sup>, 李明树<sup>1,2</sup>, 王仁杰<sup>1,2</sup>, 王永刚<sup>1,2</sup>, 蒋招绣<sup>1,2\*</sup>

(1. 宁波大学机械工程与力学学院, 浙江 宁波 315211;

2. 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:** 陶瓷锥是轻型陶瓷复合装甲实现抗弹侵彻能量耗散的关键物理机制, 但现有研究多集中于实验观察到的外锥演化规律, 而对内锥等多裂纹扩展行为及背板影响的认识不足。为此, 针对碳化硼陶瓷复合装甲, 选取 6061 铝合金、7075 铝合金、T300 碳纤维板及超高分子聚乙烯板 (UHMWPE) 4 种典型背板材料, 采用一级轻气炮弹道冲击实验与 LS-DYNA 数值模拟相结合的方法, 系统研究背板屈服强度、刚度及波阻抗对陶瓷锥形态及演化的影响规律。结果表明: 陶瓷锥对背板的载荷传递并非仅依赖单一外锥, 而是通过外锥与内锥等多条裂纹的共同作用实现; 背板的屈服强度对主要锥形的裂纹扩展无明显影响; 在刚度方面, 外锥角随弹性模量的增加而线性减小, 内锥角则呈指数增大; 波阻抗通过调控应力波反射/透射改变陶瓷内部应力场变化, 致使内锥角随着波阻抗的增加呈线性增加, 外锥角则随之呈指数减小。

**关键词:** 陶瓷锥; 碳化硼; 陶瓷复合装甲; 高速撞击

**中图分类号:** O385; O521.9

**文献标识码:** A

现代高技术战争对武器装备防护性能与机动能力的双重严苛要求, 使得传统均质金属装甲因密度过高而严重制约作战平台效能的问题日益凸显<sup>[1-3]</sup>。轻型陶瓷复合装甲通过高硬度陶瓷面板的破碎钝化效应与高韧性纤维增强背板的拉伸吸能机制协同耗散弹丸动能, 成为实现高效轻量化防护的主流方案<sup>[4,5]</sup>。在该陶瓷复合装甲体系中, 陶瓷层形成的“陶瓷锥”, 是实现弹体的钝化、侵蚀、破碎与能量耗散的关键物理机制<sup>[6,7]</sup>, 其形态与演化受材料属性、载荷条件、结构参数以及界面与边界条件等多因素耦合影响<sup>[8-11]</sup>。其中, 背板作为陶瓷层的直接支撑, 其力学特性与界面性质直接影响应力波传播及约束状态, 显著影响背板处的反射、透射及能量传递<sup>[12]</sup>。

当前研究已证实, 背板的阻抗匹配特性、刚度及韧性通过影响应力波的传播路径与陶瓷层的约束状态, 对陶瓷锥形态产生显著调控作用<sup>[13-14]</sup>。例如, 高光发等<sup>[15-17]</sup>发现添加高抗弯强度的碳纤维作为中间过渡层可改善复合装甲的刚度梯度, 延长陶瓷锥体形成后与面板脱离的时间, 从而抑制拉伸波造成的断裂。除背板材料本身的力学特性外, 结构参数的优化匹配同样是影响陶瓷锥行为的关键, 例如, 陶瓷层与背板的厚度配比能直接影响能量吸收效率, 但过厚的陶瓷层反而会阻碍能量向背板传递<sup>[18]</sup>。由此可见, 背板的动态力学特性(阻抗、刚度等)通过调控应力波传播与界面约束条件, 深刻影响着碳化硼陶瓷锥的形态演化与能量耗散效率。然而, 当前的研究多数关注外锥的演化

\*收稿日期: 2026-03-05; 修回日期: 2026-05-14

基金项目: 国家自然科学基金(12102213, U2530210)

作者简介: 王新德(2005-), 男, 本科, 主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail: wangxinhao1999@foxmail.com

通讯作者: 蒋招绣(1986-), 男, 博士, 副研究员, 主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail:

jiangzhaoxiu@nbu.edu.cn

规律以及背板材料对侵彻过程的影响，对于陶瓷内部其他裂纹扩展行为以及不同背板材料如何影响陶瓷内锥的几何形态或裂纹扩展路径，尚缺乏深入的机理性认识。

本文以碳化硼陶瓷研究对象，选取 6061 铝合金、7075 铝合金、T300 碳纤维板及超高分子聚乙烯 (UHMWPE) 纤维板四种不同屈服强度、刚度与波阻抗为代表的典型背板材料，通过弹道冲击实验与数值模拟相结合的方法，系统研究不同背板条件下陶瓷锥的形成机制。实验采用一级轻气炮驱动 10.8mm 高强钢平头弹对陶瓷复合靶板进行撞击实验，结合三维扫描技术定量表征陶瓷锥的几何形态，同时结合数值模拟分析研究不同背板条件对碳化硼陶瓷锥形成的影响。

## 1 弹道冲击试验

### 1.1 实验方法

图 1 为测试中使用的碳化硼陶瓷复合装甲结构，靶板尺寸为 200 mm × 200 mm，其构型为 12 mm 厚的碳化硼 (B<sub>4</sub>C) 陶瓷与 4 种不同材料 5 mm 厚度背板 (6061 铝合金、7075 铝合金、T300 碳纤维板 (CF-T300) 和超高分子聚乙烯) 结合。鉴于陶瓷材料的脆性，在运输过程中与尖锐物体的碰撞可能导致陶瓷砖产生裂纹。为减少此类损伤并保护靶板，靶板表面整体封装了一层树脂固化的织物材料 (单层 UHMWPE 防撕裂层，厚度约 0.05 mm)，为对比实验结果，实验中采用相同冲击速度进行加载，靶板具体构型及实验条件详见表 1。表 1 中 Target Materials 为靶板材料，

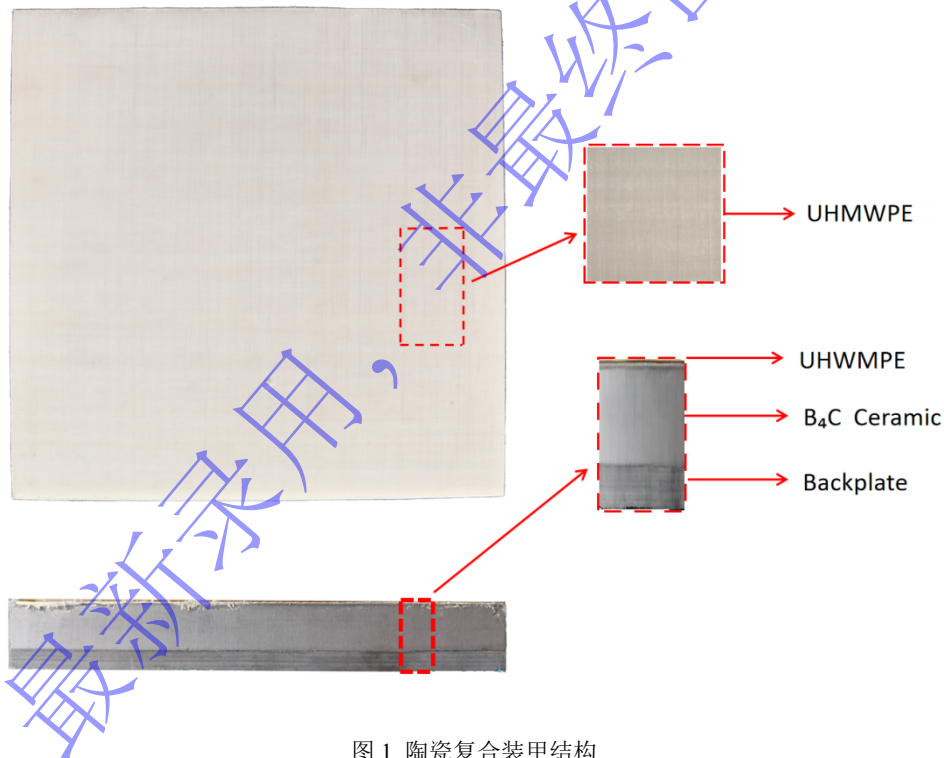


图 1 陶瓷复合装甲结构

Fig.1 Components of ceramic composite armor

表 1 靶板结构与实验加载条件

Table 1 Target plate structure and experimental loading conditions

NO.	Target Materials	Layer thickness (mm)	Actual impact velocity (m/s)
1#	B <sub>4</sub> C/6061Al	B <sub>4</sub> C *12/6061Al *5	245.1
2#	B <sub>4</sub> C/7075Al	B <sub>4</sub> C *12/7075Al *5	249.6
3#	B <sub>4</sub> C/CF-T300	B <sub>4</sub> C *12/ CF-T300 *5	247.8

为实现钢弹对陶瓷复合靶板的高速侵彻，实验采用一级轻气炮作为加载装置，如图 2 所示。由于钢弹尺寸为  $\varnothing 10.8 \text{ mm} \times 52 \text{ mm}$ ，远小于炮管口径，无法直接装填，因此需设计专用弹托进行承载加速。弹托材料选用聚醚醚酮（PEEK），为防止弹体在高压气体驱动下从弹托底部逆向穿出，在弹体底部增设钛合金底座以提供额外支撑，确保弹体在加速过程中保持姿态稳定并顺利通过炮管，组装后的弹体如图 2 中所示。实验时，承载弹体的弹托在高压气体推动下沿发射管加速。当弹体经过磁测速系统时，系统实时记录其出射速度。随后，弹体穿过滤弹孔，而弹托被阻挡于靶架之外，确保仅有弹体进入靶室并与靶板发生撞击。靶架内部铺设硅胶垫与木块，用于回收弹体及陶瓷碎块，同时有效避免碎块飞溅造成二次损伤。

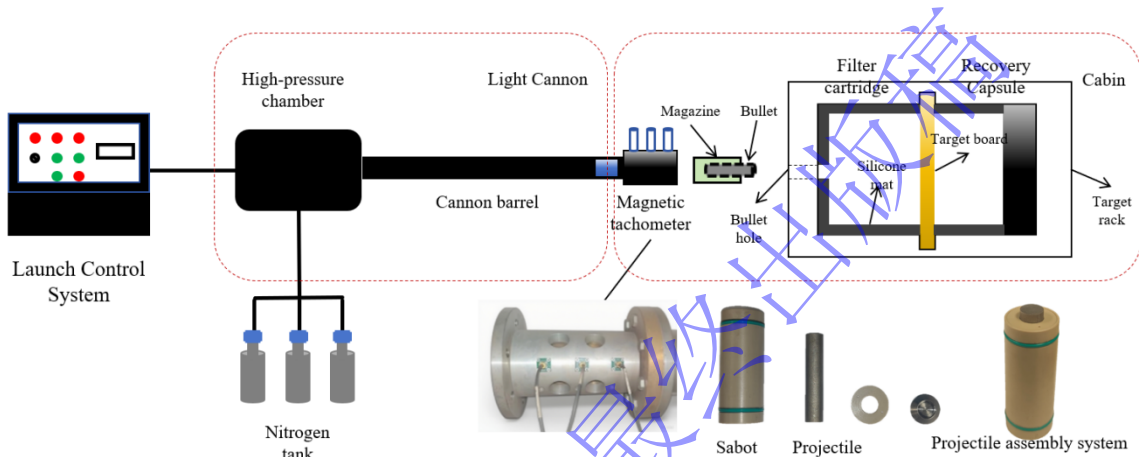


图 2 弹靶侵彻实验装置示意图

Fig.2 Schematic diagram of the projectile-target penetration test setup

## 1.2 实验结果

回收的陶瓷靶体、背板与剩余弹体的照片如图 3 所示，在约 250m/s 速度撞击下，4 中不同背板材料的陶瓷复合装甲均为被弹体穿透，且产生的锥形形貌存在明显的不同。为量化表征背板条件对陶瓷锥角大小的影响，采用具有高空间分辨率手持式三维激光扫描仪（型号 HSCAN701）进行表征，通过配套软件 Geomagic Design X 软件进行分析处理。其中陶瓷锥角的统计按米字形进行采样（采样数据共 16 组）统计，如图 4(a) 最终以锥角平均值获得最终底锥锥角<sup>[7]</sup>的大小。

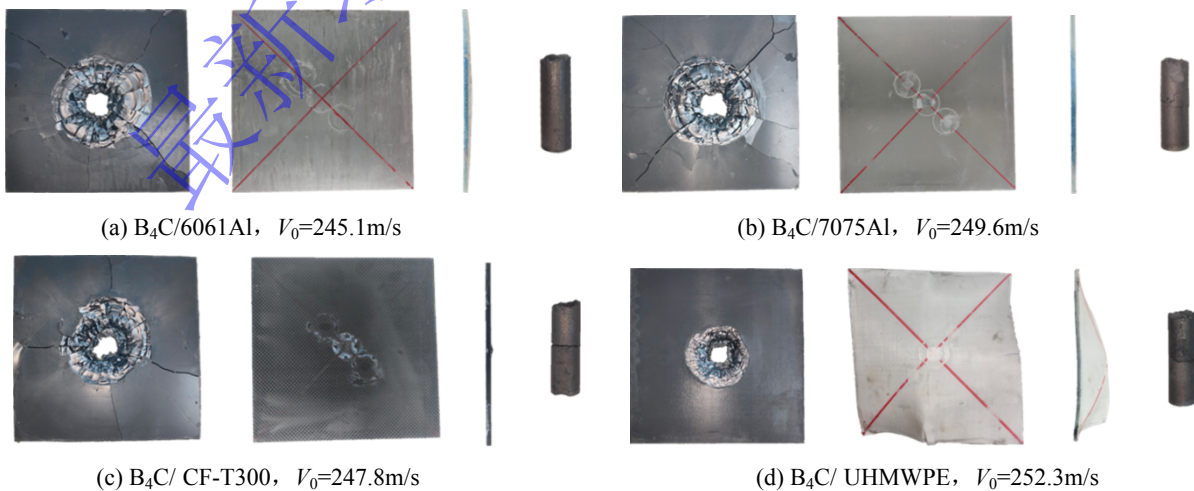


图 3 回收靶板与剩余弹体的照片

Fig.3 Photographs of the recovered target plate and residual projectile

图 4(b-e)为四个不同背板下碳化硼陶瓷靶体的三维锥体断裂面重构与二维与切面轮廓图片。图中显示，不同背板材料碳化硼陶瓷复合靶板在 250m/s 冲击速度下，均展现出相对完整的几何形状和清晰的断裂边界，形成的陶瓷锥轮廓均较为陡峭，且存在一定的不均匀性，但不同背板材料的锥体呈现出明显不同的形态特征。依据 Geomagic Design X 软件，获得了锥体的几何参数，包括锥角、体积、与锥底直径，统计的结果如表 2 所示。

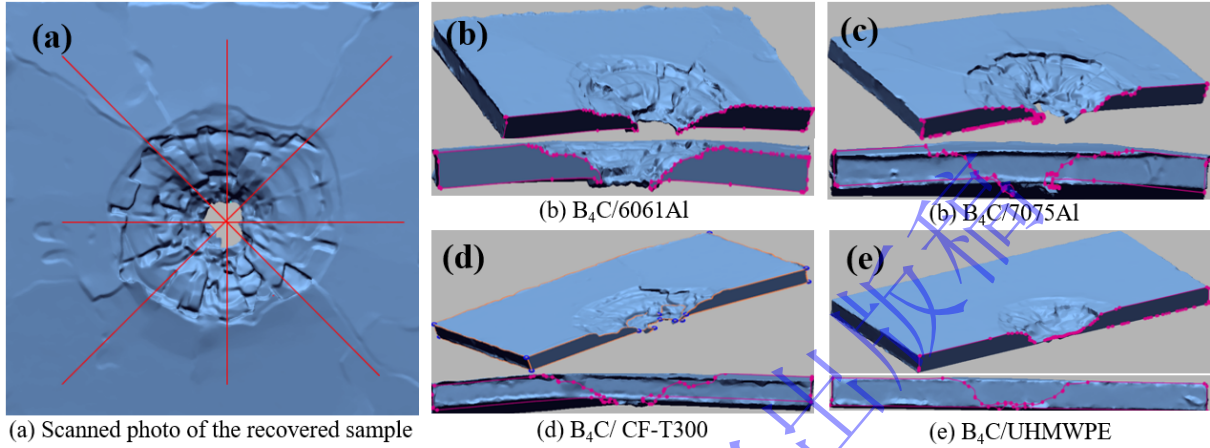


图 4 不同背板条件碳化硼陶瓷复合靶板三维锥体重构断裂面

Fig.4 Fracture surfaces of 3D reconstructed cones of boron carbide ceramic composite target plates under different backplate conditions

表 2 不同背板陶瓷靶体失效特征

Table 2 Failure characteristics of ceramic targets with different backplates

Target Materials	Impact velocity (m/s)	Sample mean of fracture cone angle $\beta_1$ ( $^\circ$ )	Measurement uncertainty max $\{\beta_a - \beta_b\}$ ( $^\circ$ )	Cone volume ( $\text{mm}^3$ )	Cone diameter $d$ (mm)
B <sub>4</sub> C/6061Al	245.1	76.7	1.3	55942.11	95.10
B <sub>4</sub> C/7075Al	249.6	83.8	2.1	41108.19	86.88
B <sub>4</sub> C/CF-T300	247.8	73.8	2.4	37152.59	74.50
B <sub>4</sub> C/UHMWPE	252.3	85.1	1.9	21263.85	64.46

表 2 对比了四种不同背板材料（6061Al、7075Al、CF-T300 和 UHMWPE）对碳化硼陶瓷复合靶板抗冲击性能的影响。依据表中数据可知，在冲击速度相近的条件下，背板材料的差异不仅影响了陶瓷锥体的损伤范围，也改变了锥体的几何形态。从锥体体积和锥底直径来看，采用金属背板（6061Al 和 7075Al）的靶板显著大于采用复合材料背板的靶板。其中，B<sub>4</sub>C/6061Al 组合的锥体体积最大（55942.11 mm<sup>3</sup>），锥底直径达 95.10 mm，表明其损伤区域更为扩散，能量吸收可能更多地通过陶瓷的体积破碎来实现。相比之下，B<sub>4</sub>C/CF-T300 和 B<sub>4</sub>C/UHMWPE 组合的锥体体积和直径显著减小，表明 UHMWPE 背板的低阻抗和高变形能力有效限制了陶瓷锥体的横向扩展，将损伤集中在更小的区域内。从陶瓷锥角来看，不同背板材料的影响有所不同。总之，背板材料不仅决定了陶瓷锥的损伤范围，还影响了锥体的几何形态，这为后续分析背板对靶板抗侵彻机理的影响以及数值模拟的可靠度提供了重要的几何特征依据。

## 2 数值模拟

### 2.1 模型构建

为模拟不同背板条件下碳化硼陶瓷复合靶板的抗冲击行为，基于非线性显式动力学有限元软件 LS-DYNA 建立了二维轴对称有限元模型。构建的模型中，如图 5 所示，靶板由表面层 0.05mm 单层结构 PE，12mm 厚度陶瓷层和 5mm 厚度背板层组成，陶瓷层为 B<sub>4</sub>C 材料，背板分别设置为 6061Al、7075Al、CF-T300 和 UHMWPE 四种材料，模型在厚度上的尺寸与实验中一致。陶瓷层与背板之间采用面面接触算法，弹体建模按实验中尺寸 1 比 1 构建。弹靶直接的接触为侵蚀面-面接触。为准确捕捉陶瓷锥形裂纹的萌生与扩展，最小单元尺寸控制在 0.1 mm 左右，网格总数量 182492 个。边界条件方面，靶板右侧（对应靶板外缘）施加无反射边界，对称轴（左侧）则设置轴对称约束，子弹冲击初始速度设为 250 m/s。

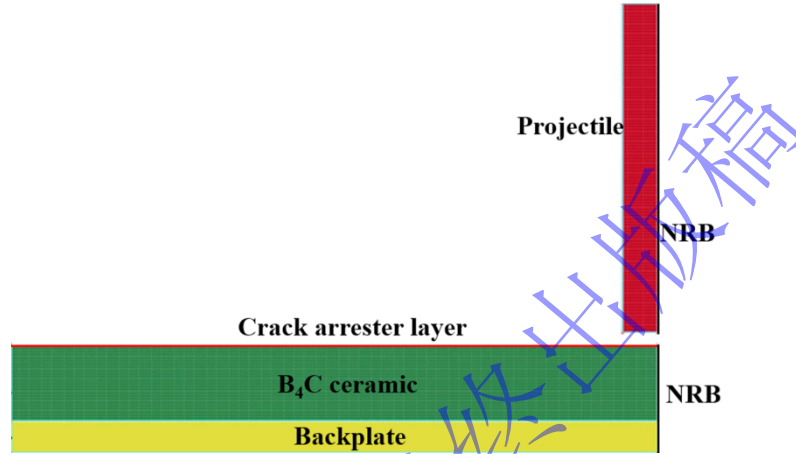


图 5 弹道冲击模拟的数值模型

Fig.5 Schematic diagram of the ballistic impact simulation model

依据弹体撞击陶瓷靶体的实验结果，弹体选用的超高强钢材料为脆性材料，是一种率不敏感拉压不对称的材料，在拉伸载荷呈脆性破坏的特征<sup>[20]</sup>，因此，该材料本构模型的构建主要考虑硬化行为，忽略应变率效应与温度软化效应，即采用随动硬化模型对该材料进行描述<sup>[19]</sup>：

$$\sigma = A + B\varepsilon^n \quad (1)$$

失效模型则同时考虑应力三轴度  $\eta$  与 Lode 角参数  $\xi$  的断裂损伤模型<sup>[19]</sup>：

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

其中  $C_1$ 、 $C_2$  为 Lode 角参数与应力三轴度相关的材料常数， $\varepsilon_f$  是断裂时的等效塑性应变，具体本构模型参数详见表 3 所示。

表 3 弹体材料模型参数<sup>[19]</sup>

Table 3 Projectile material model parameters

Materials	$\rho / (\text{g} \cdot \text{cm}^3)$	$E(\text{GPa})$	$\nu$	$A(\text{MPa})$	$B(\text{MPa})$	$n$	$C_1$	$C_2$
CDX2steel	7.850	252.3	0.295	3544	5606	0.85	0.012	0.086

6061 和 7075 铝合金背板材料模型均采用 Johnson-Cook 本构与失效模型来描述，本构模型：

$$\sigma = (A + B\varepsilon_p^n) \left( 1 + C \ln \dot{\varepsilon}_p^* \right) \left( 1 - T^* \right) \quad (3)$$

式中， $\dot{\varepsilon}_p^* = \dot{\varepsilon}_p / \dot{\varepsilon}_r$ ，为归一化塑性应变率， $T^* = (T - T_r) / (T_m - T_r)$  为归一化温度， $A$  为屈服强度参数， $B$  为模型参数， $n$  为硬化指数， $C$  为应变率敏感参数， $m$  为温度软化参数， $\sigma$  为等效流动

应力,  $\varepsilon_p^n$  为等效塑性应变,  $\dot{\varepsilon}_p^n$  为等效塑性应变率,  $\dot{\varepsilon}_p^*$  为参考应变率,  $T^*$  为无量纲温度,  $T$ 、 $T_r$ 、 $T_m$  分别为室温度、参考温度和熔点温度。Johnson-Cook 失效模型:

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)] (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_p^*) (1 + D_5 T^*) \quad (4)$$

式中,  $\varepsilon_f$  为断裂应变,  $D_1$ 、 $D_2$ 、 $D_3$ 、 $D_4$ 、 $D_5$  均为模型参数。此外, 状态方程则采用 Grüneisen 状态方程, 6061 铝合金和 7075 铝合金采用的状态方程与材料本构参数如表 4 所示。

表 4 金属背板材料模型参数<sup>[20][21]</sup>

Table 4 Metal backplate material model parameters								
Materials	$\rho / (\text{g} \cdot \text{cm}^3)$	$G / \text{GPa}$	$A / \text{MPa}$	$B / \text{MPa}$	$C$	$M$	$N$	$T_r (\text{K})$
6061 Al	2.704	26.69	256	113.8	0.002	1.35	0.42	877.6
7075 Al	2.81	27	568	327	0.014	1.015	0.378	893
Materials	$T_m (\text{K})$	$D_1$	$D_2$	$D_3$	$D_4$	$D_5$	$C (\text{m/s})$	$S_1$
6061 Al	293	-0.77	1.45	-0.47	0	1.6	5240	1.4
7075 Al	293	0.059	0.246	0	0	0	5190	1.33

碳纤维层合板均满足正交各向异性本构关系, 当受到钢弹撞击时, 层合板内的纤维的损伤模式主要为纤维的拉伸断裂、分层、基体的压溃以及纤维束之间的劈裂。损伤准则采用基于应力描述的 Hashin 损伤准则<sup>[22]</sup>, 以此作为纤维层合板内部损伤的判断依据, 具体表达形式如下。

$$\left( \frac{\sigma_{11}}{X_T} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{XY}} \right)^2 \geq 1 \quad (\sigma_{11} > 0, \text{Fiber breakage}) \quad (5)$$

$$\sigma_{11} = -X_c \quad (\sigma_{11} \leq 0, \text{Fiber compression}) \quad (6)$$

$$\left( \frac{\sigma_{22}}{X_T} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{XY}} \right)^2 = 1 \quad (\sigma_{22} > 0, \text{Matrix crack}) \quad (7)$$

$$\frac{\sigma_{22}}{Y_C} \left[ \left( \frac{Y_C}{2S_{YZ}} \right)^2 - 1 \right] + \left( \frac{\sigma_{22}}{2S_{YZ}} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{XY}} \right)^2 \geq 1 \quad (\sigma_{22} \leq 0, \text{Matrix extrusion}) \quad (8)$$

式中,  $\sigma_{11}$ 、 $\sigma_{22}$  和  $\tau_{12}$  分别为钢球撞击层合板时层合板受到的纵向正应力、横向正应力以及剪切应力;  $X_T$ 、 $X_C$ 、 $Y_T$ 、 $Y_C$  分别为纵向抗拉强度、纵向抗压强度、横向抗拉强度以及横向抗压强度;  $S_{XY}$ 、 $S_{YZ}$  分别为层合板的面内剪切强度和单层板沿垂直纤维方向的最大剪应力值 T300 碳纤维板的材料参数如表 5 所示。UHMWPE 纤维层合板选用经典层合理论与 Chang-Chang 失效准则, 具体模型可详见文献<sup>[23]</sup>。相关参数如表 6 所示。表 6 中  $S_N$  和  $S_C$  分别为法向拉伸强度与压缩强度,  $S_{23}$  和  $S_{12}$  分别均为横向剪切强度,  $X_c$  和  $X_t$  分别是纤维抗压和抗拉强度,  $Y_c$  和  $Y_t$  分别是基体抗压和抗拉强度,  $S_c$  是剪切强度。

表 5 T300 碳纤维板材料模型参数<sup>[24]</sup>

Tab. 5 T300 Carbon Fiber Board Material Model Parameters								
$E_1 / \text{GPa}$	$E_2 / \text{GPa}$	$E_3 / \text{GPa}$	$G_{12} / \text{GPa}$	$G_{13} / \text{GPa}$	$G_{23} / \text{GPa}$	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$
140	9.0	9.0	4.6	4.6	3.082	0.32	0.28	0.21
$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$X_T / \text{MPa}$	$X_C / \text{MPa}$	$Y_T / \text{MPa}$	$Y_C / \text{MPa}$	$S_{XY} / \text{MPa}$	$S_{XZ} / \text{MPa}$	$S_{YZ} / \text{MPa}$	
1750	1760	1100	51	130	70	60	60	

表 6 UHMWPE 纤维板材料模型参数<sup>[25]</sup>

Tab. 6 UHMWPE fiber Board Material Model Parameters

$E_1/GPa$	$E_2/GPa$	$E_3/GPa$	$G_{12}/GPa$	$G_{13}/GPa$	$G_{23}/GPa$	$\nu_{12}$	$\nu_{13}$	$\nu_{23}$
40.6	40.6	2.6	174	548	548	0.008	0.044	0.044
$S_N/MPa$	$S_C/GPa$	$X_T/MPa$	$Y_T/GPa$	$Y_C/GPa$	$S_{23}/MPa$	$S_{13}/MPa$	$\rho/(kg \cdot m^{-3})$	
900	0.5	3.6	3.6	3.0	900	900	1006	

陶瓷材料采用 JH-2 材料本构方程，该方程主要描述了材料的强度、压力和损伤之间的关系。通常情况下，陶瓷材料在打到破坏强度之前可以被视为弹性材料，而当陶瓷材料发生破坏时，其可以被视为强度随损伤累积变化的完整材料。陶瓷材料的强度包括无损伤材料的强度和完全损伤材料的强度这两种，根据损伤的变化可以将含损伤陶瓷材料的等效应力表示为：

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \quad (9)$$

式中： $\sigma$ 为归一化的无损伤材料的等效强度； $\sigma_f^*$ 为归一化的完全损伤材料的等效强度； $D$ 为损伤量（ $0 \leq D \leq 1$ ）。

归一化的无损伤材料（ $D=0$ ）的等效强度可表示为：

$$\sigma_i^* = A(P^* + t^*)^N(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (10)$$

归一化的完全损伤材料（ $D=1$ ）的等效强度可表示为：

$$\sigma_f^* = B(P^*)^M(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (11)$$

材料损伤因子表示为：

$$D = \sum \Delta \epsilon_p^f / \epsilon_p^f \quad (12)$$

其中

$$\epsilon_p^f = D_1(P^* + t^*)^{D_2} \quad (13)$$

式中： $A$ 、 $B$ 、 $C$ 、 $M$ 、 $N$ 为待定的材料常数； $P^*$ 和 $t^*$ 分别为归一化的静水压力和最大拉伸静水压力， $P^* = P/P_{HEL}$ ， $t^* = t_{max}/P_{HEL}$ ，其中 $t_{max}$ 为最大拉伸静水压力， $P_{HEL}$ 为 Mises 准则中由 Hugoniot 弹性极限（Hugoniot Elastic Limit, HEL） $\sigma_{HEL}$ 得到的静水压力， $\Delta \epsilon_p^f$ 为在静水压  $P$  下的损伤塑性应变，且  $P = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3$ ，其中 $K_1$ 为体积模量， $K_2$ 、 $K_3$ 为拟合模量参数， $\mu$ 为体应变。本文碳化硼陶瓷采用的材料模型参数如表 7 所示，其中 $\beta$ 为弹性能量损失转化为静水压能的比例。

表 7 碳化硼材料模型参数<sup>[26]</sup>

Tab.7 Model parameters of boron carbide material

$\rho / (kg \cdot m^{-3})$	G/GPa	A	B	C	M	N	$\dot{\epsilon}_0/s^{-1}$	$t_{max}/GPa$
2510	462	0.927	0.7	0.005	0.85	0.67	1	0.26
$\sigma_{HEL}/GPa$	$P_{HEL}/GPa$	$\beta$	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$D_1$	$D_2$	$F_S$
15.44	8.71	1	233	-593	2800	0.001	0.5	0.8

## 2.2 模拟验证

为验证数值模拟方法的可靠性，将仿真计算结果与弹道冲击实验所获得的陶瓷复合靶板损伤形貌及关键几何参数进行对比分析。图 6 展示了四种不同背板条件下，实验回收的陶瓷面板剖面与模拟所得损伤轮廓以及背板的对比图。从图中可以直观看出，模拟结果较好地再现了陶瓷锥的主体形态，包括主裂纹的扩展路径、陶瓷锥的边界轮廓以及粉碎区的分布范围。两者在宏观损伤模式上表现出高度一致性，验证了有限元模型在捕捉陶瓷动态断裂与锥形损伤演化方面的有效性。同时，对回收弹体的残余长度进行测量并与模拟结果对比，模拟得到的弹体侵蚀形态与实验观测吻合良好。

为进一步定量评估模拟精度，选取了三个关键几何特征参数进行对比，包括弹体残余长度、陶

瓷锥角以及陶瓷锥底直径, 对比结果如表 8 所示。从统计误差来看, 子弹残余长度的模拟误差均在 10% 以内, 整体较为稳定。值得注意的是, 针对陶瓷方面的损伤破坏行为方面包括锥底直径的模拟, 6061 铝合金背板以及 UHMWPE 背板, 两者的误差较大, 这可能受两种背板材料大变形迭代计算误差累计所影响<sup>[27]</sup>。总体而言, 数值模拟结果与实验数据在趋势上保持一致, 且定量误差较小, 表明本文所建立的有限元模型及材料参数能够较为准确地描述钢弹高速侵彻陶瓷复合靶板的动态响应过程, 可用于后续的机理分析与参数讨论。

表 8 实验结果与模拟结果对比  
Tab. 8 Comparison of experimental and simulated results

Blackplate Materials	Residual length of projectile(mm)			Ceramic cone angle (°)			Diameter of cone base (mm)		
	Experimental	Simulated	Error	Experimental	Simulated	Error	Experimental	Simulated	Error
6061Al	34.3	36.8	7.3%	76.7	80.1	4.4%	95.1	81.6	14.1%
7075Al	31.6	33.2	5.1%	83.8	76.1	9.2%	86.9	77.2	11.1%
CF-T300	32.7	34.8	6.4%	73.8	68.5	7.2%	74.5	70.2	5.8%
UHMWPE	38.4	41.2	7.3%	85.1	84.5	0.7%	68.5	59.1	13.7%

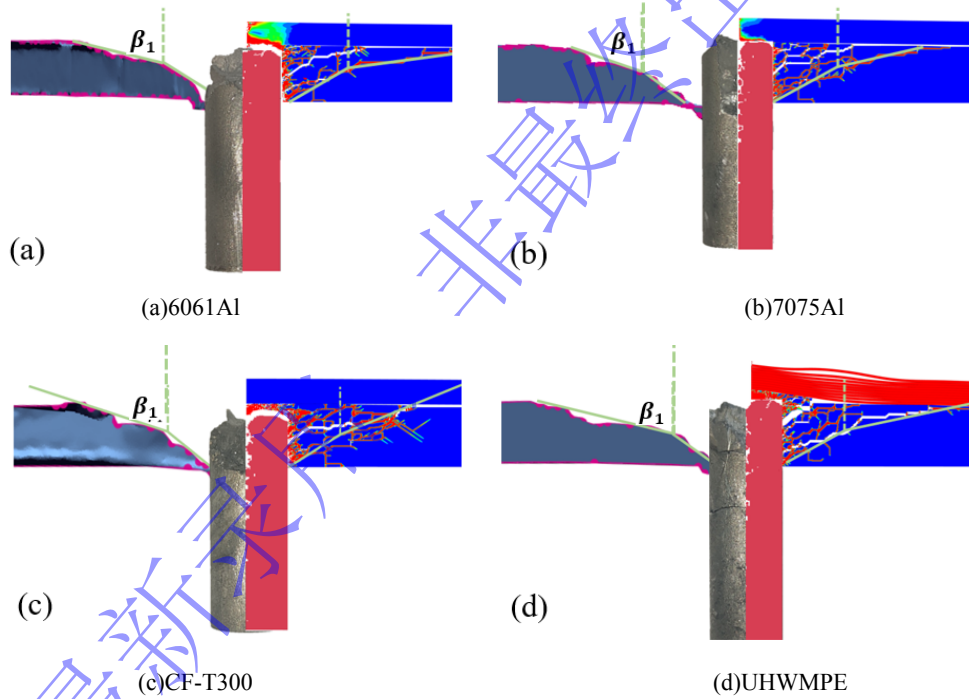


图 6 模拟与实验结果对比

Fig.6 Comparison of simulated and experimental results

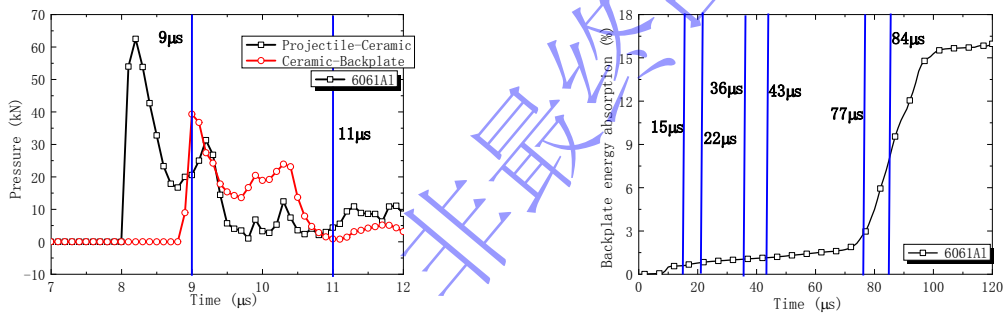
## 2.3 模拟结果与讨论

### 2.3.1 锥形裂纹扩展行为

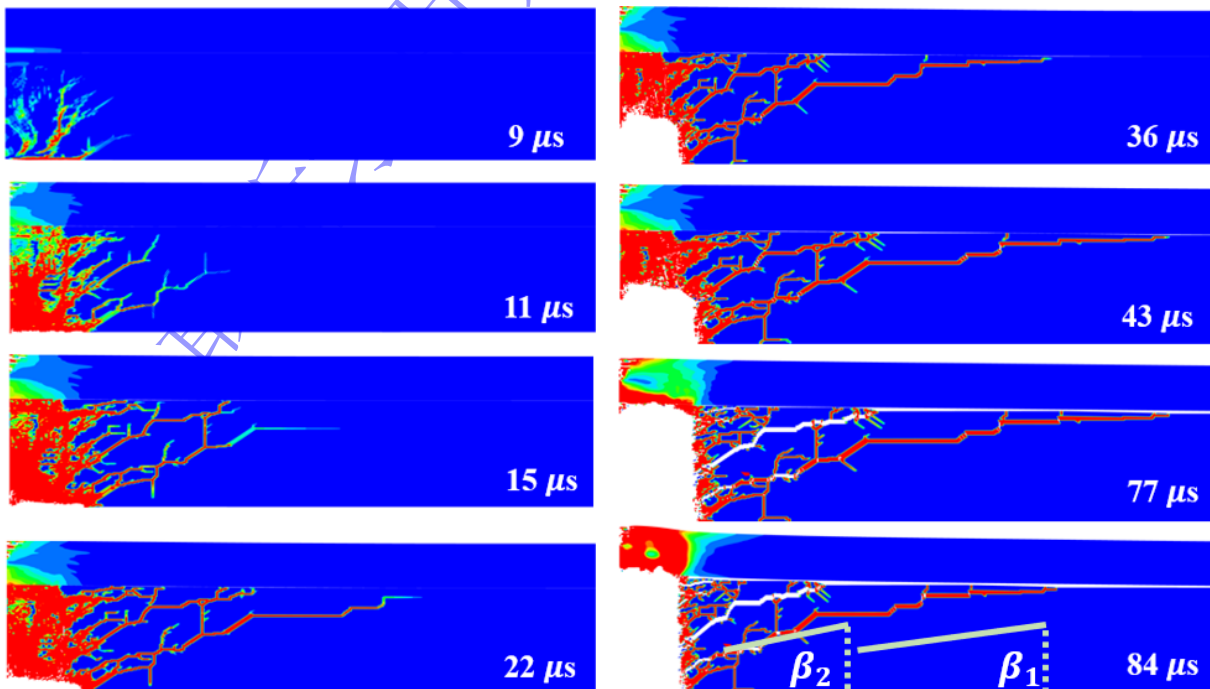
陶瓷锥作为弹体侵彻过程中陶瓷面板内部形成的锥形破碎区, 在成形后充当了载荷传递与能量分配的中间载体, 其锥顶承接弹体冲击, 锥底则通过界面将压力传递至背板, 迫使背板发生变形或破坏等响应。为研究弹靶相互作用过程裂纹扩展行为与陶瓷锥体对背板载荷传递作用, 首先以 6061 铝合金为背板的碳化硼陶瓷复合靶板数值模拟结果为例。图 7 系统展示了以 6061 铝合金为背板的碳化硼陶瓷复合靶板在弹道冲击下的动态响应, 包含三个关键子图: (a)弹体-陶瓷界面与陶瓷-背板界面的压力演化曲线、(b)背板能量吸收百分比随时间变化曲线, 以及(c)不同时刻陶瓷材料内部损伤状态的可视化图像。基于提供的数值模拟数据与陶瓷锥演化机制的分析, 6061 铝合金背板

的碳化硼陶瓷复合靶板在冲击响应过程中呈现显著的阶段性特征，且陶瓷锥对背板的载荷传递作用由多条裂纹共同主导。

如图 7 所示，冲击前期 (0 - 15  $\mu\text{s}$ ) 受卸载波影响，陶瓷内部形成层裂裂纹与初始锥形裂纹，背板吸能效率较低；其中，在 9  $\mu\text{s}$  时刻，子弹陶瓷接触压力达到峰值，标志着子弹开始侵蚀靶板并推动陶瓷锥的形成；随后在 11  $\mu\text{s}$  时，背板附近陶瓷发生层裂，导致陶瓷/背板接触力瞬时卸载，但背板吸能效率处于恒定的增长阶段。随着时间推移，锥形裂纹向背板持续扩展，在 36  $\mu\text{s}$  时外锥裂纹 (锥角为  $\beta_1$ ) 抵达背板表面，此时子弹侵蚀进入第二条锥形裂纹 (锥角为  $\beta_2$ ) 区域，背板吸能效率进入仍处于恒定增长阶段。此后，外锥 (实验中获得的陶瓷锥) 裂纹张开位移接近于停滞状态，而在 77  $\mu\text{s}$  时则明显观察内锥 (第二条锥形裂纹) 裂纹显著的张开，之后弹体与背板直接接触，背板进入快速变形的阶段，陶瓷内部损伤演化不在发生明显的变化。由此可知，陶瓷锥对背板的载荷传递并非仅依赖单一外锥，而是通过外锥与内锥等多条裂纹的协同作用实现：即外锥初期承担载荷扩散功能，将点接触转化为环向分布载荷，降低背板局部应力峰值；内锥后期通过自身张开位移持续传递压力，迫使背板发生塑性变形并延长吸能时间。因此，陶瓷锥作为动态演化的中间载体，通过裂纹网络逐步将冲击载荷分散至背板，既避免了背板早期局部失效，又为后续塑性吸能创造了条件。



(a) Contact pressure histories: projectile/target and ceramic target/back plate (b) Time history of backplate energy absorption



(c) Damage evolution history of the ceramic target

图7 6061 铝合金/碳化硼陶瓷复合靶板冲击响应

Fig.7 Impact response of a boron carbide ceramic composite target with a 6061 aluminum alloy backplate

### 2.3.2 背板条件的影响

在陶瓷复合靶板的抗侵彻过程中，背板不仅起结构支撑作用，更是影响陶瓷锥生成与演化的关键因素。背板通过其力学属性（强度、刚度、波阻抗）直接控制应力波在陶瓷/背板界面的传播与反射，同时通过自身的变形与失效模式改变陶瓷底部的边界条件，从而决定锥形裂纹的起裂位置、扩展路径以及最终形态。下面将从屈服强度、刚度和波阻抗三个维度，结合实验数据与图片中的模拟结果展开分析。

图8对比了6061和7075两种铝合金背板对碳化硼陶瓷复合靶板破坏行为的影响。两者的弹性模量与波阻抗基本相同，但7075铝合金屈服强度（568 MPa）高于6061铝合金（256 MPa），图8中显示，不论在初始时刻还是在弹体与背板接触时刻，陶瓷锥的内外锥角大小基本一致，正如11微秒时刻裂纹扩展行为。这表明陶瓷锥体的形成与背板屈服强度无直接关联。然而，背板的抗塑性变形能力直接决定了对陶瓷层的支撑效果，对于6061铝合金，其屈服强度较低，在冲击下易发生局部塑性变形，这不仅吸收了部分侵彻能量，更削弱了对陶瓷锥底部的刚性支撑，导致锥形裂纹因支撑不足而提前“塌陷”。相比之下，高屈服强度的7075背板在锥形裂纹形成前能提供更强的刚性支撑，迫使弹体动能更集中地作用于陶瓷板，加剧了陶瓷的碎裂程度，正如图8中77微秒时刻，在内外锥区间7075铝合金裂纹密集程度明显高于6061铝合金材料。因此，尽管两种铝合金背板内外锥角的大小较为接近，但7075铝合金陶瓷内部损伤程度明显更为剧烈。这一现象在能量分配方面有着明显的体现，7075因变形小缩短了弹靶接触时间，导致背板吸收能量占比较低，即弹体总动能则更多转化为陶瓷碎块的飞溅动能与陶瓷内部的断裂能，使得7075背板吸能明显低于6061，正如图9拓展计算结果所示，铝合金背板吸能占比随着屈服强度的增加呈线性递减的趋势。

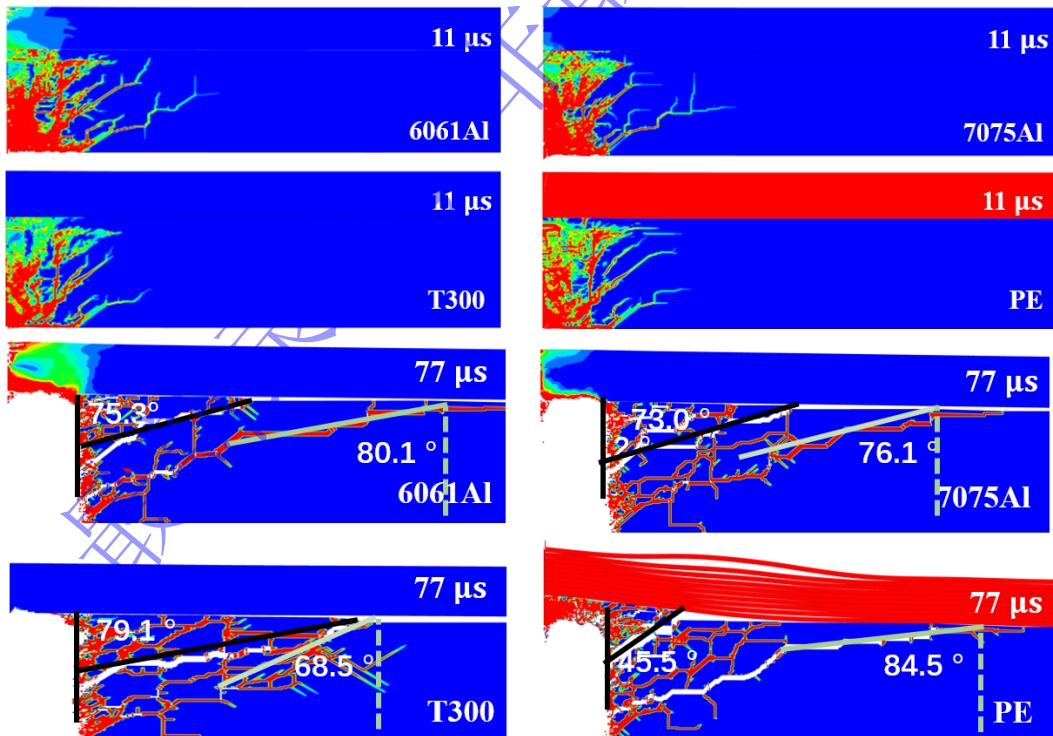


图8 弹体/陶瓷接触时刻与弹体/背板接触时刻不同背板碳化硼陶瓷复合靶板的陶瓷破坏行为

Fig.8 Failure Behavior of Ceramics in Boron Carbide Ceramic Composite Backing Plates with Different Backplanes

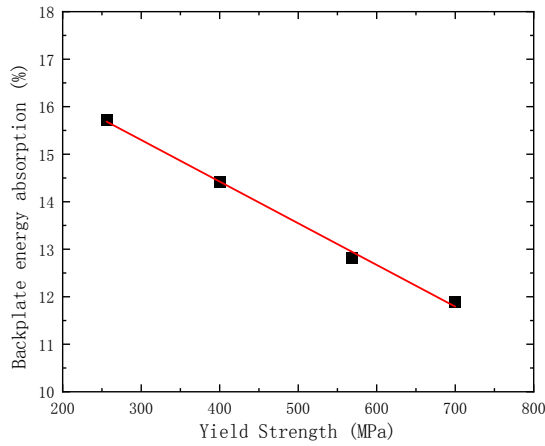


图9 背板能量吸收率与屈服强度的相关性

Fig.9 Correlation between energy absorption rate of backplate and yield strength

在厚度不变的情况下，背板刚度的大小主要取决于材料的弹性模量。如图 10 所示，陶瓷锥的形成机制受背板刚度调控显著，外锥与内锥呈现相反的演化趋势，其中外锥锥角随着弹性模量的增加呈线性减小： $\beta_2 = 89.7 - 0.16E$ ，而内锥角则随着模量增加呈指数增长的趋势：

$\beta_1 = 88.9 - 817 * e^{-E/13.6}$ 。由此可见，外锥的扩展主要取决于背板对陶瓷底部的横向支撑能力，低刚度背板（如 UHMWPE）在冲击下易发生挠曲变形，对陶瓷底部的横向约束较弱，使得陶瓷锥在形成过程中充分向外扩展，锥底直径增大，使外锥母线相对于靶面更为平缓，外锥角因此显著增大；随着背板刚度提升，背板抗弯能力增强，对陶瓷底部的横向约束增强，导致陶瓷锥难以充分向外扩展，锥底直径较小，使得外锥母线相对于靶面更为陡峭，外锥角逐渐减小。内锥随刚度的变化则呈相反的趋势，其形成过程则更依赖于背板在冲击过程的刚性支撑强度，低刚度背板（UHMWPE）因挠曲显著，对陶瓷底部的支撑不足，导致内锥裂纹在形成过程中缺乏足够的径向约束，裂纹扩展角度陡峭，内锥角显著减小。高刚度背板（如 CFRP、铝合金）能有效抑制背板挠曲，为陶瓷底部提供强有力的瞬时刚性支撑，迫使内锥裂纹沿更平缓的方向发展，内锥角随之增大。

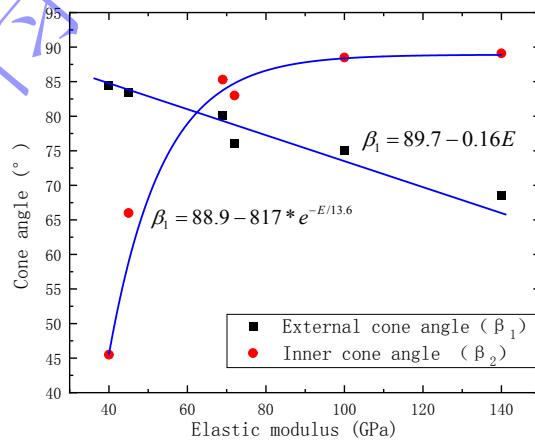


图 10 陶瓷锥角与弹性模量的相关性

Fig.10 Correlation between ceramic cone angle and elastic modulus

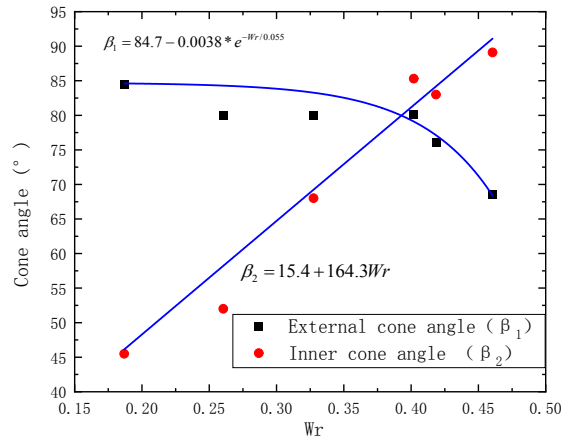


图 11 陶瓷锥角与波阻抗的相关性

Fig.11 Correlation between ceramic cone angle and wave impedance

在厚度不变的条件下，背板刚度虽主导了陶瓷内外锥的演化趋势，而波阻抗则通过调控应力波在陶瓷/背板界面的反射与透射行为，从应力场层面进一步强化或修正这一调控机制，二者共同决定了陶瓷锥的最终形态，正如图 11 所示（ $W_r$  为背板波阻抗与陶瓷材料波阻抗比值）中波阻抗对外锥与内锥的影响所示，两者同样与波阻抗呈现相反的趋势： $\beta_1 = 84.7 - 0.0038 * e^{-W_r/0.055}$ ， $\beta_2 = 15.4 + 164.3W_r$ 。对于外锥而言，其扩展依赖的横向约束能力不仅与背板刚度相关，还受界面应力波传递效率的深刻影响。当背板波阻抗远低于陶瓷时，大部分冲击应力波在界面处发生反射，形成的拉应力波向陶瓷内部传播，削弱了陶瓷底部的结构稳定性。同时，透射至背板的应力波能量不足，难以有效激发背板的承载能力，进一步加剧了低刚度背板的挠曲变形，使得外锥的横向扩展受到双重限制，外锥角显著增大。反之，当背板波阻抗与陶瓷更为匹配时，应力波透射系数显著提升，更多冲击能量被有效传递至背板，增强了其瞬时承载能力，与高刚度带来的强约束效应形成协同，迫使外锥裂纹沿着原来的方向充分扩展，锥角发生减小。对于内锥来说，其形成所依赖的刚性支撑强度同样受到波阻抗的调控。低波阻抗背板（如 UHMWPE）在界面处反射的拉应力波会削弱陶瓷底部的支撑基础，使得内锥裂纹在缺乏有效径向约束的条件下裂纹扩展母线较为陡峭，锥角进一步减小；而高波阻抗背板（如铝合金、CFRP）则能通过高效的应力波传递，为陶瓷底部提供更强的瞬时刚性支撑，与高刚度的抑制挠曲效应协同作用，强化对内锥裂纹的径向约束，迫使裂纹沿更平缓的方向发展，内锥角随之显著增大。综上，波阻抗通过调控界面应力波的反射与透射，与背板刚度形成协同调控机制。低波阻抗会放大低刚度的不利影响，加剧外锥扩展受限与内锥支撑不足；而高波阻抗则能强化高刚度的积极效应，促进外锥充分扩展与内锥陡峭发展。

### 3 结论

通过弹道冲击实验与 LS-DYNA 数值模拟，系统研究了 6061 铝合金、7075 铝合金、T300 碳纤维板及 UHMWPE 四种典型背板材料对碳化硼陶瓷复合装甲陶瓷锥形成机制的影响，得到以下主要结论：

1) 陶瓷锥对背板的载荷传递并非仅依赖单一外锥裂纹，而是通过外锥与内锥等多条裂纹系统的共同作用实现，外锥在冲击前期承担载荷扩散功能，将弹体的点接触转化为环向分布载荷，降低背板局部应力峰值，内锥在冲击后期通过自身张开位移持续传递压力，迫使背板发生塑性变形并延长吸能时间；

2) 背板的屈服强度对陶瓷主锥形裂纹的扩展角度无明显影响,但显著影响陶瓷的碎裂程度与能量分配,高强度背板(7075Al)提供更强刚性支撑,加剧陶瓷碎裂,而低强度背板(6061Al)通过塑性变形吸收更多能量,但削弱了对陶瓷底部的支撑;

3) 背板刚度是调控陶瓷锥角的关键因素,且对外锥和内锥呈现相反的演化规律,外锥角随背板弹性模量增加呈线性减小,内锥角则呈指数增大,低刚度背板(UHMWPE)因挠曲变形显著,横向约束较弱,导致外锥角增大、内锥角减小;高刚度背板(CFRP、铝合金)能有效抑制挠曲,增强径向约束,促使外锥角减小、内锥角增大。

4) 背板波阻抗通过调控界面应力波的反射与透射,与刚度形成协同调控机制,内锥角随波阻抗比增加呈线性增大,外锥角呈指数减小,低波阻抗会放大低刚度的不利影响,加剧外锥扩展受限与内锥支撑不足;高波阻抗则能强化高刚度的积极效应,促进外锥充分扩展与内锥陡峭发展。

## 参考文献

- [1] 代春泉,矫维成,金浩正,等.拼接式陶瓷复合装甲的研究现状及发展趋势[J].复合材料学报,2025,43(4):1915-1945.  
DAI C Q, JIAO W C, JIN H Z, et al. Research status and development trend of spliced ceramic composite armor[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2025, 43(4): 1915-1945.
- [2] 苏罗川,宜晨虹,刘文杰,等.轻质抗侵彻材料及结构研究现状[J].兵器装备工程学报,2018(1):157-167.  
SU L C, YI C H, LIU W J, et al. Research status of lightweight anti-penetration materials and structures[J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2018(1): 157-167.
- [3] TSIROGIANNIS E C, DASKALAKIS E, VOGIATZIS C, et al. Advanced composite armor protection systems for military vehicles: Design methodology, ballistic testing, and comparison[J]. *Composites Science and Technology*, 2024, 251: 110486.
- [4] DOU L L, HE L L, YIN Y H. Ballistic prediction of ceramic armor backed by thin metal plate against threats of small and medium-calibers[J]. *International Journal of Applied Ceramic Technology*, 2024, 21(2): 1273-1285.
- [5] AMIRA H, SALAH M, TAREK B A, et al. Numerical study of ballistic impact of hard bulletproof vests: Effect of the multilayered armors design[J]. *Polymer Composites*, 2023, 44(12): 8496-8509.
- [6] 张茂哲,王智慧,纪伟,等.约束陶瓷复合装甲的研究进展[J].粉末冶金材料科学与工程,2024,29(4):255-262.  
ZHANG M Z, WANG Z H, JI W, et al. Research progress of confined ceramic composite armor[J]. *Materials Science and Engineering of Powder Metallurgy*, 2024, 29(4): 255-262.
- [7] YUAN J C, HUA J Y, BIAN Y L, et al. Cone cracking and fragmentation of alumina plates under high-speed penetration: Experiments and modeling[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2025, 314: 110733.
- [8] CHAO Z L, WANG Z W, JIANG L T, et al. Ballistic performance and mechanism of a novel multi-scale bionic array gradient (SiC<sub>c</sub>+B<sub>4</sub>C<sub>p</sub>)/Al armor[J]. *Transactions of Materials Research*, 2025, 1(2): 100022.
- [9] YANG S L, LU L K, GAO Y, et al. Experimental and theoretical study of cone angle in alumina tiles under ballistic impact[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2024, 192: 105025.
- [10] SIMONS E C, WEERHEIJM J, TOUSSAINT G, et al. An experimental and numerical investigation of sphere impact on alumina ceramic[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 145: 103670.
- [11] 侯海量,朱锡,李伟.轻型陶瓷/金属复合装甲抗弹机理研究[J].兵工学报,2013,34(1):105-114.  
HOU H L, ZHU X, LI W. Study on ballistic resistance mechanism of lightweight ceramic/metal composite armor[J]. *Acta Armamentarii*, 2013, 34(1): 105-114.

- [12] 高华,熊超,殷军辉,等.多层异质陶瓷复合靶板抗侵彻试验及数值模拟[J].火炮发射与控制学报,2019,40(01):89-93.  
GAO H,XIONG C,YIN J H,et al.Anti-penetration test and numerical simulation of multi-layer heterogeneous ceramic composite target[J].Journal of Gun Launch & Control,2019,40(1):89-93.
- [13] GAO H,XIONG C,YIN J H,et al.Dynamic response and anti-penetration performance of multi-layered heterogeneous composite structure[J].Acta Materiae Compositae Sinica,2019,36(5):1284-1294.
- [14] YU Y L,WANG X D,WU Y D,et al.The impact of backplate support conditions on ceramic fracture and energy absorption in the penetration resistance process of ceramic/metal composite armor[J].Ceramics International,2024,50(7PA):10325-10339.
- [15] 武一丁,王晓东,余毅磊,等.纤维背板结构对 B4C 陶瓷复合装甲抗侵彻破碎特性的影响[J].爆炸与冲击,2023,43(09):181-193.  
WU Y D,WANG X D,YU Y L,et al.Effect of fiber backplate structure on anti-penetration fragmentation characteristics of B4C ceramic composite armor[J].Explosion and Shock Waves,2023,43(9):181-193.
- [16] 陆文成,褚庆国,王晓东.12.7mm 穿燃弹侵彻 603 装甲钢行为研究[J].兵器材料科学与工程,2023,46(4):8-14.  
LU W C, CHU Q G,WANG X D.Study on penetration behavior of 12.7mm armor-piercing incendiary projectile into 603 armor steel[J]. Ordnance Material Science and Engineering,2023,46(4):8-14.
- [17] 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(04):24-29.  
ZHANG T X,YU Y L,JIANG Z X,et al.Study on anti-penetration behavior of alumina ceramic composite armor with thin plates[J].Ordnance Material Science and Engineering,2022,45(4):24-29.
- [18] 陆文成,武一丁,余毅磊,等.不同厚度比的 SiC 陶瓷-纤维增强树脂基复合材料装甲的损伤失效及其抗弹性能[J].复合材料学报,2025,42(2):1125-1139.  
LU W C,WU Y D,YU Y L,et al.Damage failure and ballistic performance of SiC ceramic-fiber reinforced resin matrix composite armor with different thickness ratios[J].Acta Materiae Compositae Sinica,2025,42(2):1125-1139.
- [19] 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(01):54-62.  
ZHAO Y Q,YU Y L,GAO G F,et al.Numerical simulation of ultra-high strength steel projectile penetrating ceramic composite target[J]. Journal of Ningbo University (Natural Science & Engineering Edition),2025,38(1):54-62.
- [20] 武一丁,高光发,王晓东.不同速度下 B4C 陶瓷/铝合金轻型复合靶板抗侵彻行为研究[J].南京理工大学学报,2023,47(4):503-513.  
WU Y D,GAO G F,WANG X D.Study on anti-penetration behavior of B4C ceramic/aluminum alloy lightweight composite targets at different velocities[J].Journal of Nanjing University of Science and Technology,2023,47(4):503-513.
- [21] ZHANG D N,SHANGGUAN Q Q,XIE C J,et al.A modified Johnson–Cook model of dynamic tensile behaviors for 7075-T6 aluminum alloy[J].Journal of Alloys and Compounds,2015,619:186-194.
- [22] HASHIN Z,ROTEM A.A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials[J].Journal of Composite Materials,1973,7(4):448-464.
- [23] CHANG K Y,LIU S,CHANG F K.Damage tolerance of laminated composites containing an open hole and subjected to tensile loadings[J].Journal of Composite Materials,1991,25(3):274-301.
- [24] LIU J H,XU Y X,YI X B,et al.Experimental and numerical simulation study on Near-edge/On-edge Low-Velocity impact and residual compressive strength of T300/69 laminates[J].Composite Structures,2022,280:114887.

- [25] ZHANG X Z,WANG R T,HOU H D,et al.Numerical Simulation Analysis on Anti-Penetration Characteristics of Al/UHMWPE Composite Plates Against Tungsten Alloy Fragment[C].Journal of Physics:Conference Series,2024,2891(16):162029.
- [26] 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.
- [27] 位伟,姜清辉,周创兵.基于有限变形理论的数值流形方法研究[J].力学学报, 2014, 46(001):78-86.  
WEI W,JIANG Q H,ZHOU C B.Study on numerical manifold method based on finite deformation theory [J].Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics,2014,46(1):78-86.

## Formation Mechanism of Ceramic Cones in Boron Carbide Ceramic Composite

### Targets with Different Backing Plates under High-Velocity Impact

WANG Xinde<sup>1,2</sup>, LI Mingshu<sup>1,2</sup>, WANG Renjie<sup>1,2</sup>, WANG Yonggang<sup>1,2</sup>, JIANG Zhaoxiu<sup>1,2\*</sup>

(1. School of Mechanical Engineering and Mechanics, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China;

2. MOE Key Laboratory of Impact and Safety Engineering, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China)

**Abstract:** To investigate the influence of backplate mechanical properties on the formation mechanism of ceramic cones in boron carbide ceramic composite armor, four typical backplate materials (6061 aluminum alloy, 7075 aluminum alloy, T300 carbon fiber board, and ultra-high molecular weight polyethylene (UHMWPE)) were selected. A combination of ballistic impact tests using a one-stage light gas gun and numerical simulations using LS-DYNA was employed to systematically study the evolutive effects of backplate yield strength, stiffness, and wave impedance on the morphology and evolution of ceramic cones. The results indicate that: the load transfer from the ceramic cone to the backplate is not solely dependent on a single outer cone but is achieved through the synergistic action of multiple cracks, including the outer and inner cones; the yield strength of the backplate has no significant effect on the crack propagation of the main cone; regarding stiffness, the outer cone angle decreases linearly with increasing elastic modulus, while the inner cone angle increases exponentially; wave impedance alters the internal stress field of the ceramic by modulating stress wave reflection/transmission, resulting in a linear increase in the inner cone angle and an exponential decrease in the outer cone angle with increasing impedance.

**Keywords:** ceramic cone; boron carbide; ceramic composite armor; high-velocity impact