

文章编号: 1001-2486(2008)04-0033-06

穿甲子弹垂直侵彻防弹钢试验与理论模型<sup>\*</sup>晏麓晖<sup>1,2</sup>, 曾首义<sup>1</sup>, 周建平<sup>2</sup>

(1. 国防科技大学 指挥军官基础教育学院, 湖南 长沙 410073;

2. 国防科技大学 航天与材料工程学院, 湖南 长沙 410073)

**摘要:** 试验研究了穿甲子弹垂直侵彻高强防弹钢的机理, 提出了一个分析靶板极限速度和弹体剩余速度的理论模型, 该模型综合考虑了材料的应变率与热软化效应, 结果表明, 理论值与试验值吻合很好。分析了失效准则的影响, 研究了剪切带温度和靶板耗能随入射速度的变化规律。

**关键词:** 固体力学; 穿甲子弹; 侵彻; 防弹钢; 理论模型

中图分类号: TU511 文献标识码: A

## Experiment and Theoretical Model of High-strength Armor Normally Penetrated by Armor-piercing Bullet

YAN Lu-hui<sup>1,2</sup>, ZENG Shou-yi<sup>1</sup>, ZHOU Jian-ping<sup>2</sup>

(1. College of Primary Education for Officers, Changsha 410073, China;

2. College of Aerospace and Material Engineering, National Univ. of Defense Technology, Changsha 410073, China)

**Abstract:** The perforation mechanism of the high-strength armor by Armor Piercing Bullet (AP) was investigated by experiments. A theoretical model for the ballistic limit of the armor and residual velocity of the bullet including the effects of the strain rate and the thermal softening of the material was presented. The results show that the theoretical values have fine agreement with those of the experiments. The impact of failure criterion on the results was analyzed and the temperature rising of the shear band and the change rules of energy-dissipating of the target with the input velocities were discussed.

**Key words:** solids mechanics; armor-piercing bullet; penetration; armor; theoretical model

大量研究表明, 金属靶板的穿孔模式和抗弹性能与弹头形状、靶板硬度和厚度有关<sup>[1]</sup>。在刚性尖头弹侵彻下韧性金属靶的失效模式一般为延性扩孔或花瓣穿孔<sup>[1-2]</sup>。在一定硬度范围内, 靶板极限速度随硬度的增加而增加, 超过某一硬度, 由于发生绝热剪切, 弹道极限反而下降, 直到靶板能使弹丸破坏时, 靶板硬度的增加才会进一步提高其抗弹能力<sup>[3]</sup>。Dikshit 等研究表明<sup>[4]</sup>, 装甲钢板发生绝热剪切穿孔转变的硬度范围为 HV440 左右 (即  $\alpha > 1.4\text{GPa}$ ), 当硬度超过该值, 抗弹能力下降。Woodward 发现<sup>[5]</sup>, 尖头弹对硬度较大靶板的贯穿为复合穿孔模式, 当板厚与弹径比  $H/d > \sqrt{3}/2$  时, 为延性扩孔+ 冲塞, 当  $H/d < \sqrt{3}/2$ , 则为冲塞+ 扩孔。Leppin<sup>[6]</sup> 在尖头弹贯穿钛合金薄板试验中发现, 存在一种环带 (annulus) 冲剪模式, 即靶板先被冲塞出直径小于弹径的小塞块, 然后以剪切方式冲剪出环形碎块完成扩孔。但没有见到有关这种环带冲剪模式更多的报道。

目前已发展了众多平头弹冲塞模型理论, 较经典的有 Rechetipson 能量模型<sup>[1]</sup>、Awerbuch-bodner 三阶段模型<sup>[1]</sup>、Liss 五阶段模型<sup>[7]</sup> 等, Bat-johnson 模型<sup>[8]</sup> 考虑了冲塞的绝热剪切效应, Liu<sup>[9]</sup>、Jones<sup>[10]</sup> 和 Chen<sup>[11]</sup> 等分别考虑靶板的剪切、弯曲和膜应力效应, 发展了适应不同板厚的模型理论, 但以上模型都假设剪切带宽度不变。试验和有限元分析表明<sup>[12]</sup>, 由于绝热效应, 剪切带宽将发生变化, 冲塞可为塑变剪切 (无相变), 也可能为绝热剪切 (有相变), 发生绝热相变剪切时, 带宽  $\sim 100\mu\text{m}$ 。Li<sup>[13]</sup> 研究表明, 剪切带宽随冲击速度的增加而减小。而目前还没有较好反映冲塞塑变剪切与相变剪切机制的统一模型。

\* 收稿日期: 2007-09-18

作者简介: 晏麓晖 (1962-), 男, 教授, 博士生。

本文通过试验研究了穿甲子弹垂直侵彻防弹钢薄板机理,发现防弹钢板在穿甲子弹侵彻下失效模式与钛合金薄板的穿孔机制<sup>[6]</sup>相同。基于该失效模式,提出了一个分析靶板极限速度和弹体剩余速度的理论模型,该模型综合考虑了材料应变率、热软化效应和冲击速度对剪切带宽度影响,分析了剪切带温度以及靶板耗能随入射速度的变化规律。

### 1 侵彻试验

试验靶板为国产 685<sup>#</sup> 防弹钢板,板厚 3.4mm,平面尺寸 150mm × 150mm。采用步枪发射 7.62mm 穿甲子弹实施加载,通过药量调整控制速度;采用高速摄像获得贯穿过程序列图像,摄像帧频为  $5 \times 10^4$  fps,分辨率  $512 \times 144$  pixel;应用锡泊靶法测量子弹入射速度,由高速摄像的图像处理 and 锡泊靶法共同获得剩余速度;通过标定试验对图像测速和锡泊靶测速进行了对比标定,误差控制在 10% 以内。试验系统如图 1 所示。

图 2 为子弹穿靶前后高速摄像图像,图 3 为靶板弹孔特征照片,图 4、图 5 为回收的靶板碎块和子弹,图 6 为弹孔直径随入射速度的变化规律。

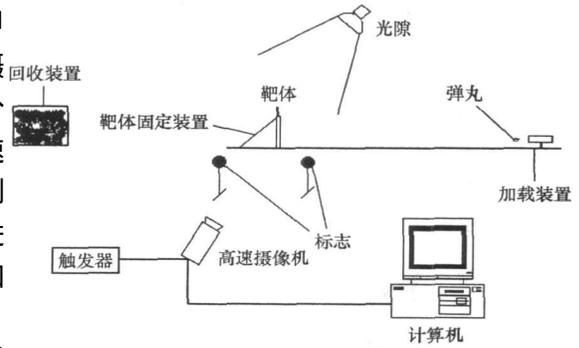


图 1 侵彻试验系统示意图  
Fig. 1 Scheme of test system

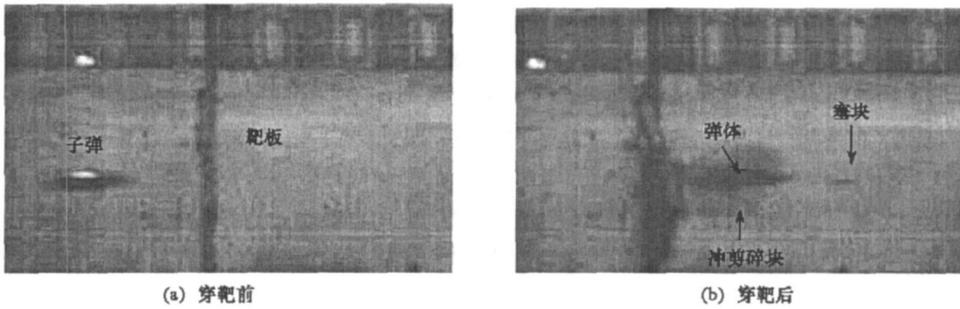


图 2 侵彻过程高速摄像图

Fig. 2 Perforation process by High-speed Photograph.

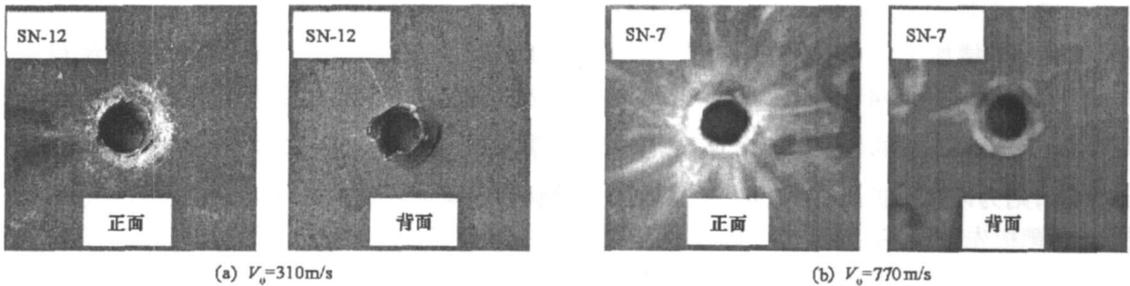


图 3 靶板弹孔特征

Fig. 3 Characteristics of holes in target

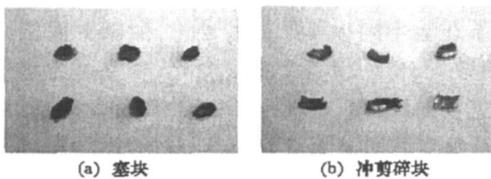


图 4 回收的靶碎块

Fig. 4 Recovered fragments of target

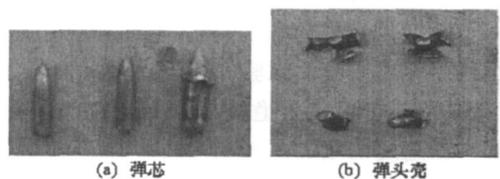


图 5 回收的子弹

Fig. 5 Recovered bullets

试验结果表明:

(1) 子弹弹芯贯穿靶板后保持完整(图 5), 在未贯穿靶板时, 弹头壳和铅套没有与弹芯完全剥离; 而穿靶情况下, 弹头壳都与弹芯剥脱且撕裂成花瓣。

(2) 靶板的整体变形不明显(图 3), 正面弹孔直径与弹芯直径( $d = 6\text{mm}$ )相当(图 6)。

(3) 回收的靶碎块有两类, 一是直径约为  $3.0\sim 3.8\text{mm}$  的小塞块(图 4(a)), 其直径与 Woodward 理论估计值<sup>[5]</sup>  $2H/\sqrt{3} = 3.9\text{mm}$  基本一致; 二是断裂的环状碎块(图 4(b)), 在弹芯未完全贯穿时, 环形碎块没有完全脱离靶板(图 3(a)), 靶背面孔径小于弹芯直径(图 6)。

(4) 当冲击速度较低( $v_0/v_{50} < 1.5$ )时, 靶背面孔径与弹芯直径相当, 弹孔光滑, 表明环形碎块以冲剪方式脱离; 高速冲击( $v_0/v_{50} > 1.5$ )时, 靶背面弹孔呈现明显的斜拉断口(图 3(b)), 孔径随入射速度的提高而增加(图 6), 表明环形碎块以弯曲断裂方式脱离。

由以上结果, 可得穿甲子弹垂直侵彻该防弹钢板的机理:

(1) 仅高强度弹芯对靶板产生侵彻贯穿;

(2) 低速冲击时, 靶板失效模式为冲塞与冲剪复合模式, 即首先由弹尖冲塞出一小塞块, 然后弹芯在扩孔过程冲剪出环形碎块(图 2)<sup>[6]</sup>;

(3) 高速冲击时, 靶板失效模式为冲塞与弯拉复合模式, 即在弹尖冲塞小塞块后, 环形靶材在扩孔过程中产生弯拉断裂脱离<sup>[5]</sup>。

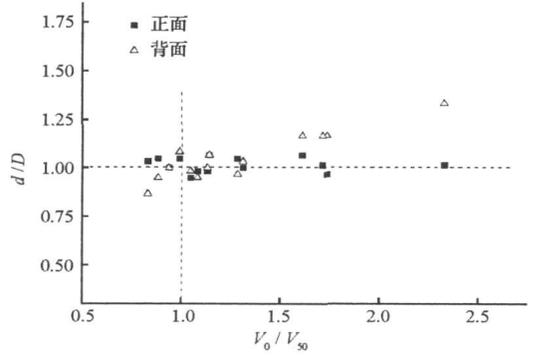


图 6 弹孔直径随入射速度的变化规律

Fig. 6 Change of the diameters of hole with input velocities

## 2 理论模型

根据试验结果, 假设: (1) 仅弹芯对靶板产生侵彻, 且完全刚性; (2) 靶板只发生局部穿孔耗能, 忽略整体耗能; (3) 穿孔模式为冲塞与冲剪复合模式, 贯穿过程为弹尖先对靶板的冲塞, 之后弹芯以冲塞结束后的剩余速度冲剪环形碎块。

### 2.1 冲塞过程

根据能量守恒,

$$\frac{1}{2}Mv_0^2 = \frac{1}{2}(M + m_{p1})v_1^2 + W_{i1} + W_{s1} \quad (1)$$

其中

$$W_{i1} = \frac{Mm_{p1}v_0^2}{2(M + m_{p1})} \quad (2)$$

$$W_{s1} = \int_0^{P_\sigma} \pi d_1 H \tau_d dP \quad (3)$$

式中,  $M$  为弹芯质量,  $m_{p1} = \rho\pi d_1^2 H/4$  为塞块质量;  $\rho$  和  $H$  分别为靶板密度与厚度,  $d_1$  塞块直径;  $v_0$  和  $v_1$  分别为弹芯初始速度和冲塞终止时剩余(或塞块)速度;  $W_{i1}$ 、 $W_{s1}$  分别是弹芯撞击塞块耗能和剪切耗能。

$P_\sigma$  为塞块脱离靶板时弹芯的临界侵彻深度, 采用临界位移准则<sup>[11-12]</sup>

$$P_\sigma = kH \quad (4)$$

式中,  $k$  为经验常数。

$\tau_d$  为靶材的动剪应力<sup>[8]</sup>,

$$\tau_d = \tau(\nu) \gamma^n (1 - \alpha T) \quad (5)$$

其中,  $\tau(\nu)$  为动屈服强度, 根据动态性能<sup>[14]</sup> 取为

$$\tau(\gamma) = \begin{cases} a_1 [1 + b_1 \ln(\gamma/\gamma_{01})] & \gamma < 1.732 \times 10^3 s^{-1} \\ a_2 [1 + b_2 \gamma/\gamma_{02}] & \gamma \geq 1.732 \times 10^3 s^{-1} \end{cases} \quad (6)$$

上二式中  $T$  为温度,  $\alpha$  热软化系数,  $n$  硬化指数;  $\gamma_{01}$ 、 $\gamma_{02}$  为参考应变率,  $a_1$ 、 $a_2$  和  $b_1$ 、 $b_2$  为材料参数。

考虑侵彻速度对剪切带宽度的影响<sup>[11]</sup>, 取剪切应变  $\gamma$  与弹芯侵深  $P$  的关系

$$\gamma = \frac{P}{e} \quad (7a)$$

$$e = \frac{\delta H}{3} \quad (7b)$$

$$\delta = \begin{cases} 1 & v \leq c_t \\ \exp[\lambda(1 - v/c_t)] & v > c_t \end{cases} \quad (7c)$$

式中,  $e$  为剪切带宽,  $v$  为冲击速度,  $c_t = \sqrt{G_p/\rho}$  为剪切塑性波速,  $G_p$  为塑性剪切模量,  $\lambda$  为经验参数。

由此得到冲塞剪切耗能

$$W_{s1} = A \varphi(P) \quad (8a)$$

$$A = \frac{\pi d_1 H e \tau_i \gamma_i}{n} \exp\left(\frac{n}{n+1}\right) \quad (8b)$$

$$\varphi(P) = 1 - \exp\left[-\frac{n}{n+1} \left(\frac{P}{e \gamma_i}\right)^{n+1}\right] \quad (8c)$$

其中,  $\tau_i$  和  $\gamma_i$  分别为材料绝热失稳剪应力和剪应变。

$$\gamma_i = \left(\frac{n C_V}{\alpha \beta \tau_i}\right)^{\frac{1}{n+1}} \quad (9a)$$

$$\tau_i = \tau(\gamma) \gamma_i^n (1 - \alpha T_0) \exp\left[-\frac{n}{n+1}\right] \quad (9b)$$

式中,  $T_0$  为室温,  $C_V$  为定容比热,  $\beta = 0.9$  为 Taylor-quinney 系数。

因而, 冲塞完成时的弹芯速度

$$v_1 = \sqrt{\left(\frac{M v_0}{M + m_{p1}}\right)^2 - \frac{2A \varphi(P_\sigma)}{M + m_{p1}}} \quad (10)$$

## 2.2 冲剪过程

冲剪过程为环形碎块在弹芯作用下外周以剪切模式脱离靶板, 与冲塞过程推导方法相同, 可得到冲剪结束后弹芯剩余速度  $v_2$  以及相应的撞击耗能  $W_{i2}$  和剪切耗能  $W_{s2}$  为

$$v_2 = \sqrt{\left(\frac{M v_1}{M + m_{p2}}\right)^2 - \frac{2A \varphi(P_\sigma)}{M + m_{p2}}} \quad (11)$$

$$W_{i2} = \frac{M m_{p2} v_1^2}{2(M + m_{p2})} \quad (12)$$

$$W_{s2} = \bar{A} \varphi(P) \quad (13)$$

$$\bar{A} = \frac{\pi d_2 H e \tau_i \gamma_i}{n} \exp\left(\frac{n}{n+1}\right) \quad (14)$$

式中,  $m_{p2} = \rho \pi (d_2^2 - d_1^2) H / 4$  为环形碎块质量,  $d_2$  为碎块外径。

## 2.3 极限速度

取使环形碎块相对靶板位移达到临界侵深且弹芯剩余速度等于零时对应的入射速度为靶板的弹道极限, 由以上结果可得到靶板的极限速度

$$v_{50} = \frac{M + m_{p1}}{M} \sqrt{2 \left[ \frac{A}{M + m_{p1}} + \frac{(M + m_{p2}) A}{M^2} \right] \varphi(P_\sigma)} \quad (15)$$

### 3 结果分析

根据 685<sup>#</sup> 防弹钢静态拉伸试验并参考动态试验结果<sup>[14]</sup>, 取材料参数为:  $a_1 = 117\text{GPa}$ ,  $a_2 = 121\text{GPa}$ ,  $b_1 = 0.009$ ,  $b_2 = 0.03$ ,  $n = 0.1$ ,  $\alpha = 6.7 \times 10^{-4}\text{C}^{-1}$  (图 7) 计算。

图 8 给出了弹芯剩余速度、塞块速度随入射速度的变化规律。模型结果与试验结果吻合较好, 其中极限速度理论值为  $342\text{m/s}$ , 仅比试验拟合值 (Lambert 公式<sup>[11]</sup>)  $331\text{m/s}$  略高  $3.3\%$ , 令人满意。

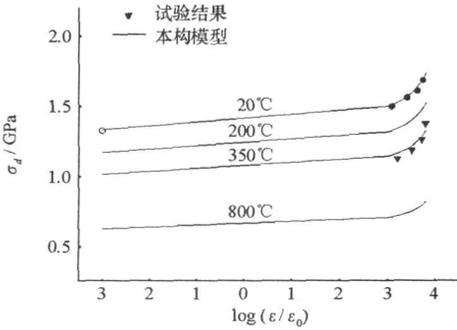


图 7 材料动态本构关系

Fig. 7 Dynamic constitutive relation of material

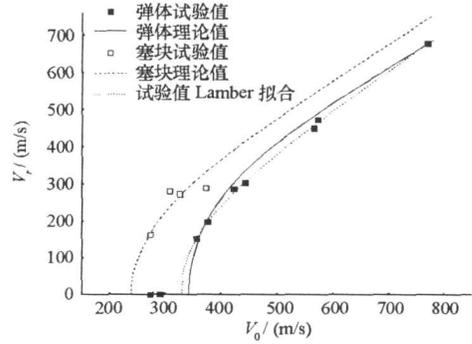


图 8 弹芯剩余速度随入射速度的变化

Fig. 8 Change of residual velocities of bullet with input velocities

图 9 表明, 位移失效准则的经验常数  $k$  取值对极限速度有一定影响。虽然取  $k = 1.0$ <sup>[11]</sup> 获得了与试验吻合很好的结果 (图 8), 但对所研究的防弹钢,  $k$  取  $0.5 \sim 1.0$  时, 冲塞极限和弹道极限速度相差很小, 对弹道极限,  $k$  最低可取到  $0.25$  左右。说明塞块 (或环形碎块) 在没有完全冲出靶板时已与靶板断开, 与 Bovik<sup>[12]</sup> 的试验观察一致。

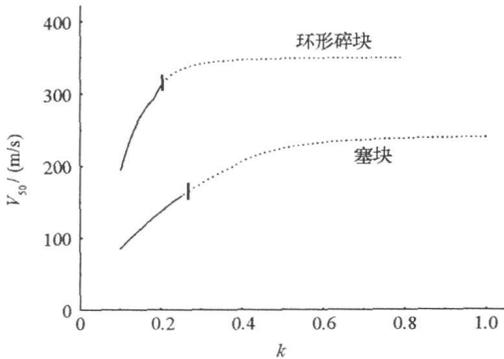


图 9 位移失效经验系数对极限速度的影响

Fig. 9 Effect of exponential failure coefficient on limit velocities

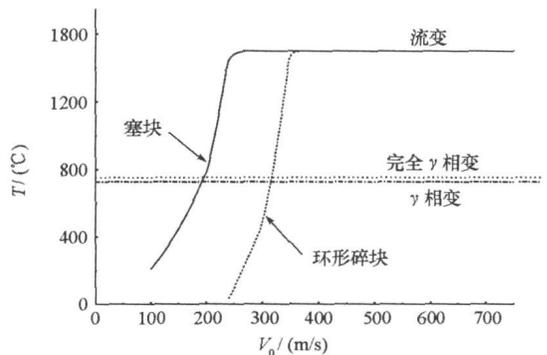


图 10 剪切带温度随入射速度的变化

Fig. 10 Change of temperature of shear band with input velocities

假设  $P = 0.5H$  时塞块与靶板断裂, 根据子弹的卵形头部特征 (头部长约  $12\text{mm}$ ), 可以推算出此时弹头没有与环形碎块圈接触, 因此本文将冲塞过程与冲剪过程分别处理是合理的。

当采用临界剪应变准则并取常温静态试验的断裂应变作为临界值, 求得的冲塞极限和弹道极限速度 (图 9 短线处) 偏小, 其中弹道极限偏小约  $10\%$ , 而冲塞极限偏小  $33\%$ 。事实上, 由于冲击的动态效应与热软化, 材料的失效应变将有所增加, 所以直接取常温静态断裂应变作为失效判据不合适。

由于绝热效应, 冲塞或冲剪过程都会使剪切带产生局部温升 (图 10), 极限速度处剪切带温度都超过靶板的  $\gamma$  相变温度且接近熔点, 大于极限速度时剪切带处于完全的流变状态。

靶板的耗能由撞击耗能、塞块冲塞剪切耗能和环形块冲剪耗能三部分组成, 且塞块和环形碎块获得动能吸收掉部分能量, 五部分能量所占比例根据入射速度的不同发生变化 (图 11)。在弹道极限时, 主要耗能是环形碎块冲剪耗能 (表 1), 占总能耗的  $66.37\%$ , 塞块冲塞耗能与撞击耗能占  $15\%$  左右。随入

射速度增加剪切耗能迅速下降,而撞击耗能和塞块、碎块吸收的动能增加,速度大于 600m/s 后耗能的主要机制是这三部分的能耗。结果也说明了为什么模型在重点考虑低速失效模式下所得结果在高速时仍与试验符合较好,因为在高速侵彻时,弹体的速度变化主要取决于动量守恒,不同失效模式的变形(或破坏)能影响较小,而模型包含了高速失效模式所有的塞块和环形碎块动量。

表1 弹道极限时各部分耗能比例

Tab.1 Proportion in different energy-dissipation process at limit velocity

	总能耗	撞击 耗能	冲塞 耗能	冲剪 耗能	塞块 动能	碎块 动能
耗能比例 (%)	100	14.17	15.16	66.37	4.30	0.00

## 4 结论

(1) 高强防弹钢在穿甲子弹冲击作用下的失效机制为冲塞+ 冲剪模式或冲塞+ 弯拉模式: 首先冲塞出直径约等于  $2H/\sqrt{3}$  的塞块, 然后, 低速下冲剪出外径约等于弹芯直径的环形碎块, 高速下在弹芯扩孔时由于弯拉断裂产生背面直径大于弹径的环形碎块, 弹头壳与铅套不能侵入靶板。

(2) 基于冲塞与冲剪模式, 所提出的考虑了材料动态性能与热软化效应的理论模型较好地反映了穿甲子弹对该防弹钢靶的侵彻穿靶过程, 结果与试验吻合较好。

(3) 靶板的耗能由撞击耗能、冲塞与冲剪剪切耗能和塞块与环形碎块动能组成, 在弹道极限处主要是剪切耗能; 较高入射速度下, 弹芯动能的衰减主要是因为撞击以及转变为塞块与环形碎块动能产生的能耗造成。

## 参考文献:

- [1] Backman M, Goldsmith W. The Mechanics of Penetration of Projectiles Into Targets[J]. Int J Eng Sci, 1978, 16: 1- 108.
- [2] Wierzbicki T. Petalling of Plates under Explosive and Impact Loading[J]. Int J Impact Eng, 1999, 22: 935- 954.
- [3] Manganello S J, Abbott K H. Metallurgical Factors Affecting the Ballistic Behavior of Steel Targets[J]. J Mater, 1972, 7: 231- 239.
- [4] Dilshat S N, Kutumbarao V V, Sundararajan G. The Influence of Plate Hardness on the Ballistic Penetration of Thick Steel Plates [J]. Int J Impact Eng, 1995, 16(3): 293- 320.
- [5] Woodward R L. The Penetration of Metal Targets by Conical Projectiles[J]. Int J Mech Sci, 1978, 20: 349- 359.
- [6] Leppin S, Woodward R L. Perforation Mechanisms in Thin Titanium Alloy Targets[J]. Int J Impact Eng, 1986, 4: 107- 115.
- [7] Liss J, Goldsmith W, Kelly J M. A Phenomenological Penetration Model of Plates[J]. Int J Impact Eng, 1983, 1(4): 321- 341.
- [8] Bai Y L, Johnson W. Plugging: Physical Understanding and Energy Absorption[J]. Metals Technology, 1982, 9: 182- 190.
- [9] Liu D, Stronge W J. Perforation of Rigid plastic Plate by Blunt Missile[J]. Int J Impact Eng, 1995, 16(5- 6): 739- 758.
- [10] Jones N, Kim SB, Li QM. Response and Failure of Ductile Circular Plates Struck by a Mass[J]. J Pressure Vessel Technology, 1997, 119: 332- 342.
- [11] Chen X W, Li Q M. Shear Plugging and Perforation of Ductile Circular Plates Struck by a Blunt Projectile[J]. Int J Impact Eng, 2003, 28(5): 513- 536.
- [12] Bovik T, Hopperstad OS, Berstad T, et al. Numerical Simulation of Plugging Failure in Ballistic Penetration[J]. Int J Solids Structure, 2001, 38, 6241- 6264.
- [13] Li Q M, Jones N. Formation of a Shear Localization in Structural Elements under Transverse Dynamic Loads [J]. Int J Solids and Structures, 2000, 37: 6683- 670.
- [14] 杨超, 田时雨. 装甲钢动态性能与抗弹性能关系研究[J]. 兵器材料科学与工程, 2002, 25(1): 3- 7.

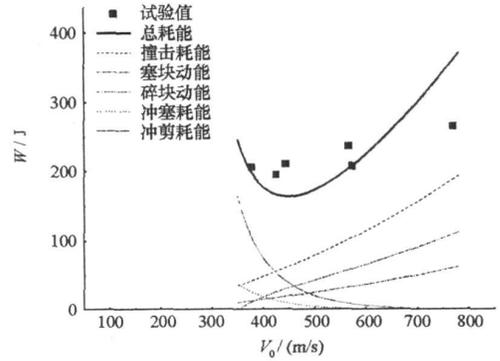


图 11 靶板耗能随入射速度的变化

Fig. 11 Change of Energy-dissipation of target with input velocities