文章编号:1000-5773(2013)06-0839-08

球形弹丸作用下钢/铝爆炸复合靶的抗侵彻性能计算与分析*

周　楠,王金相,谢　君,董　刚

(南京理工大学瞬态物理重点实验室,江苏南京　210094)

摘要:以钢/铝、钢/铝/钢爆炸复合靶为研究对象,采用系列弹道侵彻实验研究了其抗侵彻性能,侵彻实验利用 14.5 mm 滑膛枪发射直径 6 mm 的钢质球形弹丸。基于实验结果,分析了复合靶的毁伤模式,根据能量守恒原理建立了侵彻理论的计算模型,定性分析了不同层数及组合方式、厚度、强度等因素对复合靶抗侵彻性能的影响。研究结果表明,在弹丸的垂直侵彻作用下,钢面板和铝夹板发生剪切冲塞破坏,钢背板发生花瓣型扩孔破坏,当铝为背板时,为延性扩孔破坏。靶板各层强度和厚度的变大有利于提高复合靶的抗侵彻性能,在总厚度一定的情况下,三层复合靶的抗侵彻性能优于双层靶。理论计算结果同实验结果吻合良好,表明该理论计算模型可较好地预测复合靶板的抗侵彻性能。

关键词:爆炸复合靶;功能梯度靶;抗侵彻性能;计算模型

中图分类号:O385　　**文献标识码**:A

1　引　言

本工作研究对象为由两种或两种以上的金属板按一定顺序铺层,并采用爆炸焊接方法制备的具有较高面-面结合强度的复合靶,靶板各组合层的不均质性使复合靶的性能在厚度方向呈梯度变化。功能梯度复合靶在防护领域具有广泛的应用:如可用于装甲车辆、飞机等半硬目标的防护,有助于实现装备轻质、高效防护的目标;在民用领域中,可用于运钞车、流动银行等的防护,具有较大的应用价值。

自穿甲弹出现以来,其侵彻能力不断提高,均质金属装甲的防护能力已不能满足需求[1]。20 世纪 90 年代,美国学者提出了功能梯度装甲概念,由于结构和性能上优异的特性,关于功能梯度防护材料的研究逐渐成为当前装甲材料研究的热点之一[2]。目前,就功能梯度金属复合靶在弹丸侵彻作用下的破坏模式、毁伤机理和抗侵彻性能等内容开展了大量的研究工作。Hetherington[3] 和 Elek[4] 等建立并修正了弹丸侵彻复合靶板的理论计算模型,分析了靶板的吸能机制和抗侵彻性能;Dey[5] 研究了靶板在弹丸撞击作用下局部发生剪切冲塞破坏的过程;Sloberg[6] 分析了强度因素对靶板抗侵彻性能的影响;宋博[7] 研究了分层材料的不同排列次序对透射冲击波强度的影响;Dey[8]、Børvik[9] 和陈小伟[10] 等利用弹道实验研究了多层复合靶板的断裂准则,以及弹头形状对复合靶板抗侵彻性能的影响;Joshi[11]、Dey[12] 等采用 SPH 等数值方法研究了钛/钢和双层钢板的抗侵彻性能。到目前为止,在综合考虑靶板层数及组合方式、厚度及强度分布等因素的情况下,对复合功能梯度靶抗侵彻性能与机理的研究工作尚不够系

* **收稿日期**:2012-01-09;**修回日期**:2012-03-27

基金项目:国家自然科学基金(10902054);教育部新教师基金(200802881013);中国博士后基金(2011M500929);瞬态物理重点实验室基金(9140C300205110C3001);江苏省博士后基金(1101003B)

作者简介:周　楠(1986—),男,博士研究生,主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail:nudge@163.com

通讯作者:王金相(1978—),男,博士,副研究员,主要从事爆炸与冲击动力学研究. E-mail:wjx@njust.edu.cn

统和深入。

本研究结合侵彻实验，分析钢/铝、钢/铝/钢爆炸复合靶在球形弹丸垂直侵彻作用下的毁伤模式，以此为基础，借助于能量守恒原理，建立侵彻理论的计算模型，对不同组合靶板抗球形弹丸侵彻的性能进行计算，并验证其有效性，结合计算模型重点分析组合形式、厚度分布和强度因素对抗侵彻性能的影响。

2 侵彻实验

2.1 复合靶板的制备

实验所用的功能梯度复合靶采用爆炸焊接法制备而成。爆炸焊接是以炸药为能源进行金属间焊接和制备复合材料的一种高能率加工技术，可实现板材间的面面结合。通过对最大、最小飞板速度，流动限，声速限的理论计算，确定符合实验要求的爆炸焊接窗口，并选定合理的装药量及板间距等参数，制备出高质量的复合板[13]。图 1 为爆炸焊接实验装置示意图。本研究重点分析组合方式、组合层厚度、强度等因素对复合靶抗侵彻性能的影响，故在总厚度一定(5 mm)的情况下制备了 5 种复合靶，组合形式和各层厚度见表 1。

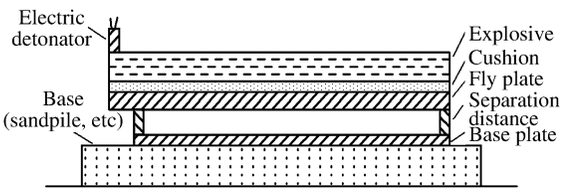


图 1 爆炸焊接示意图

Fig. 1 Schematic drawing of explosively welding

表 1 靶板层数和厚度组合

Table 1 Combinations of layers and thicknesses of targets

Number of layers	Specimen No.	Thickness/(mm)		
		304L Steel	LY12 Aluminum	304L Steel
2	1	2.0	3.0	—
	2	4.0	1.0	—
3	3	1.0	3.0	1.0
	4	1.5	2.0	1.5
	5	2.0	1.0	2.0

2.2 侵彻实验

实验采用 14.5 mm 滑膛枪作为发射装置，钢质球形弹丸直径为 6 mm，垂直侵彻靶板。通过调节装药量来控制弹丸的发射速度，靶板前、后分别放置两组测速靶，用于测量弹体的入射速度和剩余速度。为有效评估靶板的极限穿透速度，每一块靶板进行 7 次弹击实验。

3 理论分析模型

弹丸对靶板的侵彻是一个复杂的过程，从能量转化的角度，弹丸的动能将转化为靶板的变形和破坏能，还包括弹体的变形能、摩擦耗能及应力波耗散等次要耗能机制。理论模型的建立基于以下假定：

(1) 弹体为刚性，即忽略弹体在侵彻过程中的变形耗能；

(2) 忽略摩擦耗能和应力波耗散等次要耗能机制；

(3) 弹丸正撞击靶板，即法向角为零，且只考虑弹丸在撞击铅垂平面内的运动。

在弹丸侵彻复合靶板的过程中，刚性弹丸侵彻钢面板时，主要克服钢板的抗剪强度，钢面板发生剪切冲塞破坏；随着弹丸的前进，对于双层靶板，延性较好的铝背板在弹丸侵彻作用下发生延性扩孔破坏，而对于三层靶板，弹丸在铝夹板中引起顺着撞击方向的质点位移，由于钢背板对铝夹板的约束作用，在撞击区域的周边造成靶板材料的剪切变形，铝夹板发生剪切冲塞破坏；而对于硬度较高的钢背板，随着弹丸的不断侵入，产生径向裂缝，裂缝处于松弛环向应力状态，逐渐向外扩展，形成背板的花瓣型扩孔破

坏。三层钢/铝/钢复合靶板(S1Al3S1)和两层钢/铝复合靶板(S2Al3)在球形弹丸高速侵彻下的典型弹孔破坏模式如图 2 所示。

基于上述对实验结果的分析,建立理论分析模型如图 3 所示,靶板扩孔半径近似为弹丸半径 。应指出,不同靶板层间结合处在弹丸的撞击作用下出现撕裂耗能,如图 2(a)所示,本研究计算模型暂未考虑层间结合强度的影响。

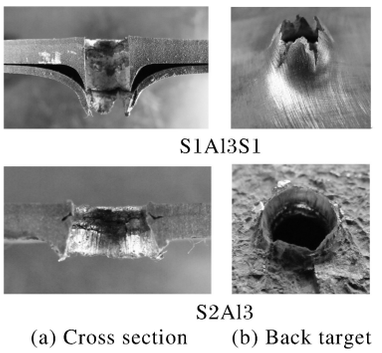


图 2 复合靶板典型破坏模式

Fig. 2 Typical damage model of composite targets

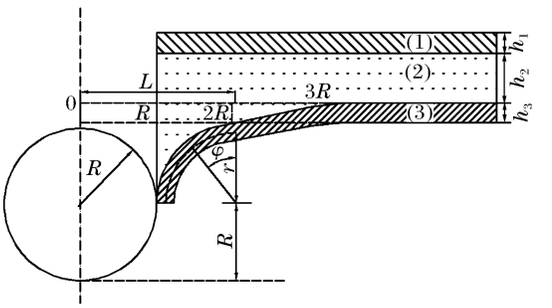


图 3 计算模型示意图

Fig. 3 Schematic drawing of calculation model

3.1 钢面板、铝夹板剪切冲塞模型

当球形弹丸高速侵彻硬度较高的钢面板和三层靶板中的铝夹板时,通常会造成冲击区域周边靶板材料的剪切破坏,形成冲塞块。在冲塞过程中,由于弹丸侵彻而形成的塞块与靶板作相对运动时所受阻力主要来自剪应力,认为剪应力均匀分布在塞块与靶板的接触面上,其值为靶板材料的剪切屈服极限 τ_y[14],忽略弹体与靶板孔壁间的摩擦,通过对收集的冲塞块直径的测量,发现冲塞块直径与球形弹丸直径接近,如图 4 所示,因此可忽略弹头形状的影响。则弹丸侵彻钢面板所消耗的能量 E_1 即为剪切力在此过程中所做的功,即



图 4 侵彻后弹丸与冲塞块实验图片

Fig. 4 Pictures of projectile and plug after penetration

$$E_1 = \int_0^{h_1} 2\pi R(h_1 - x)\tau_y \mathrm{d}x = \pi R\tau_y h_1^2 \tag{1}$$

式中:R 为弹孔半径,根据对弹孔的实验结果的测量,其值可近似为球形弹丸半径;τ_y 为靶板材料的剪切屈服极限;h_1 为靶板厚度;x 为弹丸距靶板背面的距离。

3.2 铝背板延性扩孔模型

对于双层靶板,铝板作为背板没有约束的存在,其在刚性球形弹丸的侵彻作用下,由于自身具有较好的延性,随着弹丸的前进,靶板材料顺着弹丸截面扩大而挤向四周,因此靶板发生延性扩孔破坏。

由于球形弹丸半径 R 与靶板厚度 h 比为 $R/h \leqslant 2$,则由泰勒扩孔理论可得,在弹丸的侵彻作用下,铝背板的扩孔变形能[5],即铝背板的延性扩孔耗能为

$$E_2 = W = \int_0^R 2\pi rh\,|\sigma_r|\,\mathrm{d}r = \int_0^R 2\pi r(2.66h_2)\,\frac{\sigma_y}{2}\mathrm{d}r = 1.33\pi R^2\sigma_y h_2 \tag{2}$$

式中:σ_y 为靶板材料的屈服应力,h_2 为铝背板厚度。

3.3 钢背板花瓣破坏模型

三层复合靶板在弹丸的侵彻作用下,钢背板发生花瓣型破坏,由实验结果可得,花瓣区域为(1~2)R,靶板局部变形区域约为(2~3)R。假设整个侵彻过程中弹丸消耗的动能转化为花瓣弯曲应变能[16]、裂

缝径向扩展应变能[17]和靶板塑性凹陷应变能[15]，同时假设在弹丸穿透靶板的过程中，花瓣端部与弹丸相贴合，计算模型如图 3 所示。

花瓣为 1/4 圆弧，如图 3 所示，弧长即花瓣长度为 $L=\pi r/2$，r 为圆心角 φ 所对应的圆弧弯曲半径。当弹丸直径处穿透靶板时，由几何关系可得 $L=r+R$，则弯曲半径为

$$r = 2R/(\pi-2) \tag{3}$$

图 5 为正视花瓣的平面图，呈等腰三角形，则点 a、d 间的距离 s 即为靶板翻转过角 φ 时的花瓣长度，有 $s=\varphi r$，则

$$s = 2R\varphi/(\pi-2) \tag{4}$$

所以，靶板翻转过角 φ 时的裂缝长度为[18]

$$C_\varphi = \frac{s}{\cos\theta} = \frac{2R\varphi}{(\pi-2)\cos(\pi/n)} \tag{5}$$

式中：θ 为三角形花瓣圆心角的一半，值为 π/n；n 为靶板断裂成三角形花瓣的个数。

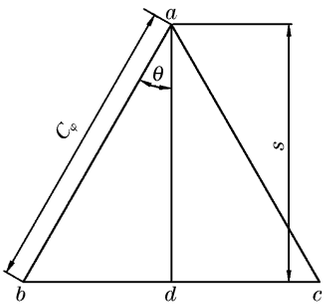


图 5 三角形花瓣正视图

Fig. 5 Front view of triangle petal

3.3.1 花瓣弯曲应变能

在弹丸的侵彻作用下，钢背板产生花瓣型破坏，形成塑性铰，随着弹丸的不断侵入，塑性铰在花瓣根部转动耗能，故花瓣弯曲应变能主要是塑性铰转动所消耗的能量，由塑性铰转动理论计算花瓣弯曲应变能。

花瓣根部单位长度的塑性弯矩为 $M=\sigma_y h_3^2/4$，则塑性铰转过角度 $\mathrm{d}\varphi$ 时的耗能为

$$\mathrm{d}E_c = \int \frac{1}{4}\sigma_y h_3^2 \cdot l_{bc}\,\mathrm{d}\varphi \tag{6}$$

式中：l_{bc} 为花瓣根部的宽度，$l_{bc}=2s\tan\theta$。

假设三角形花瓣的最终弯曲角为 $\pi/2$，则单个三角形花瓣的塑性铰转动耗能为

$$E_c = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{1}{4}\sigma_y h_3^2 \cdot l_{bc}\,\mathrm{d}\varphi \tag{7}$$

因此，三角形花瓣塑性铰转动的总耗能为

$$E_{cn} = nE_c = n\int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{1}{4}\sigma_y h_3^2 \cdot 2s\tan\theta\,\mathrm{d}\varphi = \frac{n\pi^2 R\,\tan(\pi/n)}{8(\pi-2)}\sigma_y h_3^2 \tag{8}$$

3.3.2 裂缝径向扩展应变能

根据 Dugdale 的狭带模型[19]，裂缝尖端塑性区宽度近似等于靶板的厚度 h_3，长度为 $\mathrm{d}C_\varphi$，则裂缝尖端塑性区体积为 $\mathrm{d}V=h_3^2\mathrm{d}C_\varphi$，所以单位体积应变能为

$$\mathrm{d}E_e = \sigma_r\varepsilon_r\mathrm{d}V = \sigma_r\varepsilon_r h_3^2\mathrm{d}C_\varphi \tag{9}$$

式中：σ_r、ε_r 为靶板材料的断裂应力和应变。

假设三角形花瓣的最终弯曲角为 $\pi/2$，将(5)式代入(9)式可得单个三角形花瓣的扩展应变能为

$$E_e = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sigma_r\varepsilon_r h_3^2 \frac{2R}{(\pi-2)\cos(\pi/n)}\mathrm{d}\varphi \tag{10}$$

因此，三角形花瓣的总扩展应变能为

$$E_{en} = nE_e = \frac{n\pi R}{(\pi-2)\cos(\pi/n)}\sigma_r\varepsilon_r h_3^2 \tag{11}$$

3.3.3 靶板局部凹陷应变能

靶板塑性凹陷应变能主要是靶板材料的塑性变形功，将图 3 中(2～3)R 范围内的靶板局部变形放大如图 6 所示，按照汤姆逊理论计算塑性凹陷所消耗的能量。靶板 A 处的体积单元随靶板的塑性凹陷变形至 B 处，应变能密度为

$$\mathrm{d}E_{\mathrm{p}} = \int \sigma_{\mathrm{y}} \mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{y}} = \int_{a}^{3R} \sigma_{\mathrm{y}} \frac{\mathrm{d}a}{a} = \sigma_{\mathrm{y}} \ln\left(\frac{3R}{a}\right) \quad (12)$$

式中:ε_{y} 为靶板材料屈服应变,a 为积分处距弹孔中心的距离,$\mathrm{d}a$ 为体积单元的宽度。则靶板塑性凹陷总的应变能为

$$E_{\mathrm{p}} = \int_{0}^{2\pi} \int_{3R-L}^{3R} a h_3 (\mathrm{d}E_{\mathrm{p}}) \mathrm{d}\varphi \mathrm{d}a = \frac{\pi^2 R^2 (5\pi - 12)}{2(\pi - 2)^2} \sigma_{\mathrm{y}} h_3 \quad (13)$$

式中:φ 为靶板凹陷区域的积分角度。

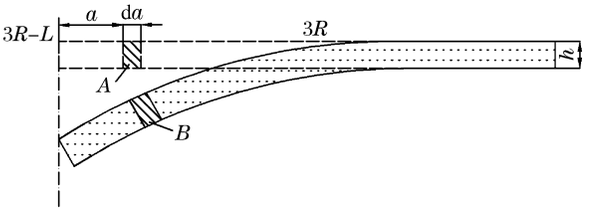


图 6　靶板塑性凹陷示意图

Fig. 6　Schematic drawing of plastic deformation

所以,靶板花瓣型开孔破坏所产生的总应变能 E_3 为

$$E_3 = E_{\mathrm{cn}} + E_{\mathrm{en}} + E_{\mathrm{p}} = \frac{n\pi^2 R \tan(\pi/n)}{8(\pi - 2)} \sigma_{\mathrm{y}} h_3^2 + \frac{n\pi R}{(\pi - 2)\cos(\pi/n)} \sigma_{\mathrm{r}} \varepsilon_{\mathrm{r}} h_3^2 + \frac{\pi^2 R^2 (5\pi - 12)}{2(\pi - 2)^2} \sigma_{\mathrm{y}} h_3 \quad (14)$$

综上可得,弹丸侵彻复合靶板过程中,靶板的总耗能 E 为

$$E = \begin{cases} E_1 + E_2 = \pi R \tau_{\mathrm{y}} h_1^2 + 1.33\pi R^2 \sigma_{\mathrm{y}} h_2 & h_1 + h_2 = 5\ \mathrm{mm}\ (\mathrm{S/Al}) \\ E_1 + E_2 + E_3 = \pi R \tau_{\mathrm{y}} h_1^2 + \pi R \tau_{\mathrm{y}} h_2^2 + \dfrac{n\pi^2 R \tan(\pi/n)}{8(\pi - 2)} \sigma_{\mathrm{y}} h_3^2 + \\ \qquad \dfrac{n\pi R}{(\pi - 2)\cos(\pi/n)} \sigma_{\mathrm{r}} \varepsilon_{\mathrm{r}} h_3^2 + \dfrac{\pi^2 R^2 (5\pi - 12)}{2(\pi - 2)^2} \sigma_{\mathrm{y}} h_3 & h_1 + h_2 + h_3 = 5\ \mathrm{mm}\ (\mathrm{S/Al/S}) \end{cases} \quad (15)$$

4　计算模型有效性分析

弹丸在侵彻复合靶板过程中各层靶板消耗的能量主要来自弹丸的动能,设弹丸的初速和剩余速度分别为 v_0 和 v_{r},由能量守恒原理可得

$$\frac{1}{2} m_{\mathrm{p}} v_0^2 - \frac{1}{2} m_{\mathrm{p}} v_{\mathrm{r}}^2 = E \quad (16)$$

假设弹丸侵彻靶板达到极限状态,即弹丸的剩余速度 $v_{\mathrm{r}} = 0$,则弹丸的初速 v_0 即为弹道的极限速度 v_{50}

$$v_{50} = \sqrt{2E/m_{\mathrm{p}}} \quad (17)$$

钢、铝板的材料参数如表 2 所示。表 3 为靶板弹道极限速度 v_{50} 理论值与实验值的比较分析。由于建立的理论计算模型忽略了靶板层间结合强度、摩擦耗能、弹体变形能及应力波耗散等次要耗能机制的影响,所以弹道极限速度的理论值均小于实验值,误差分析如表 3 所示。总体上,理论模型计算结果与实验结果吻合良好。

表 2　靶板材料性能参数[17-18]

Table 2　Parameters of targets[17-18]

Material	Yield strength σ_{y}/(MPa)	Shear yield limit τ_{y}/(MPa)	Fracture stress σ_{r}/(MPa)	Fracture strain ε_{r}	Density ρ_{t}/(kg/m^3)
Steel	530	400	700	0.395	7 850
Aluminium	245	100	240	0.350	2 700

表 3 v_{50} 实验结果与理论结果误差分析

Table 3 Error analysis of experimental and theoretical results of v_{50}

Specimen No.	Targets	Experimental v_0/(m/s)	Status	Experimental v_{50}/(m/s)	Theory v_{50}/(m/s)	Relative error/(%)
1	S2Al3	268.2	Unpenetrated	320.5	310.3	3.2
		333.2	Penetrated			
		360.2	Penetrated			
		385.9	Unpenetrated			
2	S4Al1	416.0	Critical	417.6	396.0	5.2
		450.9	Penetrated			
		484.6	Unpenetrated			
3	S1Al3S1	493.8	Unpenetrated	496.5	477.1	3.9
		511.0	Penetrated			
		528.0	Unpenetrated			
4	S1.5Al2S1.5	542.2	Critical	543.3	508.3	6.4
		559.7	Penetrated			
		580.7	Unpenetrated			
5	S2Al1S2	628.2	Penetrated	615.6	598.1	2.8
		637.9	Penetrated			

5 靶板抗侵彻性能影响因素分析

靶板在抗侵彻过程中的总耗能如(15)式所示,可以看出:靶板的强度和厚度是影响靶板抗侵彻性能的主要因素,其值的增大有利于靶板抗侵彻性能的提高;结合表 3 中弹道极限速度 v_{50} 的实验值、理论值,考虑到不同层数组合及不同厚度分布对靶板抗侵彻性能的影响,可知:对于不同层数的靶板组合,三层靶板的弹道极限速度比两层靶板的弹道极限速度有所提高,而弹丸侵彻后的剩余速度小于两层靶板,表明三层靶板的抗侵彻性能优于两层靶板;在靶板的总厚度和组合方式(即各层靶板的材料性能参数)一定时,靶板的厚度分布是影响复合靶板抗侵彻性能的主要因素,且钢面板厚度的增大有利于复合靶板抗侵彻性能的提高。

在考虑复合靶板轻质化的前提下,应综合考虑靶板的厚度分布及各层材料力学性能等对靶板抗侵彻性能的影响,达到轻质、高效的防护目的。这也是下一步需要开展的工作。

6 结 论

针对功能梯度复合靶在球形弹丸作用下的侵彻破坏,建立了复合靶板的抗侵彻理论计算模型,可以得到以下结论:

(1) 通过侵彻实验,分析了钢/铝、钢/铝/钢复合靶的抗侵彻机理和毁伤模式:在弹丸垂直侵彻作用下,钢面板和铝夹板发生剪切冲塞破坏,钢背板发生花瓣型扩孔破坏,当铝为背板时,为延性扩孔破坏。因此,弹丸在侵彻复合靶板中消耗的能量主要转换为钢面板和铝夹板的剪切冲塞能、铝背板的延性扩孔能和钢背板的花瓣弯曲应变能、裂缝径向扩展应变能以及靶板塑性凹陷应变能,并以此为基础借助于能量守恒原理建立了理论计算模型。

(2) 通过建立的复合靶抗侵彻理论模型计算所得的弹道极限速度 v_{50} 的理论值与实验值的最大、最小和平均误差分别为 6.4%、2.8%和 4.3%,理论值与实验值总体吻合良好,表明该理论计算模型对预测复合靶板的抗侵彻性能是有效的。

(3) 复合靶板各层强度和厚度的变大有利于提高复合靶的抗侵彻性能,三层复合靶板弹道极限速

度的平均实验值和理论值比双层复合靶板分别提高 49.5%和 49.4%,所以,在总厚度一定的情况下,三层复合靶的抗侵彻性能优于双层靶。

研究结果将为功能梯度复合靶抗侵彻性能的分析与优化设计提供理论依据。接下来将进一步丰富实验数据,对理论模型进行更有效地验证。同时,综合考虑摩擦耗能、弹体变形能、界面撕裂能及应力波耗散等次要耗能机制的影响,并开展优化设计。

References:

[1] Zhao G Z. Armor Engineering Mechanics [M]. Beijing: Weapons Industry Press, 1992: 2. (in Chinese)
赵国志. 穿甲工程力学 [M]. 北京: 兵器工业出版社, 1992: 2.

[2] Skaggs S R. A brief history of ceramic armor development [J]. Ceramic Engineering and Science Proceedings, 2003, 24(3): 337-349.

[3] Hetherington J G. Energy and momentum changes during ballistic perforation [J]. Int J Impact Eng, 1996, 18(3): 319-337.

[4] Elek P, Jaramaz S, Mickovic D. Modeling of perforation of plates and multi-layered metallic targets [J]. Int J Solids Struct, 2005, 42(4): 1209-1224.

[5] Dey S, Børvik T, Hopperstad O S, et al. On the influence of constitutive relation in projectile impact of steel plates [J]. Int J Impact Eng, 2007, 34(3): 464-486.

[6] Solberg J K, Leinum J R, Embury J D, et al. Localised shear banding in Weldox steel plates impacted by projectiles [J]. Mech Mater, 2007, 39(9): 865-880.

[7] Song B, Hu S S, Wang L L. Influence on the transmitted intensity of shock wave through different tatic orders of layered materials [J]. Acta Armamentar, 2000, 21(3): 272-274. (in Chinese)
宋　博, 胡时胜, 王礼立. 分层材料的不同排列次序对透射冲击波强度的影响 [J]. 兵工学报, 2000, 21(3): 272-274.

[8] Dey S, Børvik T, Hopperstad O S, et al. On the influence of fracture criterion in projectile impact of steel plates [J]. Comput Mater Sci, 2006, 38(1): 176-191.

[9] Børvik T, Clausen A H, Hopperstad O S, et al. Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles-experimental study [J]. Int J Impact Eng, 2004, 30(4): 367-384.

[10] Chen X W, Zhang F J, Liang B, et al. Three modes of penetration mechanics of A3 steel cylindrical peojectiles impact onto 45 steel plates [J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(3): 199-207. (in Chinese)
陈小伟, 张方举, 梁　斌, 等. A3 钢钝头弹撞击 45 钢板破坏模式的试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2006, 26(3): 199-207.

[11] Joshi V S, Carney T C. Modeling of bullet penetration in explosively welded composite armor plate [J]. AIP Conference Proceedings, 2006, 845(1): 1387-1390.

[12] Dey S, Børvik T, Teng X. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: An experimental and numerical investigation [J]. Int J Solids Struct, 2007, 44(20): 6701-6723.

[13] Wang T F. Computer-aided design of explosive welding parameter [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2004, 18(3): 245-239. (in Chinese)
王铁福. 爆炸焊接参数的计算机辅助设计 [J]. 高压物理学报, 2004, 18(3): 245-239.

[14] Zhang G W. The Finish Effect and Shooting Range Tests [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2009: 72-73. (in Chinese)
张国伟. 终点效应及靶场试验 [M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2009: 72-73.

[15] Qian W C. Penetration Mechanics [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1984: 238-287. (in Chinese)
钱伟长. 穿甲力学 [M]. 北京: 国防工业出版社, 1984: 238-287.

[16] Huang T, Wu W G, Li X B, et al. Oblique armor-piercing effect of a truncated cylindroconical projectile [J]. Journal of Vibration and Shock, 2010, 29(2): 125-127. (in Chinese)
黄 涛, 吴卫国, 李晓彬, 等. 截锥形弹体斜穿甲花瓣型破坏模型 [J]. 振动与冲击, 2010, 29(2): 125-127.

[17] Du Z P, Li X B, Xia L J, et al. Research on the kinetic armor-piercing effect of semi-armor-piercing missile warhead [J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2006, 40(10): 1794-1797. (in Chinese)
杜志鹏, 李晓彬, 夏利娟, 等. 反舰导弹战斗部动能穿甲花瓣型破坏模型 [J]. 上海交通大学学报, 2006, 40(10): 1794-1797.

[18] Xu S X, Wu W G, Li X B, et al. Theoretical analysis on residual velocity of conical projectile after penetrating thin plate at low oblique angle [J]. Journal of Ballitics, 2010, 22(3): 58-62. (in Chinese)
徐双喜, 吴卫国, 李晓彬, 等. 锥头弹小斜角侵彻薄板剩余速度理论分析 [J]. 弹道学报, 2010, 22(3): 58-62.

[19] Dugdale D S. Yielding of steel sheets containing slits [J]. J Mech Phys Solids, 1960, 8(2): 100-104.

Calculation and Analysis for the Anti-Penetration Performance of Explosively Welded Steel/Aluminum Plates Target by the Penetration of Spherical Projectile

ZHOU Nan, WANG Jin-Xiang, XIE Jun, DONG Gang

(*Science and Technology on Transient Physics Laboratory, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing* 210094, *China*)

Abstract: A series of penetration-experiments were performed to investigate the anti-penetration performance of two and three layers' explosively welded steel/aluminum and steel/aluminum/steel targets, the 14.5 mm slip chamber gun was used to launch the spherical steel projectile with diameter of 6 mm in the experiments. The failure modes of the layered targets were analyzed recur to the experimental results and on this basis a theoretical model was proposed to calculate the anti-penetration performance of the targets. The effects of different combinational style, thickness and intensity etc. on the anti-penetration performance of the targets were also analyzed qualitatively by the calculation model. The results show that: the damage mechanism of the steel front plate and aluminum middle plate is shearing and plugging, the steel rear plate is petalling damage and the aluminum rear plate is ductile prolonging; increasing intensity and thickness of the layered targets are beneficial for the anti-penetration performance; the anti-penetration performance of three-layer plates is better than that of the two-layer plates with the same total thickness; the results of theoretical calculation are well consistent with experimental results, indicating that the theoretical calculation model can predict the anti-penetration performance of layered targets effectively.

Key words: explosively welded target; functional gradient target; anti-penetration performance; calculation model