

文章编号: 1000-6893(2002) 02-0147-04

双层陶瓷复合靶板抗弹性的研究

杜忠华, 赵国志, 王晓鸣, 沈培辉

(南京理工大学 机械学院, 江苏 南京 210094)

STUDY OF DOUBLE-LAYER CERAMIC COMPLEX ARMOR FOR DEFENSIBLE PERFORMANCE

DU Zhong-hua, ZHAO Guo-zhi, WANG Xiao-ming, SHEN Pei-hui

(School of Mechanics, Nanjing University of Science & Technology, Nanjing 210094, China)

摘要: 基于小型穿甲弹垂直侵彻陶瓷/铝合金薄板动力响应理论模型,分两种情况对靶板的优化配置进行了讨论。一种情况是在给定靶板面密度条件下,模拟了弹道极限速度随优化系数的变化曲线;另一种情况是在给定弹道极限速度条件下,模拟了面密度随优化系数的变化曲线,给出了不同靶板的最优化系数,并通过试验加以验证,计算结果与试验结果的一致性较好。

关键词: 穿甲弹;陶瓷;复合靶板;垂直侵彻;弹道极限速度;抗弹性

中图分类号: TQ174.75⁺8 文献标识码: A

Abstract: In this paper, two cases of optimal configuration for armor are discussed, based on the model of the dynamic response theory for ceramic/aluminum composite armor penetrated normally by small AP. One case is that given the armor's area density, the curve of the ballistic-limited velocity varying with the optimal coefficient is simulated; another is that given the ballistic-limited velocity, the curve of the armor's area density varying with the optimal coefficient is also simulated. The most suitable optimal coefficients of different armors are proposed, and an experiment has been conducted to verify them. It is shown that the test results are in good agreement with the calculated values.

Key words: armor-piercing; ceramic; composite armor; normal penetration; ballistic-limited velocity; defensible performance

陶瓷和铝合金复合而成的复合靶板,在航空航天防护结构、步兵轻装甲、舰船、坦克中有很好的应用,具有良好的抗弹效果^[1-3]。本文根据小型穿甲弹垂直侵彻陶瓷/铝合金薄板的动力响应模型,分两种情况对靶板的优化设计进行了讨论。

1 理论模型

模型的假设:弹丸的速度范围在 $200\text{m/s} < V < 1300\text{m/s}$ 内,认为弹体是弹塑性体;背板为弹性-线硬化塑性材料,硬化规律遵循

$$\sigma_s = \sigma_{s0} + E_p \epsilon_r \quad (1)$$

式中: E_p 为线硬化模量; σ_{s0} 为硬化线与零应变轴相交时的应力; ϵ_r 为径向应变。

(1) 质量和速度损失 弹丸侵彻陶瓷面板复合靶板的过程可以分成两个阶段:第一阶段,弹体发生侵蚀,陶瓷形成破碎锥角;第二阶段,弹丸和破碎陶瓷一起作用到后面的背板,造成背板破坏。破碎锥的形成时间

$$\Delta t = \frac{h_c}{u_{\text{long}}} + \frac{h_c}{v_{\text{crack}}} \quad (2)$$

式中: h_c 表示陶瓷的厚度; u_{long} 是纵波的波速; v_{crack} 为裂纹传播的速度。根据 den Rerjer 的假设,取 $v_{\text{crack}} = u_{\text{long}}/5$ 。

弹丸的质量和速度变化可用下列微分方程表示

$$dm/dt = -\rho_p A_p V \quad (3)$$

$$m_p dV/dt = -Y_p A_p \quad (4)$$

对方程(3)和式(4)进行简化处理可得质量和速度的变化

$$m = m_p - \rho_p A_p \bar{V} \Delta t \quad (5)$$

$$V = V_{50} - \frac{Y_p A_p \Delta t}{\bar{m}} \quad (6)$$

式中: m_p 为弹丸的初始质量; V_{50} 为弹道极限速度; \bar{V} 和 \bar{m} 为第一阶段的中值; ρ_p , A_p , Y_p 分别为弹丸的密度、截面积和弹丸材料的动态屈服应力。

(2) 薄板在弹丸冲击下的动力响应模型 取弹丸为平头弹,对于本文考虑情况,背板属于大变形。可以认为在第二阶段,即侵蚀后的弹丸动能完

全转变薄板的塑性应变能^[5]。如图1,取半径为R的圆薄板,选取柱坐标,撞击中心为坐标原点,撞击方向为z,薄板的径向坐标为r,环向坐标为θ,设薄板在撞击作用下z方向的位移为ω(r),且认

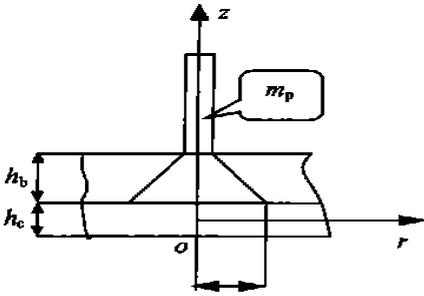


图1 弹靶撞击简化图

Fig. 1 Diagram of armor impacted by projectile

为板厚度不变,则有

$$\epsilon_{\theta\theta} = \epsilon_{zz} = \alpha_{zz} = 0 \quad (7)$$

根据Mises屈服准则和Hooke定律,可得

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rr}^2 - \sigma_{rr}\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{\theta\theta}^2 &= \alpha^2 \\ \epsilon_{rr} &= \frac{1}{2} \left(\frac{d\omega}{dr} \right)^2 \\ \sigma_{rr} &= \frac{\sigma_{s0} + E_p \epsilon_{rr}}{1 - \nu + \nu^2} \\ \sigma_{\theta\theta} &= \nu \sigma_{rr} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

在弹体作用下的背板塑性应变能的增量为

$$dW_p = \sigma_{rr} d\epsilon_{rr} + \sigma_{\theta\theta} d\epsilon_{\theta\theta} + \sigma_{zz} d\epsilon_{zz} \quad (9)$$

对上式积分可得

$$W_p = \frac{2\pi h_b}{1 - \nu + \nu^2} \int_0^R \left[\frac{1}{8} E_p \left(\frac{d\omega}{dr} \right)^4 + \frac{1}{2} \sigma_{s0} \left(\frac{d\omega}{dr} \right)^2 \right] r dr \quad (10)$$

按弹体的动能全部转变为薄板的塑性应变能,根据能量守恒,得到积分方程为

$$\frac{2\pi h_b}{1 - \nu + \nu^2} \int_0^R \left[\frac{1}{8} E_p \left(\frac{d\omega}{dr} \right)^4 + \frac{1}{2} \sigma_{s0} \left(\frac{d\omega}{dr} \right)^2 \right] r dr = \frac{1}{2} m V_{s0}^2 \quad (11)$$

设薄板的最大径向应变为 ϵ_{max} (即破坏应变),将它代入方程(11),可得

$$V_{s0} = \frac{R}{2} \frac{E_p \epsilon_{max}^2 + 4\epsilon_{max} \sigma_{s0}}{(1 - \nu + \nu^2)^{1/4} m} \quad (12)$$

由于在第一阶段作用时间很小,弹丸质量和速度应影响很小,因此取 $\bar{m} = m_p, \bar{V} = V_p$,将式(5)、式(6)和式(12)联立,可得到关于弹道极限速度的一元三次方程的表达式为

$$V_{s0}^3 + bV_{s0}^2 + cV_{s0} + d = 0 \quad (13)$$

其中:

$$\left. \begin{aligned} b &= - \left(\frac{m_p}{\rho_p A_p \Delta t} + \frac{2Y_p A_p \Delta t}{m_p} \right) \\ c &= \frac{2Y_p}{\rho_p} + \left(\frac{2Y_p A_p \Delta t}{m_p} \right) \\ d &= \frac{(E_p \epsilon_{max}^2 + 4\epsilon_{max} \sigma_{s0}) \pi h_b R^2 \rho_p A_p \Delta t}{4(1 - \nu + \nu^2)^{1/2}} - \frac{Y_p^2 A_p \Delta t}{m_p \rho_p} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

上述方程经过求解,可以得到具有实际意义的弹道极限速度表达式为

$$V_{s0} = 2 \sqrt[3]{r_d \cos(\theta + 1.333\pi) - \frac{b}{3}} \quad (15)$$

其中:

$$\left. \begin{aligned} r_d &= \left(-\frac{p}{3} \right)^{3/2}, \theta = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\frac{q}{2r_d} \right) \\ p &= c - \frac{b^2}{3}, q = \frac{2}{27} b^3 - \frac{bc}{3} + d \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

以上各式中: h_b 为背板厚度; ν 和 σ_s 为背板材料的泊松比和屈服强度; ϵ_{max} 为背板材料最大破坏应变。

R为作用于背板陶瓷破碎锥角区域的底面半径为^[4,6,7]

$$R = \frac{D_{eq}}{2} + 2h_c \quad (17)$$

对于尖头弹,可以用等效弹丸半径 D_{eq} 来代替,即

$$D_{eq} = \int_0^{L_p} D^3(z) dz \sqrt{\int_0^{L_p} D^2(z) dz} \quad (18)$$

式中: $D(z)$ 为弹径方向上的位置函数; L_p 为弹丸的长度。靶板的面密度的公式为

$$a = \rho_c h_c + \rho_b h_b \quad (19)$$

设两种靶板的优化系数为

$$K_{opt} = \frac{\rho_c h_c}{\rho_b h_b} \quad (20)$$

联立式(19)和式(20)可以求解出 $\rho_c h_c$ 和 $\rho_b h_b$,如下式

$$\left. \begin{aligned} \rho_c h_c &= \frac{a K_{opt}}{1 + K_{opt}} \\ \rho_b h_b &= \frac{a}{1 + K_{opt}} \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

将公式(20)代入公式(15),可得到关于面密度a和优化系数 K_{opt} 的关系,函数关系如下式。

$$V_{s0} = f(a, K_{opt}) \quad (22)$$

在给定的面密度a条件下,通过数值模拟,即可获得一定面密度下的弹道极限速度 V_{s0} 随最佳优化系数 K_{opt} 的变化关系。同理,当弹道极限速度

V_{50} 给定时, 可得到面密度 a 与 K_{opt} 的关系函数

$$a = g(V_{50}, K_{opt}) \quad (23)$$

2 数值模拟和试验验证

试验采用 7.62mm 燃烧穿甲弹, 弹重为 7.93g, 着靶方式为垂直侵彻。靶板的尺寸为 500mm × 500mm, 面板由 100mm × 100mm 的小块陶瓷粘接而成, 背板用 3 种材料组成。实验的示意图如图 2 所示。实验分为 3 类 12 种方案进行,

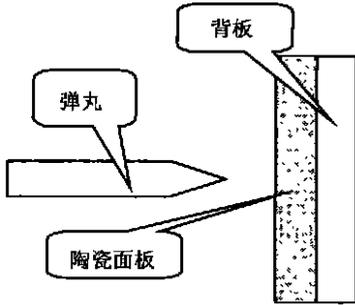


图 2 试验靶板示意图

Fig. 2 Diagram of experimental armor

即: Al_2O_3 / 铝合金、 Al_2O_3 / Kevlar 和 Al_2O_3 / 普通钢板, 试验靶板的配置及其试验和理论计算结果如表 1。利用上面的模型, 进行了数值模拟, 得出了一定条件下的 $V_{50}-K_{opt}$ 和 $a-K_{opt}$ 的变化曲线。图 3 分别给出了在一定面密度下钢、Kevlar 和铝作为背板的弹道极限速度随优化系数的变化曲线。图 4 给出了在一定弹道极限速度下的 Al_2O_3 / 钢靶板, Al_2O_3 / 铝合金和 Al_2O_3 / Kevlar 面密度随优化系数的关系曲线。图 5 给出了 Al_2O_3 / 钢、 Al_2O_3 / Kevlar, Al_2O_3 / 铝合金的面密度分别为 $s = 48kg/m^2$, $s = 40kg/m^2$ 和 $s = 47kg/m^2$ 时的弹道极限速度随优化系数变化曲线的计算值和试验值。

表 1 靶板的设置及其试验和计算结果

Table 1 The setting of plate and the result of the experiment and simulation

序号	面板层 Al ₂ O ₃ 陶瓷	背板层	面密度 (kg · m ⁻²)	试验速度	计算速度
				V ₅₀ / (m · s ⁻¹)	V ₅₀ / (m · s ⁻¹)
1	(8mm)	普通钢板 (2.3mm)	46.7	650	670
2	(9mm)	普通钢板 (1.75mm)	48	641	665
3	(9mm)	普通钢板 (2.0mm)	48.2	645	661
4	(10mm)	普通钢板 (1.5mm)	47.7	630	650
5	(10mm)	普通钢板 (1.6mm)	48.5	638	648
6	(8mm)	硬铝合金 (3.5mm)	40.8	650	670
7	(9mm)	硬铝合金 (3.0mm)	40.8	608	640
8	(10mm)	硬铝合金 (1.5mm)	40.2	578	584
9	(6mm)	Kevlar (18.5mm)	48.1	701	697
10	(7mm)	Kevlar (12mm)	46.8	670	661
11	(9mm)	Kevlar (8.0mm)	46.8	645	630
12	(10mm)	Kevlar (6mm)	46.8	630	624

由表 1 得计算结果和试验结果发现, 计算值和试验值相差不大, 因此, 该模型可以较好地模拟此类双层陶瓷复合靶板的弹道极限速度。从图 3 的计算曲线可以发现, 随着靶板面密度的增加, 弹道极限速度随着增加, 靶板的抗弹效果加强; 同时可以看出, 靶板的不同配置对弹道极限的速度影响很大, 曲线呈现抛物线形状, 存在最佳配置的最佳配置。

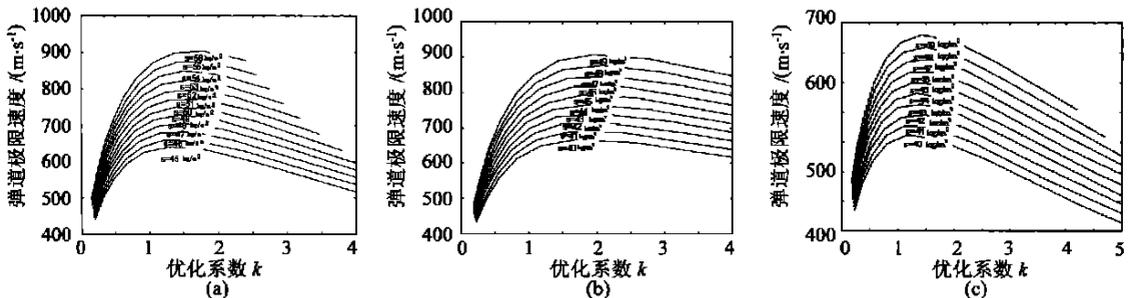


图 3 弹道极限速度随优化系数的变化曲线

(a) 钢背板; (b) Kevlar 背板; (c) 铝背板

Fig. 3 The curve of ballistic limited velocity vs. optimum coefficient for composite armor

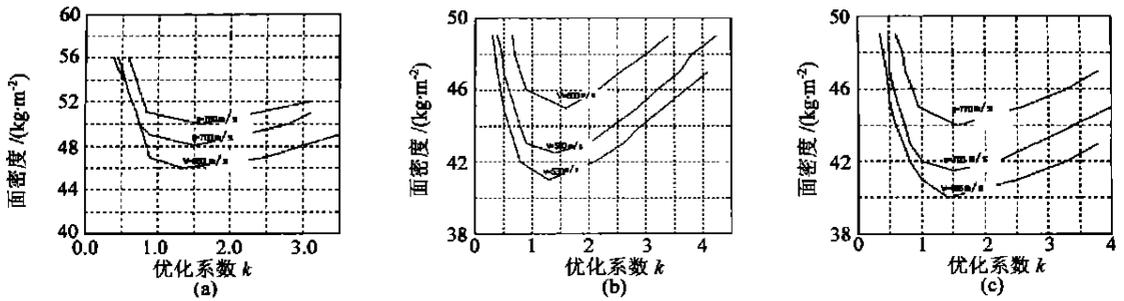


图4 面密度随优化系数的变化曲线
(a)钢背板; (b)Kevlar 背板; (c)铝背板

Fig. 4 The curve of area density vs. optimum coefficient

(a) steel back plate; (b) Kevlar back plate; (c) aluminum back plate

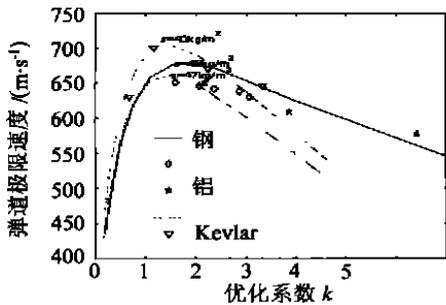


图5 不同背板试验值和理论值的比较图

Fig. 5 The curve of different back plate for experimental and calculated value

值点。为了验证计算结果,对一定面密度下的3类靶板进行了试验,计算和试验结果比较曲线如图5所示,图中的线型代表计算值,离散点代表试验值,由此图可以看出,接近最优系数的靶板具有较好的抗弹性。由图4可以发现,随着弹道极限速度的增加,抗弹靶板的面密度要相应地增加,在一定的弹道极限速度条件下,靶板的面密度随优化系数呈开口向上的抛物线变化,存在极小值点,该点所对应的优化系数和面密度即为给定弹道极限速度下的最佳靶板配置参数。

参 考 文 献

[1] Hetherington J G. The optimization of two component composite armors [J]. Int J Impact Engng, 1992, 12 (3): 409- 414.
 [2] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T, et al. Optimization of two component ceramic armor for a given impact velocity [J]. Theor Appl Fract Mech, 2000, 33: 185- 190.
 [3] Woodward R L. A simple one-dimension approach to modeling ceramic composite armor defeat[J]. Int J Impact Engng, 1990, 9(4): 455- 474.
 [4] Zaera R, Sánchez-gálvez V. Analytical modeling of normal and oblique ballistic impact of ceramic /metal lightweight armors[J]. Int J Impact Engng, 1998, 21(3): 133- 148.

[5] 张守中. 爆炸与冲击动力学[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1993. 333- 335.
 (Zhang S Z. Explosion and impact dynamics[M]. Beijing: Armas Industry Press, 1993. 333- 335.)
 [6] Florence A L. Interaction of projectiles and composite amour plate [R]. AMMRG-CR-69-15, Stanford Research Institutes, Menlo Park, CA, U S A, 1996.
 [7] 赵国志. 穿甲工程力学[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1992. 164- 167.
 (Zhao G Z. Engineering mechanics of penetration[M]. Beijing: Armas Industry Press, 1992. 164- 167.)

作者简介:



杜忠华 30岁,男,辽宁瓦房店人,1994年毕业于沈阳工业学院材料系,1994年到1997年在沈阳工业学院攻读硕士学位,主要方向是计算力学,现在南京理工大学攻读武器弹药专业博士学位,主要研究方向:计算力学和弹药工程。



赵国志 59岁,南京理工大学机械学院教授,博士生导师,1965年毕业于炮兵工程兵学院。主要研究方向:冲击动力学及应用。电话:(025)4315453。

王晓鸣 39岁,南京理工大学机械学院教授,硕士1982年毕业于南京理工大学机械学院弹药专业,目前的主要研究方向和业务专长有:弹药与战斗部系统技术,弹药智能技术,毁伤学和目标特性,穿甲弹机理研究与工程设计。电话(025)4315059, e-mail: wangxm@mail.njust.edu.cn
 沈培辉 42岁,南京理工大学机械学院教授,硕士,1982年毕业于南京理工大学机械学院弹药专业,目前的主要研究方向和业务专长有:弹药与战斗部系统技术,空甲弹机理研究与工程设计。电话(025)4315453。

(责任编辑:李铁柏)