

圆筒型陶瓷-钛合金-芳纶三单元层复合靶板结构 抗弹性能数值模拟及其内在机理

范群波, 李鹏茹, 周豫, 刘昕

(北京理工大学 材料学院, 北京 100081)

摘要: 针对 53 式 7.62 mm 口径穿甲燃烧弹对圆筒型陶瓷-钛合金-芳纶三单元层复合靶板结构的侵彻过程, 本文开展了抗弹性能数值模拟研究。模拟结果表明, 弹体垂直入射将造成陶瓷块开裂破碎, 最终撞击在钛合金单元层上形成凹坑, 复合靶板穿深与试验所测结果吻合良好, 相对误差仅为 9.4%; 陶瓷、钛合金、芳纶三个单元层消耗的能量所占百分比分别为 83.77%, 13.77%, 2.46%。在此基础上, 通过设置 $0^\circ \sim 70^\circ$ 系列不同初始时刻入射姿态角 θ_0 , 发现弹体侵彻过程中陶瓷单元层耗散的能量占复合靶板耗散总能的比例始终最大。进一步分析陶瓷单元层可知, 随着 θ_0 的增大, 陶瓷单元层受力峰值总体呈减小的趋势。且入射姿态角不同, 弹靶作用模式也存在差异。对陶瓷单元层进行耗能分析, 可知其与质量损失变化大体一致。但初始时刻入射姿态角为 30° 时, 由于弹靶作用过程以弹身接触靶板为主, 靶板质量损伤大但能量获取相对较少。

关键词: 圆筒型复合靶板结构; 陶瓷单元层; 数值模拟; 抗弹性能; 内在机理

中图分类号: O385

文献标志码: A

文章编号: 1001-0645(2020)02-0219-08

DOI: 10.15918/j.tbit.1001-0645.2019.135

Ballistic Performance Simulation of Cylindrical Ceramic/ Titanium/Aramid Three-Layered Composite Targets and the Underlying Mechanism

FAN Qun-bo, LI Peng-ru, ZHOU Yu, LIU Xin

(School of Material Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: Focusing on the process of the 53 type 7.62 mm armour-piercing projectile penetrating into the cylindrical ceramic/titanium/aramid three-layered composite targets, a study on ballistic performance numerical simulation was carried out. The simulation results show that the vertical incidence of projectile can cause cracks and fragmentations of ceramic layer, and eventually form pits on the titanium layer. The penetration depth of composite targets well agree with the experimental result, the relative error is only 9.4%. The percentages of energy dissipated by ceramic, titanium alloy and aramid layers are 83.77%, 13.77% and 2.46%, respectively. On this basis, setting the initial incident attitude angle θ_0 from 0° to 70° , it is found that the ratio of energy dissipated by ceramic layer to the total energy is the largest in the process of projectile penetrating into targets. Further analysis of the ceramic layer shows that with the increase of initial incident attitude angle θ_0 , the maximum force of ceramic layer decreases. Moreover, the action modes of projectile and target vary with the initial incident attitude angle. Energy analysis of ceramic layer shows that, the action mode is basically consistent with the mass loss.

收稿日期: 2019-04-26

作者简介: 范群波(1974—), 男, 博士, 教授, E-mail: fanqunbo@bit.edu.cn.

通信作者: 李鹏茹(1995—), 女, 硕士生, E-mail: 1057892791@qq.com.

However, when θ_0 is 30° , the mass loss of ceramic layer is large, but the dissipated energy is relatively less.

Key words: cylindrical composite targets; ceramic layer; numerical simulation; ballistic performance; underlying mechanism

现代战争对轻量化装甲提出了迫切需求,以保证武器装备的高防护性及高机动性。陶瓷、钛合金与纤维复合材料具有密度低、硬度高、弹塑性强等特点,在轻质装甲结构中广泛应用。但随着科技进步与反装甲武器的发展,加载环境复杂多变,单个材料组成的靶板结构无法满足目前的防护要求。由陶瓷、钛合金与纤维复合材料等轻型单元材料组合而成的轻质装甲结构具有质量轻、抗弹性能优良、可设计性强等特点,备受人们的关注。

目前对陶瓷、钛合金与纤维复合材料组合而成的轻质复合靶板结构的研究很多,如 Wang 等^[1]制备了一种由氧化铝陶瓷层、超高分子量聚乙烯(UHMWPE)和两层 Ti-6Al-4V(TC4)组成的创新型轻量化复合靶板结构。研究表明,新型装甲结构重量减轻,且能够抵抗 12.7 mm 口径穿甲燃烧弹侵彻。Tepeduzu 等^[2]使用 7.62 mm 口径穿甲燃烧弹侵彻陶瓷/纤维复合靶板结构,发现在不考虑装甲面密度的情况下,使用氧化铝/S2 玻璃/环氧树脂作为背板的复合靶板结构抗弹性能优于背板为氧化铝/芳纶/环氧树脂的复合结构等。Hu 等^[3]对分块陶瓷与 UHMWPE 单元层组成的复合靶板结构进行靶试实验,系统研究了分块陶瓷对复合靶板抗弹性能的影响。Li 等^[4]考察了纤维类型对钛基纤维金属层压板失效的影响,结果表明,在弹道极限和能量吸收方面,Ti/UHMWPE 复合层压板结构抗弹性能优于 Ti/CFRP(碳纤维增强复合材料)复合层压板结构。Ansari 等^[5]通过三维有限元模拟研究了玻璃纤维增强复合材料(GFRP)靶板厚度、几何形状和边界条件对靶板结构损伤的影响。Liu 等^[6]研究 Ti6Al4V/UHMWPE/Ti6Al4V 组合为背板时的陶瓷复合装甲结构对 12.7 mm 口径穿甲燃烧弹的作用机理。研究结果表明,Ti6Al4V 作为复合背板中的第三层材料与碳纤维板和铝合金相比,对第一层起到了很强的支撑作用,同时增强了 UHMWPE 层的能量平衡功能,具有很好的抗弹性能。Nakatani 等^[7]则研究了轻质装甲 Ti/GFRP 层压板在低速冲击下的损伤行为,发现 GFRP 中的分层现象是由于钛层背部的裂纹扩展而引起的。

目前国内外学者对于轻质复合装甲结构抗弹性能的研究已经很多,但相关研究大部分是针对平板,对于异形复合结构的研究比较有限。然而,具有一定弯曲特征的非平板装甲结构的应用及需求同样广泛,如现代防弹衣等,它要求符合人体工程学,应该被设计为更符合身体曲率的弧形结构。Tan^[8]利用 ANSYS/Autodyn 软件对 B4C/Kevlar 弧形结构弹靶过程进行了数值模拟,研究了脱黏/分层等预先存在的缺陷对弧形装甲防护性能的影响。Shen 等^[9]通过实验研究了在爆炸载荷下由两块铝板与中间的泡沫铝芯组成的弯曲夹层板的动态响应过程。再如头盔异形结构,对于它的研究相对较多。Aare 等^[10]利用头部有限元模型对头盔刚度、不同的冲击角度等参数作用下头部的生物力学响应进行了仿真研究。Palomar 等^[11]研究了一种新型的非穿透伤-头盔后部钝伤(BHBT),建立了由头盔和人头组成的仿真模型,并用文献中的实验数据进行了验证。

从上述文献可以看出,国内外学者针对异形复合靶板结构弹靶作用的研究已经取得了一定的成果。然而在多单元层异形结构抗弹性能及其内在机理方面的认识仍有不足,需要深入进行研究。因此,本文选取圆筒型陶瓷-钛合金-芳纶三单元层复合靶板为典型异形结构,使用 53 式 7.62 mm 口径穿甲燃烧弹侵彻该复合靶板结构。通过有限元数值模拟并结合靶试实验验证的方法,研究了圆筒型多单元层复合靶板结构能量的耗散情况以及弹体入射姿态角不同时复合靶板的抗弹性能。

1 构建有限元模型

1.1 有限元几何模型

弹体采用 53 式 7.62 mm 口径穿甲燃烧弹,弹芯由 T12A 合金钢加工而成,头部为尖卵形,直径 6 mm,长度 27.5 mm。弹芯的几何模型如图 1 所示。仿真过程中弹头的变形行为与其本构模型密切相关,通过失效判据删除单元体现磨蚀现象。复合靶板形状为圆筒状,为节省运算时间,采用 1/2 有限元模型,如图 2 所示。复合靶板高为 93 mm,内径为

258 mm, 从内到外各单元层依次为芳纶纤维板、Ti-6Al-4V 合金板与 Al_2O_3 陶瓷板, 厚度分别为 3, 6 与 6 mm. 陶瓷单元层由弧形陶瓷块拼接而成, 陶瓷块的高为 31 mm, 对应的圆心角为 12° . 弹体以 760 m/s 的速度着靶, 使用非线性动力学有限元软件 LS-DYNA 模拟弹靶作用过程. 模拟过程中采用六面体单元 Solid 164 对其进行网格剖分, 整个计算模型共划分为 2 677 753 个单元, 其中弹体由 12 544 个单元组成, 陶瓷板由 2 008 809 个单元组成, 钛合金板由 446 400 个单元组成, 芳纶板由 210 000 个单元组成.

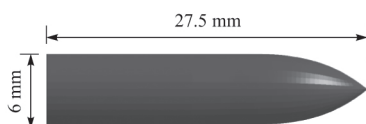


图 1 7.62 mm 口径穿甲燃烧弹弹芯有限元模型

Fig. 1 Finite element model of the 7.62 mm armor-piercing projectile core

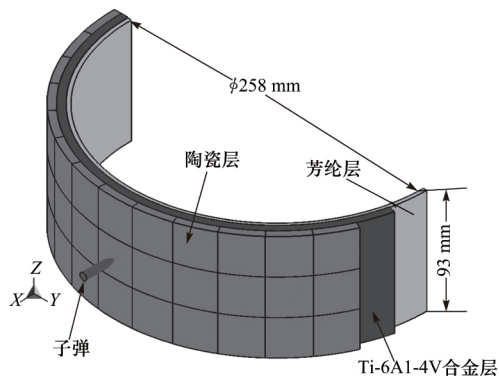


图 2 圆筒型复合靶板结构仿真计算模型

Fig. 2 Finite element model of cylindrical composite targets

1.2 材料模型及相关参数

弹体采用 Cowper-Symonds^[12] 应变率强化模型. 此模型考虑了弹体材料的应变率效应以分析黏塑性对弹体响应的影响, 其对本构行为的定量表征如下

$$\frac{\sigma_0^d}{\sigma_0} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{1/p}, \quad (1)$$

式中: σ_0 为材料的静态屈服强度; σ_0^d 为单轴应变率 $\dot{\epsilon}$ 下的动态屈服强度; C, p 为 Cowper-Symonds 模型的应变率常数. 弹体的材料模型参数^[13] 如表 1 所示, 其中 ρ 为弹体密度, K 为弹体的弹性模量, ν 为泊松比.

表 1 弹体材料的模型参数

Tab. 1 Model properties of the projectile material

$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	K/GPa	ν
7.8	210	0.29
C/GPa	p	
1.25	1.87	

陶瓷单元层采用 Johnson-Holmquist 本构关系^[14]. 该模型适用于描述陶瓷、玻璃等脆性物质的失效过程, 模型包含了未损伤材料和损伤材料的强度、压力和损伤模型. 归一化强度可以表示为

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*), \quad (2)$$

式中: σ_i^* 为未损伤材料的归一化强度; σ_f^* 为损伤材料的归一化强度; D 为损伤因子, $0 \leq D \leq 1$. 0.

未损伤材料的归一化强度可以表示为

$$\sigma_i^* = A_{\text{JH2}} (P^* + T_{\text{JH2}}^*)^{N_{\text{JH2}}} (1 + C_{\text{JH2}} \ln \dot{\epsilon}_{\text{JH2}}^*), \quad (3)$$

损伤材料的归一化强度可以表示为

$$\sigma_f^* = B_{\text{JH2}} (P^*)^{N_{\text{JH2}}} (1 + C_{\text{JH2}} \ln \dot{\epsilon}_{\text{JH2}}^*), \quad (4)$$

式中: 损伤材料的归一化强度应满足 $\sigma_f^* \leq S_{\text{FMX}}$; $A_{\text{JH2}}, B_{\text{JH2}}, C_{\text{JH2}}, M_{\text{JH2}}, N_{\text{JH2}}$ 和 S_{FMX} 为材料常数. 归一化压力为

$$jP^* = P/P_{\text{HEL}},$$

式中: P 为实际压力; P_{HEL} 为雨贡纽极限时的压力; T_{JH2}^* 为归一化最大拉伸准静态压力, $T_{\text{JH2}}^* = T/P_{\text{HEL}}$, T 为材料能够承受的最大拉伸准静态压力; 量纲一应变率为 $\dot{\epsilon}_{\text{JH2}}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$, 其中 $\dot{\epsilon}$ 为实际当量应变率, $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$ 为参考应变率. 陶瓷层的材料参数^[15] 如表 2 所示.

表 2 陶瓷材料的模型参数

Tab. 2 Model properties of the ceramic material

$A_{\text{JH2}}/\text{GPa}$	$B_{\text{JH2}}/\text{GPa}$	C_{JH2}	N_{JH2}
96	35	0	0.65
M_{JH2}	P_{HEL}	T	S_{FMX}
1	0.13	0.003 7	0.8

钛合金单元层的材料模型采用 Johnson-Cook 本构关系^[16]. 该模型用来描述在大变形、高应变率 and 高温下的材料的强度行为, 其描述如下

$$\sigma = [A_{\text{JC}} + B_{\text{JC}} (\bar{\epsilon}^p)^{N_{\text{JC}}}] [1 + C_{\text{JC}} \ln \dot{\epsilon}^*] [1 - R^* M_{\text{JC}}], \quad (5)$$

式中: σ 为等效应力; $\bar{\epsilon}^p$ 为等效塑性应变; $\dot{\epsilon}^*$ 为量纲一等效塑性应变率; R^* 为量纲一温度; A_{JC} , B_{JC} , N_{JC} , C_{JC} 和 M_{JC} 为材料常数。

钛合金的 Johnson-Cook 材料模型参数^[17]如表 3 所示。采用 Gruneisen 状态方程定义 Ti-6Al-4V 钛合金变形过程中压力与体积的关系。

$$P = \frac{\rho_0 c^2 \mu [1 + (1 - \gamma_0/2)\mu - \alpha \mu^2/2]}{[1 - (S_1 - 1)\mu - S_2 \mu^2/(1 + \mu) - S_3 \mu^3/(1 + \mu^2)]^2} + (\gamma_0 + \alpha \mu)E, \quad (6)$$

式中: P 为材料的静水压力; $\mu = \rho/\rho_0 - 1$; S_1 , S_2 与 S_3 为 $v_s - v_p$ (冲击波速度-质点速度) 曲线斜率的量纲一系数; c 为 $v_s - v_p$ 曲线的截距; γ_0 为 Gruneisen 常数, α 为 γ_0 的一阶体积修正项。钛合金的 Gruneisen 状态方程参数如表 4 所示。

表 4 钛合金的 Gruneisen 状态方程参数

Tah 4 The parameters of Gruneisen state equation for titanium alloy

c	S_1	S_2	S_3	γ_0	α
5.130	1.028	0.0	0.0	1.23	0.17

芳纶板采用正交各向异性弹性材料模型^[18] (MAT_OPTIONTROPIC_ELASTIC), 该模型适用于弹性模型正交各向异性的实体或薄壳结构, 用 1, 2, 3 来描述 3 个坐标轴, 各应变分量和应力分量之间的关系可以由式(7)描述为

$$\boldsymbol{\varepsilon}_m = \mathbf{C}_m \boldsymbol{\sigma}_m, \quad (7)$$

式中: $\boldsymbol{\varepsilon}_m = [\varepsilon_{11} \ \varepsilon_{22} \ \varepsilon_{33} \ \gamma_{12} \ \gamma_{23} \ \gamma_{31}]^T$; $\boldsymbol{\sigma}_m = [\sigma_{11} \ \sigma_{22} \ \sigma_{33} \ \tau_{12} \ \tau_{23} \ \tau_{31}]^T$; $\mathbf{C}_m$ 为材料的柔度矩阵,

$$\mathbf{C}_m = \begin{bmatrix} \frac{1}{K_{11}} & -\frac{\nu_{21}}{K_{22}} & -\frac{\nu_{31}}{K_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}}{K_{11}} & \frac{1}{K_{22}} & -\frac{\nu_{32}}{K_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{K_{11}} & -\frac{\nu_{23}}{K_{22}} & -\frac{1}{K_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{31}} \end{bmatrix}, \quad (8)$$

式中: K_{11} , K_{22} , K_{33} 分别为材料在 3 坐标轴方向上的杨氏模量; G_{12} 等参数定义了各方向的剪切模量; ν_{21} 等参数定义了各方向的泊松比。芳纶模型中所用材料参数^[19]见表 5 所示。

表 3 钛合金材料的模型参数

Tah 3 Model properties of the titanium material

A_{JC}/GPa	B_{JC}/GPa	N_{JC}
1.10	1.09	0.93
C_{JC}	M_{JC}	
0.014	1.1	

当材料发生压缩时

表 5 芳纶材料的模型参数

Tah 5 Model properties of the aramid material

K_{11}/GPa	K_{22}/GPa	K_{33}/GPa	ν_{21}	ν_{31}
76	0.77	77	0.013	0
ν_{32}	G_{12}/GPa	G_{23}/GPa	G_{31}/GPa	
0.5	20	20	0.12	

2 可靠性验证

图 3 展示了靶试试验与数值模拟结果中复合板损伤形貌对比图, 试验与仿真中弹体初始速度大小均为 760 m/s。根据图 3 可以看出, 陶瓷块开裂破碎, 弹体最终撞击在钛合金单元层上形成凹坑, 模拟结果与靶试试验结果现象一致。此外, 数值模拟中复合靶板穿深为 9.3 mm, 试验测得的复合靶板穿深为 8.5 mm, 相对误差为 9.4%。误差相对较小, 表明了模拟计算的可靠性。误差出现的原因可能为模拟计算中采用理想化各项同性材料模型与实际情况略有差异。

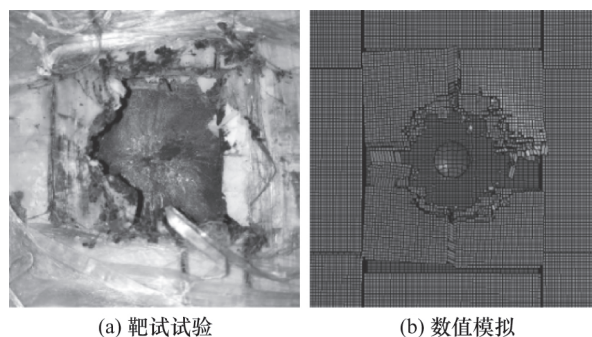


图 3 靶试试验与数值模拟钛合金板损伤形貌对比图

Fig. 3 Comparison of titanium plate damage morphology

图 4 为靶试实验与模拟后芳纶板形貌对比图。由图可见, 芳纶板基本无损伤, 仅出现小幅度背凸。经检测可得, 试验结果中芳纶背凸高度约为 3.2 mm, 数值模拟中背凸高度为 3.6 mm。数值模拟与实验结果吻合良好, 进一步证明了模拟计算的可靠性。

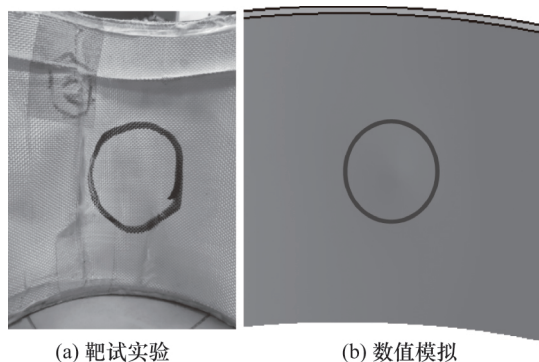


图4 靶试实验与数值模拟芳纶板损伤形貌对比图

Fig. 4 Comparison of aramid plate damage morphology

3 结果与分析

3.1 垂直入射条件下的复合靶板能量分析

弹体侵彻圆筒型复合靶板时动能的耗散涉及多种失效行为:弹头倾斜着靶出现弯折与磨蚀、陶瓷开裂破碎失效、钛合金单元层塑性变形形成弹坑、芳纶板弯曲并出现背凸等等,损伤失效的过程过于复杂.同时穿深、质量损失、失效区域等效面积等参量无法准确全面地体现复合靶板损伤程度.因此采用靶板总能统一描述靶板的失效行为,该能量实质为从弹体初始动能中吸收的那部分能量,由靶板的全部单元能量分量求和得到,且包含了在侵彻过程中失效被删除的单元.定义靶板总能为

$$E_T = E_{C-t} + E_{Ti-t} + E_{Ar-t}, \quad (9)$$

式中: E_T 为复合靶板总能; E_{C-t} 为陶瓷单元层总能; E_{Ti-t} 为钛合金单元层总能; E_{Ar-t} 为芳纶单元层总能.各单元层总能用 E_i 表示,又可分为所有现存单元动能 E_k 总和,所有现存单元内能 E_i 总和,所有失效单元动能 E_{ek} 总和,以及所有失效单元内能 E_{ei} 总和.因此得到式(10)

$$E_i = E_k + E_i + E_{ek} + E_{ei}. \quad (10)$$

根据式(9)(10),对弹体侵彻复合靶板后的靶板能量进行分析.图5为弹体垂直入射陶瓷单元层中心区域时复合靶板的能量柱形图,显示了复合靶板的能量耗散情况,由图可知陶瓷板、钛合金板与芳纶板获取的总能分别为1.564,0.257和0.046 kJ.

图6能量分布饼形图显示了各单元层能量占复合靶板总能的比例,其中陶瓷单元层所获取的能量 E_{C-t} 占复合靶板总能 E_T 的83.77%,对弹体的能量耗散起着重要作用;钛合金及芳纶单元层耗散的能

量百分比分别为13.77%,2.46%.进一步的计算结果表明,陶瓷单元层失效单元内能 E_{ei} 与动能 E_{ek} 分别为0.57和0.56 kJ,明显高于其余各项能量分量.而钛合金单元层和芳纶单元层的失效单元能量均为0,表明弹体在侵彻复合靶板时,钛合金板与芳纶板没有发生单元失效.钛合金板与芳纶板组合为背板与陶瓷块紧密贴合,发挥吸能防护作用,具有良好变形能力,使复合靶板能够充分发挥抗弹性能.

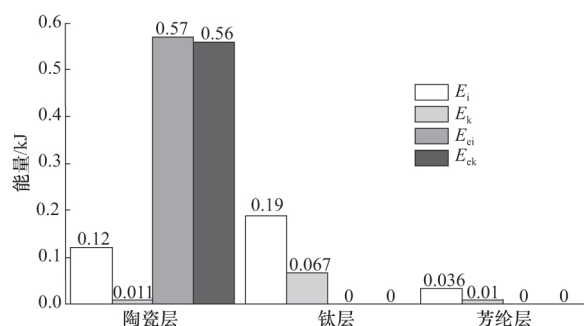


图5 弹体垂直入射陶瓷单元层中心区域时复合靶板的能量柱形图

Fig. 5 Energy column of the composite targets when the ceramic layer center area is impacted at normal incidence by projectile

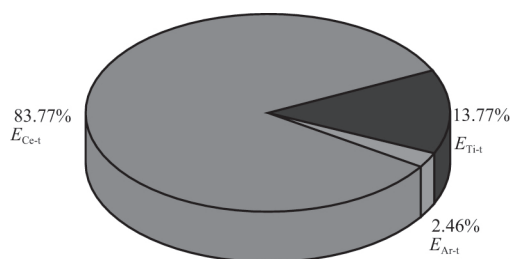


图6 单元层能量分布饼形图

Fig. 6 Energy pie chart of target layers

3.2 初始入射姿态角对复合靶板结构能量的影响

在本文中,定义靶板的法线方向 N 指向圆弧内侧,弹体姿态角 θ 为所在位置圆弧切面对应的法线方向 N 与弹体轴线之间的夹角,初始时刻弹体速度为760 m/s,入射姿态角为 θ_0 .由于受力不对称,弹体在侵彻过程中将会发生偏转,侵彻过程中弹体姿态角发生变化.图7显示了 θ_0 分别为 $0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ, 50^\circ, 60^\circ, 70^\circ$ 时的弹体入射位置.入射姿态角不同,复合靶板获取的能量也有差异.分析弹体以不同 θ_0 角度入射时靶板受力、质量损失以及弹靶作用模式的变化特征,从而获得初始时刻入射姿态角 θ_0 对复合靶板能量的影响.

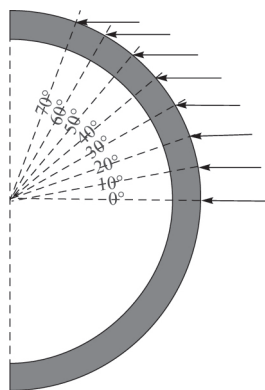
图 7 弹体以不同 θ_0 角度入射位置图

Fig. 7 Incident position of the projectiles at different initial incident attitude angle

3.2.1 陶瓷单元层受力

陶瓷单元层通过外力对其做功获取能量. 在弹体侵彻靶板过程中, 靶板受力是波动的, 随时间而变化. 以 $\theta_0 = 0^\circ$ 时为例, 靶板受力时间历程曲线如图 8 所示, $F_{\max}$ 表示弹体侵彻过程中陶瓷单元层的受力峰值. 按此方法, 提取 θ_0 不同值时的受力峰值, 并绘制 $F_{\max}$ 随 θ_0 变化的曲线如图 9 所示. 由图可见,

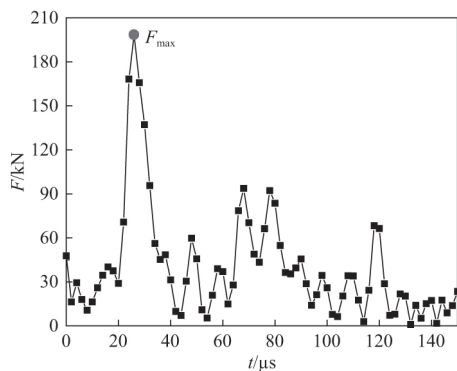
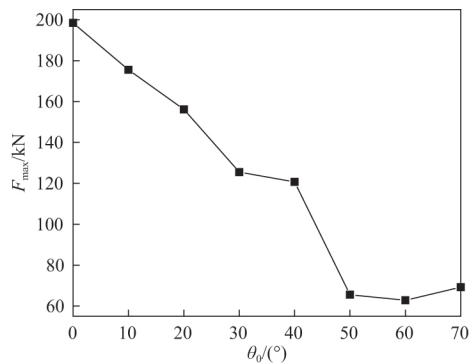
图 8 θ_0 为 0° 时陶瓷单元层受力时间历程曲线Fig. 8 Force-time history curve of the ceramic layer when θ_0 is 0° 

图 9 陶瓷单元层受力峰值随初始时刻入射姿态角变化的曲线

Fig. 9 Relationship between the maximum force of the ceramic layer and the initial incident attitude angle

从 $0^\circ \sim 70^\circ$ 陶瓷板受力大体上不断减小, 并逐渐趋于 65 kN 附近. 0° 时, 陶瓷单元层受力峰值 $F_{\max}$ 最大, 为 198 kN; 60° 时, 陶瓷板受力峰值 $F_{\max}$ 最小, 为 62.81 kN. 总体而言, 单元层受力越大, 获取的能量越多, 但弹体侵彻圆筒型靶板时, 靶板的能量获取不仅受到外力的作用, 还受到弹靶作用模式以及靶板质量损失等因素的影响, 将在 3.2.2 节、3.2.3 节详细讨论.

3.2.2 弹靶作用模式

根据弹体姿态角的值定义 3 种弹靶作用模式, 如图 10 所示: 模式 I 为弹头冲击靶板结构过程, $\theta \leq 85^\circ$; 模式 II 为弹身冲击靶板结构过程, $85^\circ < \theta \leq 95^\circ$; 模式 III 表示弹尾冲击靶板结构过程, $\theta > 95^\circ$.

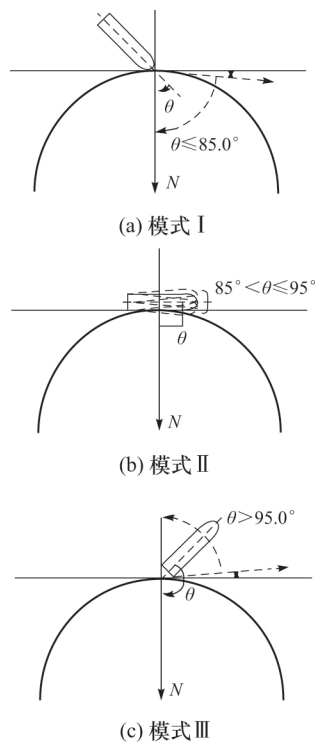


图 10 弹体与靶板作用模式示意图

Fig. 10 Schematic diagram of action mode between the projectile and target

图 11 表示了 θ_0 为 $0^\circ \sim 70^\circ$ 时弹体姿态角 θ 的变化曲线. 由图可见, θ_0 为 $0^\circ \sim 10^\circ$ 时弹体冲击靶板过程仅具有模式 I, 即弹体始终以头部与靶板相互作用. 而 $20^\circ \sim 70^\circ$ 时, 弹体侵彻复合靶板时则具有全部 3 种模式, 表明弹体最初以头部侵彻靶板, 随后因偏转导致弹身与靶板相互作用, 且最终以弹尾接触靶板形式发生跳弹. 其中, 入射角 θ_0 为 20° 时, 弹体偏转最大, 姿态角变化为 78.50° ; θ_0 为 30° 时, 弹体

处于模式Ⅰ的时间明显减少,模式Ⅱ弹身冲击靶板的时间最长,约为 $76\ \mu\text{s}$;而 $40^\circ\sim 60^\circ$ 时,弹尾冲击靶板过程的时间相对较长; θ_0 为 70° 时,由于弹体初始时刻入射姿态角接近于模式Ⅱ,弹体接触靶板后就很快进入了弹身与靶板作用阶段,并保持了较长时间,约为 $56\ \mu\text{s}$ 。

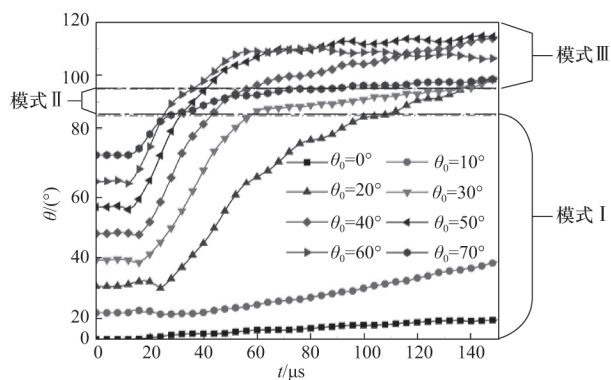


图 11 弹体以不同的 θ_0 角度入射后姿态角时间历程曲线

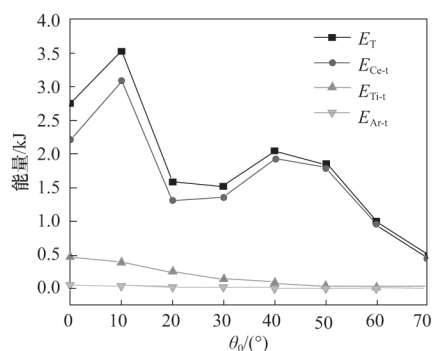
Fig. 11 Attitude angle-time history curves when projectiles are at different initial incident attitude angle θ_0

3.2.3 复合靶板质量损失与能量分析

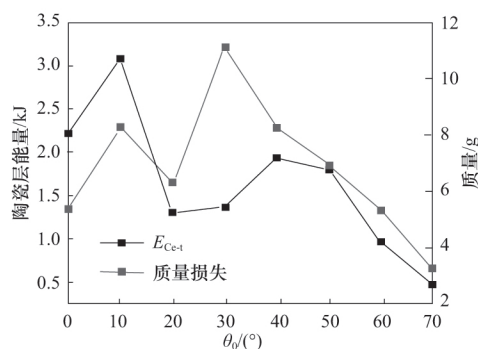
为揭示陶瓷-钛合金-芳纶三单元层圆筒型复合靶板的抗弹机理,对各单元层吸收能量随 θ_0 的变化进行了研究,计算结果如图 12(a)所示。与 3.1 节得到的结论类似,弹体以不同姿态角入射时,陶瓷单元层与钛合金、芳纶单元层相比较,其获取的能量始终占复合靶板总能的主导地位。显然,陶瓷单元层能量决定了复合靶板总能的变化。能量曲线整体呈逐渐减少的趋势但并非是单调递减。

为进一步分析陶瓷单元层能量变化的原因,揭示质量损失与能量变化的关系,将其与图 12(b)陶瓷单元层质量损失曲线进行对比分析,可以发现两者具有很大的相似性:入射角 θ_0 为 0° 时,陶瓷单元层吸收能量 $2.22\ \text{kJ}$; $0^\circ\sim 10^\circ$ 时,弹体侵彻过程中开始偏转使得陶瓷质量损失增大,陶瓷单元层的能量增多, θ_0 为 10° 时,陶瓷单元层能量达到峰值为 $3.08\ \text{kJ}$; 20° 时陶瓷单元层质量下降,能量也急剧下降为 $1.32\ \text{kJ}$;而 θ_0 从 $40^\circ\sim 70^\circ$,陶瓷单元层质量损失不断降低,所吸收的能量也不断降低, 70° 时陶瓷单元层能量最低为 $0.47\ \text{kJ}$ 。值得注意的是,陶瓷单元层质量损失曲线的变化趋势与能量的变化趋势并不完全相同。由图可知, θ_0 为 30° 时质量损失高于 40° 而能量却低于 40° 。根据 3.2.2 节的图 10 讨论可知, 30° 时弹体大部分的时间处于模式Ⅱ,在此模

式下陶瓷单元层大量单元失效,但由于靶板单元在沿着受力方向的移动受到周围单元的限制,因而外力做功较小,获取的能量也少。



(a) 各单元层吸收能量随 θ_0 变化曲线



(b) 陶瓷层质量损失曲线

图 12 复合靶板能量与质量变化曲线

Fig. 12 Energy and mass curves of composite targets

4 结 论

本文选取典型结构陶瓷-钛合金-芳纶三单元层圆筒型复合靶板,以 53 式 $7.62\ \text{mm}$ 口径穿甲燃烧弹为防护对象,采用仿真计算与靶试实验验证的方法,深入研究了该异形复合靶板结构的抗弹性能及内在机理。研究结果表明:

① 弹体垂直侵彻条件下,陶瓷单元层耗散的能量占复合靶板耗散总能的比例达到 83.77% ,所占比例最大。

② 进一步分析陶瓷单元层可知,随着初始入射姿态角 θ_0 由 0° 增加至 70° ,陶瓷单元层受力峰值由 $198\ \text{kN}$ 逐渐减小,并渐趋于 $65\ \text{kN}$ 附近。

③ 入射姿态角不同,弹靶作用的过程也存在 3 种不同的模式:弹头冲击靶板过程、弹身冲击靶板过程、弹尾冲击靶板过程。

④ 对陶瓷单元层进行耗能分析,可知其与质量损失变化大体一致。但初始时刻入射姿态角为 30°

时,由于弹靶作用以弹身冲击靶板过程为主,靶板质量损伤大但能量获取却相对较少。

参考文献:

- [1] Wang Q, Chen Z, Chen Z. Design and characteristics of hybrid composite armor subjected to projectile impact [J]. *Materials & Design*, 2013, 46: 634-639.
- [2] Tepeduzu B, Karakuzu R. Ballistic performance of ceramic/composite structures [J]. *Ceramics International*, 2018, 45(2): 1651-1660.
- [3] 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.
- [4] Li X, Zhang X, Guo Y, et al. Influence of fiber type on the impact response of titanium-based fiber-metal laminates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 114: 32-42.
- [5] Ansari M M, Chakrabarti A, Iqbal M A. An experimental and finite element investigation of the ballistic performance of laminated GFRP composite target [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2017, 125: 211-226.
- [6] Liu W L, Chen Z F, Cheng X W, et al. Design and ballistic penetration of the ceramic composite armor [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 84: 33-40.
- [7] Nakatani H, Kosaka T, Osaka K, et al. Damage characterization of titanium/GFRP hybrid laminates subjected to low-velocity impact [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, 42(7): 772-781.
- [8] Tan P. Ballistic protection performance of curved armor systems with or without debondings/delaminations [J]. *Materials & Design*, 2014, 64: 25-34.
- [9] Shen J, Lu G, Wang Z, et al. Experiments on curved sandwich panels under blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(9): 960-970.
- [10] Aare M, Kleiven S. Evaluation of head response to ballistic helmet impacts using the finite element method [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(3): 596-608.
- [11] Palomar M, Lozano-Minguez E, Rodriguez-Millan M, et al. Relevant factors in the design of composite ballistic helmets [J]. *Composite Structures*, 2018, 201: 49-61.
- [12] Buchely M F, Maranon A, Silberschmidt V V. Material model for modeling clay at high strain rates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 90: 1-11.
- [13] 任杰. 35CrMnSiA 钢对低碳合金钢的侵彻效应 [D]. 北京: 北京理工大学, 2018.
- Ren Jie. Penetration effect of 35CrMnSiA steel to low-carbon alloy steel [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2018. (in Chinese)
- [14] Holmquist T J, Johnson G R. Response of silicon carbide to high velocity impact [J]. *Journal of Applied Physics*, 2002, 91(9): 5858-5866.
- [15] 任会兰, 树学锋, 李平. 强冲击载荷下氧化铝陶瓷破坏特性的数值模拟及实验研究 [J]. *中国科学 (G 辑: 物理学 力学 天文学)*, 2009(9): 55-64.
- Ren Huilan, Shu Xuefeng, Li Ping. Numerical and experimental investigation on the fracture behaviors of shock loaded alumina [J]. *Sci China Ser G*, 2009(9): 55-64. (in Chinese)
- [16] 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.
- [17] Lesuer D R. Experimental investigations of material models for Ti-6Al-4V titanium and 2024-T3 aluminum [R]. Springfield, USA: National Technical Information Service (NTIS), 2000.
- [18] Grujicic M, Arakere G, He T, et al. A ballistic material model for cross-plyed unidirectional ultra-high molecular-weight polyethylene fiber-reinforced armor-grade composites [J]. *Materials Science and Engineering: A*, 2008, 498(1): 231-241.
- [19] Zhou Y, Li G J, Fan Q B, et al. Study on protection mechanism of 30CrMnMo-UHMWPE composite armor [J]. *Materials*, 2017, 10(4): 405-413.

(责任编辑: 李兵)