

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0187

变截面爆炸成型弹丸垂直侵彻装甲钢板 靶后破片质量模型*

邢柏阳¹, 刘荣忠¹, 张东江², 陈 亮¹, 侯云辉², 郭 锐¹

(1. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094;

2. 西安现代控制技术研究所, 陕西 西安 710065)

摘要: 考虑爆炸成型弹丸 (explosively-formed projectile, EFP) 变截面的特性, 基于流体力学 Bernoulli 方程和绝热剪切理论, 改进了 EFP 垂直侵彻装甲钢板靶后破片质量模型, 结合已有的试验数据和数值仿真方法检验了改进后模型的准确性。在此基础上, 分析了靶板厚度和 EFP 着靶速度对靶板和 EFP 产生的靶后破片质量的影响规律。结果表明: 相比于改进前的模型, 改进后的模型能够更准确地解释靶板和 EFP 产生的靶后破片质量随靶板厚度和 EFP 着靶速度的变化规律; 当 EFP 着靶速度为 1 650 m/s 时, 随着靶板厚度从 30 mm 增大到 70 mm, EFP 变截面的特性对靶板和 EFP 产生靶后破片质量的影响不断增强; 当靶板厚度为 40 mm 时, 随着 EFP 着靶速度从 1 650 m/s 升高到 1 860 m/s, EFP 变截面的特性对靶板和 EFP 产生靶后破片质量的影响不断减弱。

关键词: 爆炸成型弹丸; 变截面特性; 有限厚靶板; 质量模型; 靶后破片

中图分类号: O385; TJ012.4; TJ413.+2

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

爆炸成型弹丸 (explosively-formed projectile, EFP) 在侵彻装甲后形成的破片会对装甲内部人员和仪器造成毁伤^[1-2], 因此通过靶板厚度和 EFP 着靶速度预测靶后破片质量、数量以及速度分布特性对 EFP 靶后毁伤效应评估、工程防护与设计具有重要意义。而准确计算 EFP 垂直侵彻有限厚装甲钢板时靶板和 EFP 产生的靶后破片质量, 是预测上述分布特性的重要基础。

在侵彻问题中, Alekseevskii^[3] 和 Tate^[4-7] 所建立的 A-T 模型取得了很好的效果, 很多学者对此模型进行了改进和发展^[8-13], 但所涉及侵彻体的主体部分都是细长等截面圆柱杆, 没有考虑小长径比和变截面的情况。文献 [3-9] 在研究长杆弹侵彻问题时忽略了蘑菇头轴向长度对侵彻过程的影响; 文献 [14-15] 在研究 EFP 侵彻问题时忽略了蘑菇头轴向长度对侵彻过程的影响; 文献 [15] 在研究 EFP 垂直侵彻 RHA (rolled homogenous armour) 靶板时, 忽略了 EFP 的强度, 直接套用了射流的扩孔模型; 这些都是与实际情况不符的。目前对于靶后效应的理论研究均是基于侵彻体的主体部分是细长等截面圆柱杆的情况^[2,16], 对于 EFP 靶后效应的研究多集中在仿真和试验方面^[17-19], 而在 EFP 靶后效应的理论研究中均未考虑 EFP 变截面的特性^[1,14-15]。EFP 主要用于末敏弹的战斗部, 这类 EFP 具有变截面的特性, 因此不能直接套用主体部分是细长等截面圆柱杆的侵彻理论; 由于其长径比小, 因此不能忽略蘑菇头轴向长度对侵彻过程的影响; 由于其头部形状不规则, 因此在侵彻有限厚钢靶板后产生的冲塞体形状不确定; 由于其炸高很大 (可达 1 000 倍装药直径), 因此不能像射流一样忽略其强度。基于上述原因, 使得利用现有的理论计算 EFP 垂直侵彻有限厚装甲钢板时靶板和 EFP 产生的靶后破片质量将会带来较大的偏差。

因此, 本文将在考虑了 EFP 蘑菇头轴向长度、EFP 强度的基础上, 对冲塞体形状进行假设, 并运用理论的方法分别分析考虑和不考虑 EFP 变截面的特性时, 靶板和 EFP 产生的靶后破片质量。本文将借助文献 [20] 中的的试验数据验证理论分析中的关键参量, 借助文献 [18-19] 中的的试验数据验证仿真方法

* 收稿日期: 2018-05-29; 修回日期: 2018-06-28

基金项目: 国家自然科学基金 (11372136); 中央高校基本科研业务费专项基金 (30916011306)

第一作者: 邢柏阳 (1992—), 男, 博士研究生, xing_boyang@163.com;

通信作者: 郭 锐 (1980—), 男, 博士, 副教授, guorui@njust.edu.cn。

的可信性,并利用此仿真方法对某典型 EFP 垂直侵彻装甲钢板时靶板和 EFP 产生的靶后破片质量进行计算,利用所得的仿真结果分析和判断 EFP 变截面的特性对靶板和 EFP 产生的靶后破片质量的影响。

1 质量模型

1.1 基本假设

冲塞体是当 EFP 侵彻有限厚靶板到一定深度时,在靶板背面形成的一个内部布满裂纹的金属块^[16],部分消蚀的 EFP 内部也布满裂纹。冲塞体和部分消蚀的 EFP 内部的裂纹会随着侵彻的进行,逐渐延伸扩展,当侵彻完成,冲塞体和部分消蚀的 EFP 将在靶板后形成若干碎块,即为靶板和 EFP 产生的靶后破片。为了简化侵彻过程,本文中做如下假设:(1)EFP 开坑阶段所需的时间短、消耗的能量少,因此不计 EFP 开坑对侵彻过程的影响。(2)初始扩孔的轴向压力与径向压力相等,径向压力与扩孔面积成反比。(3)针对本文所涉及的 EFP 垂直侵彻装甲钢板的情况,假设冲塞体为圆台且母线与底面夹角 45° 。理由是:Backman 等^[21]指出脆性靶板产生靶后破片时靶后出孔较大呈喇叭状;Yarin 等^[16]在研究钨合金长杆弹侵彻装甲板时在其理论中指出靶后出孔较大呈喇叭状;Arnold 等^[22]和 Dalzell 等^[17]分别运用仿真的方法发现射流和 EFP 垂直侵彻装甲板时靶后出孔较大呈喇叭状;王昕等^[18]、李睿等^[15]在运用试验的方法研究 EFP 垂直侵彻装甲板时发现侵彻出孔呈锥形,外侧直径较大;张先锋等^[14]在研究 EFP 对有限厚靶板侵彻过程及后效中认为冲塞崩落块为圆台且母线与底面夹角 45° 。

1.2 变截面 EFP 对装甲钢板的侵彻模型

邢柏阳等^[23]、Xing 等^[24]在之前的研究中发现,密实结构 EFP 具有旋转对称的特性,可以用任意通过其旋转轴的截面表示其形状。本文中根据某典型 EFP 的激光高速照相测量结果(如图 1 上半部分所示),绘制了 EFP 垂直侵彻装甲钢板的过程示意图,如图 2 所示, H_0 为靶板厚度, H 为 EFP 未消蚀部分和消蚀部分交界面距离靶板底面的距离, R 表示侵彻孔(蘑菇头)半径, u 为 EFP 的侵彻速度, v 表示 EFP 未消蚀部分的速度, r 为 EFP 未消蚀部分和消蚀部分交界面处的 EFP 截面半径, l 为 EFP 未消蚀部分和消蚀部分交界面距离 EFP 尾部的距离, P 为 EFP 的侵彻深度。

由于 EFP 具有变截面的特性且没有函数表达式可以描述其横截面半径与其轴向位置的对应关系,因此只能根据 EFP 的激光高速照相测量结果获取横截面半径(r_i)与其轴向位置(l_i)关系的离散点数据,记为 $r(l_i)$, l 为 EFP 未消蚀部分的长度,由于离散点的数量足够大,因此 $l_{i+1} - l_i \ll l$,可以认为 $dl = l_{i+1} - l_i$,结合牛顿第二定律,可知 EFP 未消蚀部分的减速度满足以下关系,

$$\frac{dv}{dt} = -\frac{Y_p r_i^2}{\int_0^l \rho_p r_i^2 dl} \quad (1)$$

式中: i 为自某典型 EFP 尾部起的离散点序号,由于 EFP 具有变截面的特性,使得没有函数表达式可

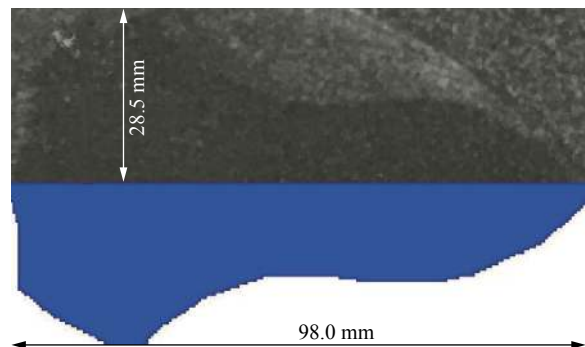


图 1 某典型爆炸成型弹丸的形状

Fig. 1 The shape of a certain typical explosively-formed projectile

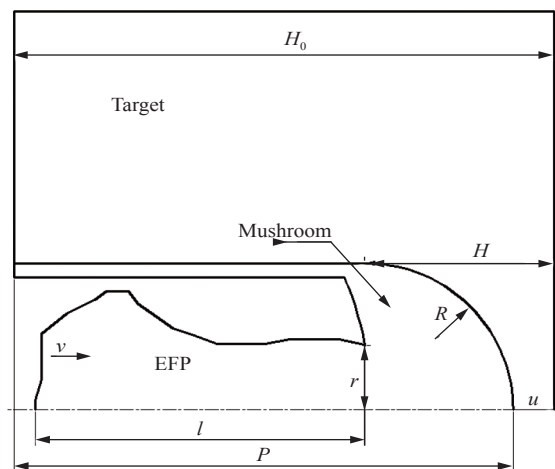


图 2 爆炸成型弹丸(EFP)垂直侵彻靶板的过程

Fig. 2 The process of an explosively-formed projectile (EFP) normally penetrating into a target

以描述其横截面半径与其轴向位置的对应关系, 因此通过对激光高速照相图像识别而获得离散点; l_i 为第 i 个离散点处与某典型 EFP 尾部的距离; r_i 为某典型 EFP 的 l_i 处外轮廓横截面半径; dl 为某典型 EFP 上任意两个离散间的距离, i 足够大, $dl = l_{i+1} - l_i \ll l$; t 为侵彻时间, 从 $t=0$ 时刻开始侵彻; ρ_p 为 EFP 的密度; Y_p 为 EFP 的强度因子。

不考虑 EFP 变截面的特性时, 即认为 EFP 轴上所有位置处的横截面半径均相同, 其值为前述所有离散点横截面半径(r_i)的平均值:

$$r' = \frac{1}{k} \sum_{i=1}^k r_i \quad (2)$$

式中: k 为离散点的数量。此时 EFP 未消蚀部分的减速度关系即为 A-T 模型^[3-7]中的减速度关系:

$$\frac{dv}{dt} = -\frac{Y_p}{\rho_p l} \quad (3)$$

考虑和不考虑 EFP 变截面的特性时, EFP 的消蚀速度、侵彻速度均满足 A-T 模型^[3-7]:

$$\frac{dl}{dt} = -(v - u) \quad (4)$$

$$\frac{1}{2}\rho_p(v - u)^2 + Y_p = \frac{1}{2}\rho_t u^2 + \sigma_t \quad (5)$$

式中: ρ_t 、 σ_t 分别为靶板的密度和强度因子。

由于本文所研究的某典型 EFP 的材料为紫铜, 因此 $Y_p < \sigma_t$, 由式(5)可以得到:

$$u = \frac{v - \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_p} v^2 + \left(1 - \frac{\rho_t}{\rho_p}\right) v_{cr}^2}}{1 - \frac{\rho_t}{\rho_p}} \quad (6)$$

$$v_{cr} = \sqrt{\frac{2(\sigma_t - Y_p)}{\rho_p}} \quad (7)$$

式中: v_{cr} 为临界侵彻速度。当 $v > v_{cr}$ 时, EFP 可以侵彻靶板; 当 $v \leq v_{cr}$ 时, EFP 停止侵彻靶板。

分析图 2 中的受力关系, 得到 EFP 对靶板的轴向作用力满足:

$$F_t = \pi R^2 \left(\frac{1}{2} \rho_t u^2 + \sigma_t \right) \quad (8)$$

由假设(2)可以得到初始扩孔的径向压力 p_0 、侵彻过程中扩孔的径向压力 p 与扩孔半径的关系:

$$p_0 = \frac{1}{2} \rho_p (v_0 - u_0)^2 + Y_p \quad (9)$$

$$p = \frac{r^2}{R^2} p_0 \quad (10)$$

式中: u_0 为 $t=0$ 时刻的侵彻速度, v_0 为 EFP 着靶速度, r 为 EFP 消蚀部分和未消蚀部分交界面处的横截面半径。可以发现, r 是影响 EFP-靶板交界面处压力的关键因素。另外, r 的取值视情况而定, 当考虑 EFP 变截面的特性时取 r_i , 当不考虑 EFP 变截面的特性时取 r' , 后文中 r 的取值规则与此相同。

侵彻过程中扩孔的径向压力可以使用含有靶板强度因子的流体力学 Bernoulli 方程得到:

$$p = \frac{1}{2} \rho_t \left(\frac{dR}{dt} \right)^2 + \sigma_t \quad (11)$$

由式(9)~(11)可以得到扩孔速度:

$$\frac{dR}{dt} = \sqrt{\frac{r^2 \rho_p (v_0 - u_0)^2 + 2Y_p}{R^2 \rho_t} - \frac{2\sigma_t}{\rho_t}} \quad (12)$$

由式(12)可以发现,扩孔速度与 R 负相关,与 r 和 v_0 正相关。当考虑 EFP 变截面的特性时,随着侵彻进行:结合图 1 可以发现 r 先快速增大再缓慢变化,然后又快速增大,再缓慢变化;结合式(12)可知 R 先快速增大(bI 阶段),再缓慢增大(bII 阶段, $R \approx R_{bII}$ (常数)),然后又快速增大(bIII 阶段),再缓慢增大(bIV 阶段)。当不考虑 EFP 变截面的特性时,随着侵彻的进行, r 恒为定值,由于扩孔速度恒为正值,但 r/R 的值逐渐减小,因此 R 先快速增大(dI 阶段),然后一直保持缓慢增大(dII 阶段, $R \approx R_{dII}$ (常数)),理论分析并计算可得 $R_{bII} \approx R_{dII}$ 。

1.3 靶板和 EFP 产生的靶后破片质量

冲塞体形成时刻 t_c 的各参数关系如图 3 所示,网格表示冲塞体内部的碎块, H_c 为冲塞体高度, R_c 为冲塞体形成时刻的侵彻孔(蘑菇头)半径, u_c 为冲塞体形成时刻的 EFP 的侵彻速度, v_c 为冲塞体形成时刻的 EFP 未消蚀部分的速度, r_c 为冲塞体形成时刻的 EFP 未消蚀部分和消蚀部分交界面处的 EFP 截面半径, l_c 为冲塞体形成时刻的 EFP 未消蚀部分和消蚀部分交界面距离 EFP 尾部的距离, P_c 为冲塞体形成时刻的 EFP 的侵彻深度。

根据假设(3),冲塞体为圆台且母线与底面夹角 45° ,因此冲塞体形成时受到的轴向剪切力如式(13)左边所示,此时其值与 EFP 对靶板轴向的作用力相等,如式(13)右边所示,即:

$$\sqrt{2}\pi H_c (H_c + 2R_c) \tau_{\max} = \pi R_c^2 \left(\frac{1}{2} \rho_t u_c^2 + \sigma_t \right) \quad (13)$$

式中: τ_{\max} 为靶板的最大剪切强度。 τ_{\max} 的计算方法如下:

$$\tau_{\max} = \tau_0 \gamma_i^n \left[1 + \left(\frac{\dot{\gamma}_m}{q'} \right)^{1/q} \right] \exp \left\{ - \frac{\alpha \beta}{\rho_t C_V} \left[1 + \left(\frac{\dot{\gamma}_m}{q'} \right)^{1/q} \right] \frac{\tau_0}{n+1} \gamma_i^{n+1} \right\} \quad (14)$$

$$\dot{\gamma}_m = \frac{1-n}{n} \frac{u}{R} \quad (15)$$

$$\gamma_i = \left\{ \frac{n \rho_t C_V}{\tau_0 \alpha \beta \left[1 + \left(\frac{\dot{\gamma}_m}{q'} \right)^{1/q} \right]} \right\}^{1/(n+1)} \quad (16)$$

式中: τ_0 为 $\gamma=1$ 时材料的剪切强度; n 为材料的应变硬化指数; q 和 q' 为材料的应变率敏感指数; α 为应力的温度软化系数; C_V 为材料的定容比热容; β 为塑形功转化为热量的比例系数 (Taylor-Quinney 系数^[25]); γ_i 为剪应变; $\dot{\gamma}_m$ 为平均剪应变率。

式(12)~(13)表明: r 可以影响冲塞体形成时刻的侵彻孔(蘑菇头)半径(R_c),并进一步影响冲塞体形成时刻的冲塞体高度(H_c)。

考虑 EFP 蘑菇头轴向方向的长度对侵彻过程的影响,有如下关系:

$$P_c + H_c - H_0 - R_c = 0 \quad (17)$$

$$P_c = \int_0^{t_c} u dt \quad (18)$$

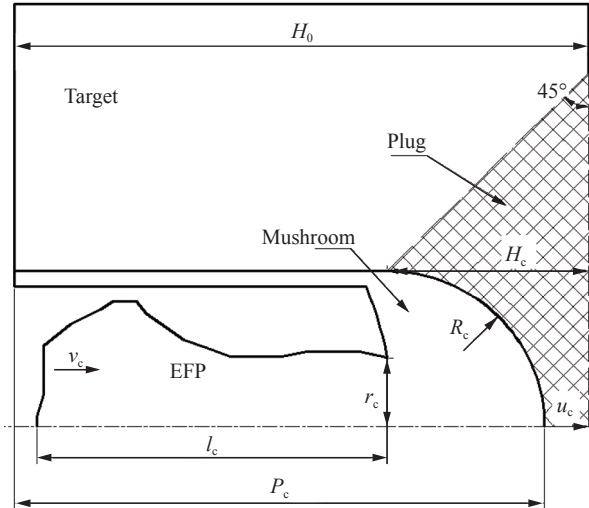


图 3 冲塞体形成时刻

Fig. 3 Forming time of a plug

式(17)~(18)表明 r 将会影响冲塞体形成时刻的侵彻深度(P_c), 并最终决定冲塞体的形成时刻(t_c)。因此冲塞体质量, 即靶板产生的靶后破片质量, 满足以下关系:

$$m_t = \rho_t \left\{ \frac{1}{3} \pi H_c [R_c^2 + (R_c + H_c)^2 + R_c(R_c + H_c)] - \frac{2}{3} \pi R_c^3 \right\} \quad (19)$$

由式(13)和(19)可以得到:

$$m_t = \frac{\pi}{3} \rho_t R_c^3 f(u_c) \quad (20)$$

在本文讨论的靶板厚度 ($30 \text{ mm} \leq H_0 \leq 70 \text{ mm}$) 和 EFP 着靶速度 ($1650 \text{ m/s} \leq v_0 \leq 1860 \text{ m/s}$) 范围内, $f(u_c) > 0$ 恒成立, 因此 m_t 与 R_c 总是呈正相关, 并且当 R_c 变化幅度较大时, R_c 是影响 m_t 的主要因素; 当 R_c 变化幅度较小时, u_c 是影响 m_t 的主要因素。

冲塞体形成时 EFP 总的剩余质量即为 EFP 产生的靶后破片质量, 即:

$$m_p = \rho_p \pi \int_0^{t_c + R_c} r^2 dl \quad (21)$$

基于上述理论分析可以发现, r 通过影响扩孔速度, 进而影响冲塞体形成时刻的各个参量 (R_c 、 H_c 、 P_c 、 t_c 等), 最终影响靶板和 EFP 产生的靶后破片质量。本文将基于某典型 EFP, 对不同靶板厚度和 EFP 着靶速度条件下, 考虑和不考虑 EFP 变截面的特性时, 所得的靶板和 EFP 产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差, 进行分析和比较, 具体地验证改进后的模型可以减小与实际情况的偏差。

2 模型验证

2.1 侵彻孔半径模型验证

Yarin 等^[16] 在通过试验研究钨合金长杆弹侵彻装甲板时发现, 在统计靶板的质量损失时结果波动很大, 接近 30%, 因此本文将利用试验中可以稳定测量的参数验证力学模型的准确性。由于 Held 等^[20] 在侵彻孔半径模型方面所做的工作非常经典, 并且射流侵彻水介质和 EFP 侵彻装甲钢都属于侵彻体强度小于靶板强度的模式, 因此将文献^[20] 中的初始条件代入式(12)中, 得到的侵彻孔半径(R)随侵彻时间(t)的变化曲线如图 4 中的红线所示, 黑点为 Held 等^[20] 的理论结果。

由图 4 可以发现, 利用本文理论模型所得的侵彻孔半径(R)随侵彻时间(t)的变化关系与 Held 等^[20] 的理论结果十分吻合, 表明本文理论模型具有较高的准确性。

2.2 仿真模型验证

Dalzell 等^[17] 采用 AUTODYN-3DTM 对 EFP 侵彻靶板形成破片云的过程进行了数值模拟, 指出 SPH(smoothed particle hydrodynamics)算法较 Lagrange 算法和 Euler 算法在研究靶后破片方面更具优势。在试验中所统计的靶板质量损失波动很大^[16], 并且, 经常发现靶板和 EFP 产生的靶后破片会粘结在一起。因此, 本文首先利用试验中可以稳定测量的结果^[18-19] 验证本文仿真方法的可信性, 进而利用得到验证的仿真方法对某典型 EFP 进行仿真计算, 验证理论模型所得的、但在试验统计中波动较大的结果。

本文使用 AUTODYN-3DTM 的 SPH 算法, 仿真模型中 EFP 和靶板的材料种类、状态方程以及本构方

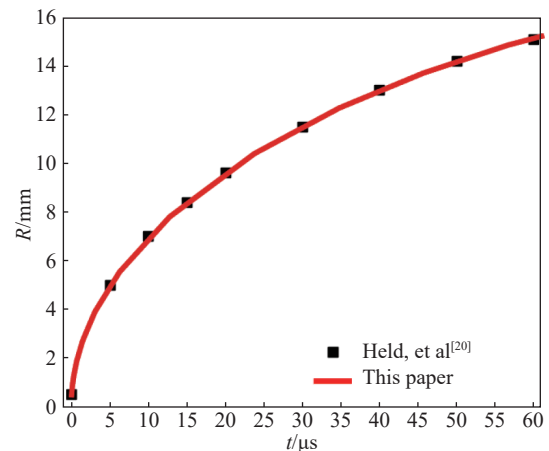


图 4 侵彻孔半径随时间变化关系

Fig. 4 The time history of the crater radius

程取自文献 [19,26]。文献 [18-19] 的试验中, EFP 战斗部由药型罩、主装药、传爆药、壳体组成, 其装药直径(D)为 56 mm, 药型罩为壁厚 3 mm 的球缺形紫铜罩, 装药为长径比 0.86 的压装 JH-2, 壳体厚度为 $0.045D$ 。EFP 垂直侵彻厚度为 20 mm 的 45 钢板, EFP 的形状、尺寸如图 5 下半部分的 X 光照片所示, 试验中测得 EFP 着靶速度为 2 120 m/s, 45 钢板的长、宽均为 200 mm。在仿真中构建与文献 [18-19] 的试验中完全一致的初始条件, 仿真中 EFP 的形状、尺寸如图 5 上半部分所示, 并对靶板边界施加固定约束, EFP 侵彻 45 钢板前的仿真模型如图 6 所示。

仿真所得侵彻 $80 \mu\text{s}$ 和 $95 \mu\text{s}$ 时的靶后破片云形状如图 7(a)、(b) 上半部分所示, 文献 [18] 中给出的相应时刻的 X 光照片如图 7(a)、(b) 下半部分所示, 对比发现仿真所得的靶后破片云图和文献 [18] 中试验所得的 X 光照片非常吻合。另外, 仿真所得侵彻 $95 \mu\text{s}$ 时的靶后破片云径向膨胀速度 $v_j=531 \text{ m/s}$, 靶后破片云头部膨胀速度 $v_T=1\ 690 \text{ m/s}$ 与文献 [18] 中的试验结果 $v_j=525 \text{ m/s}$, $v_T=1\ 678 \text{ m/s}$ 的误差不超过 2%, 表明本文所用的仿真方法是可信的。

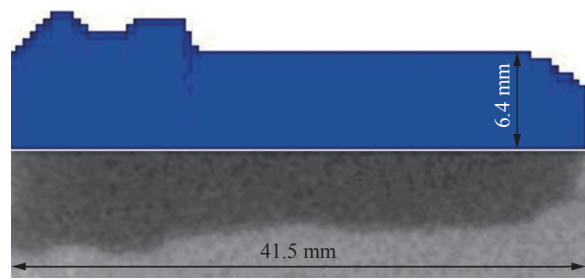


图 5 依据文献 [18-19] 构建的 EFP 模型

Fig. 5 The EFP model developed according to references [18-19]

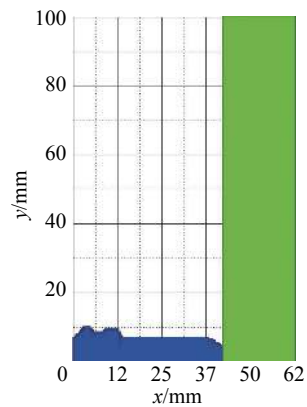


图 6 依据文献 [18-19] 构建的仿真模型

Fig. 6 The simulation model developed by according to references [18-19]

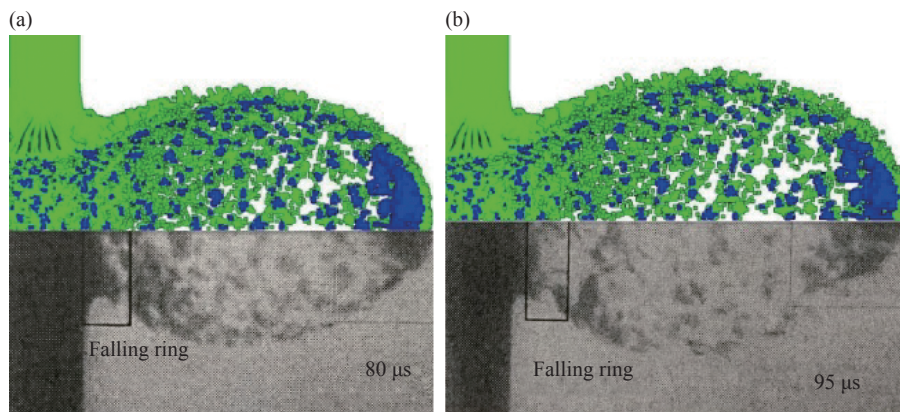


图 7 本文仿真所得的靶后破片云与文献 [18] 的对比

Fig. 7 Behind-armor debris clouds obtained by this paper compared with that in reference [18]

3 对比分析

图 1 中某典型 EFP 战斗部装药直径(D)为 125 mm, 装药长度为 $0.84D$, 药型罩为壁厚 $0.064D$ 的球缺形紫铜罩, 主装药、传爆药均为 8701, 周侧壳体厚度为 $0.048D$, 底部壳体厚度为 $0.12D$, 由西安现代控制技术研究所设计并由辽沈工业集团有限公司生产。某典型 EFP 的最大半径为 28.5 mm, 最大长度为 98 mm, 其形状及尺寸均在图 1 中标明, 其激光高速照相测量结果如图 1 上半部分所示, 其仿真中的模型如图 1 下半部分所示, 并对靶板边界施加固定约束。使用上述仿真方法计算某典型 EFP 以着靶速度 1 650 m/s 垂直侵彻厚度为 70 mm 的装甲钢板, 仿真得到图 8 所示的靶板出孔形状, 其中黑色虚线表示靶板出孔

侧面, 黄色虚线表示冲塞体形成前 EFP 的侵彻路径, 可以发现, 靶板出孔与靶板底面夹角接近 45° , 与文献 [14-18,21-22] 比较吻合, 因此假设 (2) 是具有可信性的。

质量模型中的参数全部取自文献 [7,13,19,25-26], Y_p 和 R_c 的计算方法由文献 [7] 给出, 主要参数为: $\tau_0=0.907$ GPa, $n=0.25$, $q'=8.0 \times 10^7$ s $^{-1}$, $q=7.33$, $\alpha=6.8 \times 10^{-4}$, $\beta=0.9$, $C_V=452$ J/(kg·K), 靶板的杨氏模量 $E_t=210$ GPa, Tate 给出的计算 Y_p 时的系数 $\lambda=0.7$, $\rho_p=8.93$ g/cm 3 , $\rho_t=7.85$ g/cm 3 。

3.1 靶板厚度对靶后破片质量的影响

由式 (19) 和 (21) 可以发现, 冲塞体的形状参数直接决定了靶板产生的靶后破片质量, 间接影响了 EFP 产生的靶后破片质量。由式 (18) 可以发现, 冲塞体的形状参数与靶板厚度密切相关, 因此靶板厚度是影响靶后破片质量的主要因素之一。在某典型 EFP 着靶速度为 1 650 m/s 的情况下, 垂直侵彻厚度为 30、40、50、60、70 mm 的装甲钢板, 靶板和 EFP 产生的靶后破片质量如图 9 所示。

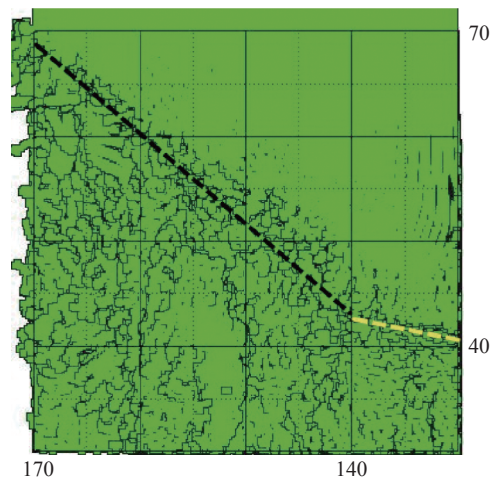


图 8 某典型 EFP 垂直侵彻靶板的出孔形状 (单位: mm)
Fig. 8 The exit hole shape of a target normally penetrated by a certain typical EFP (unit in mm)

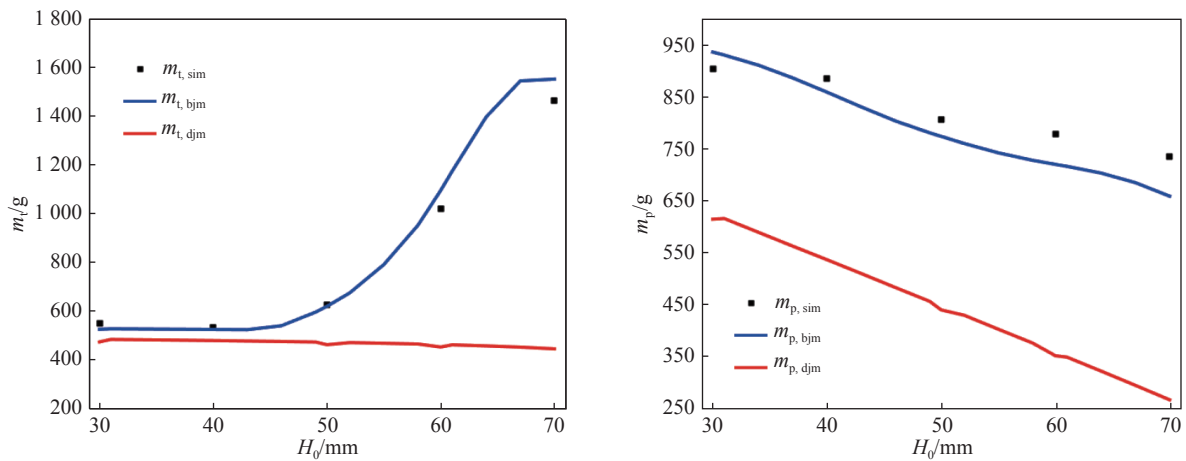


图 9 不同靶板厚度条件下的靶后破片质量
Fig. 9 Mass of behind-armor debris for different thicknesses of targets

通过编写 Matlab™ 程序进行图像识别, 读取某典型 EFP 的激光高速照相测量结果 (如图 7 上半部分所示), 辨识其边界点, 从而获取横截面半径与其轴向位置关系的离散点数据, 对式 (20) 和 (21) 进行数值求解, 可以得到考虑 EFP 变截面的特性时靶板和 EFP 产生的靶后破片质量, 分别记为 $m_{t,bjm}$ 、 $m_{p,bjm}$ 。利用所得的离散点数据以及式 (2), 求出 $r'=16.23$ mm, 对式 (20) 和 (21) 进行数值求解, 可以得到不考虑 EFP 变截面的特性时靶板和 EFP 产生的靶后破片质量, 分别记为 $m_{t,djm}$ 、 $m_{p,djm}$ 。使用本文仿真方法所得的靶板和 EFP 产生的靶后破片质量, 分别记为 $m_{t,sim}$ 、 $m_{p,sim}$ 。

由图 9 可以发现, 相比于不考虑 EFP 变截面特性的结果, 考虑 EFP 变截面特性的结果与仿真结果更吻合, 能够更加准确地解释靶板和 EFP 产生的靶后破片质量随靶板厚度的变化规律。

考虑 EFP 变截面的特性时, 随着靶板厚度的增大, 侵彻时间不断增长, 在本节研究的靶板厚度范围内 R_c 逐渐由 bII 阶段过渡到 bIII 阶段, 最后进入 bIV 阶段。由于 bIII 阶段 R_c 快速增大, 由理论分析可知, 此时 R_c 是影响 m_t 的主要因素, 结合式 (20) 可知靶板产生的靶后破片质量先基本不变, 然后快速增

加,最后缓慢增加。随着靶板厚度的增大,EFP的消蚀长度不断增大,因此EFP产生的靶后破片质量不断减小。

不考虑EFP变截面的特性时,由理论分析并计算可得 $R_{bII} \approx R_{dII}$,并且在本节研究的靶板厚度范围内 R_c 始终处于dII阶段,因此对于厚度较小的靶板,考虑与不考虑EFP变截面所得的靶板产生的靶后破片质量接近;但随着靶板厚度的增大,考虑EFP变截面的 R_c 开始快速超过不考虑EFP变截面的 R_c ,因此考虑与不考虑EFP变截面所得的靶板产生的靶后破片质量差不断增大。由于此时 R_c 的变化极其缓慢,由理论分析可知, u_c 是影响 m_t 的主要因素,随着靶板厚度的增大, u_c 不断减小,但由于 u_c 对 m_t 的影响比较小,因此不考虑EFP变截面的特性时,靶板产生的靶后破片质量缓慢减小。由于不考虑EFP变截面时EFP的头部质量大于考虑EFP变截面时EFP的头部质量,这使得在侵彻开始阶段不考虑EFP变截面时EFP损失的质量较大,因此不考虑EFP变截面所得的EFP产生的靶后破片质量总是小于考虑EFP变截面所得的结果。

计算以上5种工况条件下,考虑和考虑EFP变截面的特性时,所得的靶板和EFP产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差,如表1所示。举例,考虑EFP变截面的特性时所得的靶板产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差的具体计算方法为: $\varepsilon_{t, bjm} = |(m_{t, bjm} - m_{t, sim}) / m_{t, sim}| \times 100\%$,另外3个偏差的计算方法与此类似。

表 1 不同靶板厚度条件下靶后破片质量的偏差

Table 1 Mass deviations of behind-armor debris for different thicknesses of targets

| H_0/mm | $\varepsilon_{t, bjm}/\%$ | $\varepsilon_{t, djm}/\%$ | $\varepsilon_{p, bjm}/\%$ | $\varepsilon_{p, djm}/\%$ |
|-----------------|---------------------------|---------------------------|---------------------------|---------------------------|
| 30 | 4.1 | 13.5 | 3.5 | 32.0 |
| 40 | 1.8 | 12.3 | 2.9 | 40.3 |
| 50 | 0.8 | 25.9 | 4.1 | 45.4 |
| 60 | 7.4 | 55.4 | 7.4 | 54.8 |
| 70 | 6.0 | 70.1 | 10.4 | 64.3 |

由表1可以发现,考虑EFP变截面的特性时所得的靶板和EFP产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差,均明显小于相同靶板厚度条件下不考虑EFP变截面的特性时所得的靶板和EFP产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差,并且,随着靶板厚度的增大,EFP变截面的特性对靶板和EFP产生靶后破片质量的影响不断增强。表明,相比于改进前的模型,改进后的模型能够更准确地解释靶板和EFP产生的靶后破片质量随靶板厚度的变化规律。

3.2 EFP着靶速度对靶后破片质量的影响

由式(12)可以发现,EFP着靶速度对扩孔速度有显著的影响,而扩孔速度与冲塞体形成的临界条件密切相关,因此EFP着靶速度是影响靶后破片质量的主要因素之一。在装甲钢板厚度为40 mm的情况下,某典型EFP分别以1 650、1 680、1 740、1 800、1 860 m/s的着靶速度进行垂直侵彻,靶板和EFP产生的靶后破片质量如图10所示。

由图10可以发现,相比于不考虑EFP变截面特性的结果,考虑EFP变截面特性的结果与仿真结果更吻合,能够更准确地解释靶板和EFP产生的靶后破片质量随EFP着靶速度的变化规律。

考虑EFP变截面的特性时,由于靶板厚度固定为40 mm,当EFP着靶速度为1 650 m/s时,侵彻时间最长,但是由3.1节中的分析可知,此时的 R_c 处于bII阶段,即 R_c 缓慢增大,此时影响 R_c 的主要因素是EFP的着靶速度,次要因素是侵彻时间。因此在本节研究的EFP着靶速度范围内,随着EFP着靶速度的增高, R_c 不断增大,同时 u_c 不断增大,结合式(20)可知靶板产生的靶后破片质量不断增大。由于侵彻时间不断减短,因此EFP的消蚀长度不断减小,因此EFP的剩余长度不断增大,使得EFP产生的靶后破片质量不断增加。

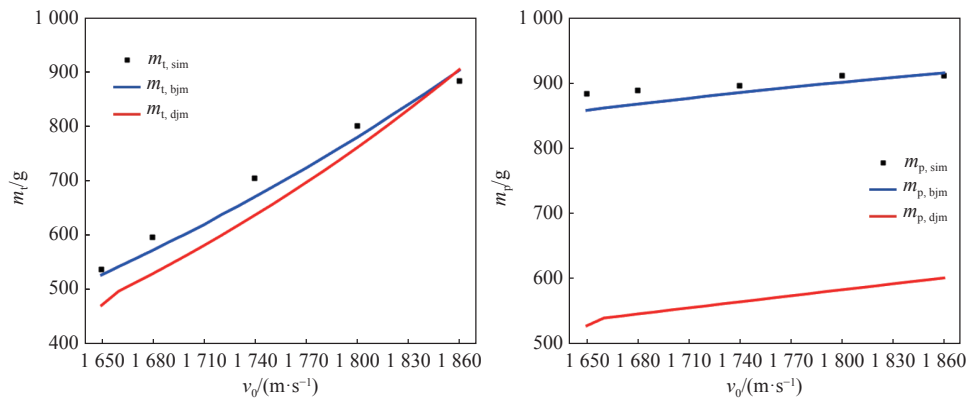


图 10 不同 EFP 着靶速度条件下的靶后破片质量

Fig. 10 Mass of behind-armor debris for different impact velocities of EFPs

同理, 不考虑 EFP 变截面的特性时, 此时的 R_c 处于 dII 阶段, 影响 R_c 的主要因素是 EFP 的着靶速度。因此在本节研究的 EFP 着靶速度范围内, 随着 EFP 着靶速度的增高, 靶板产生的靶后破片质量不断增大。由于侵彻时间不断减短, 使得 EFP 产生的靶后破片质量不断增加。

计算以上 5 种工况条件下, 考虑和不考虑 EFP 变截面的特性时, 所得的靶板和 EFP 产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差, 如表 2 所示。

表 2 不同 EFP 着靶速度条件下靶后破片质量的偏差

Table 2 Mass deviations of behind-armor debris for different impact velocities of EFPs

| $v_0/(m \cdot s^{-1})$ | $\epsilon_{t, bjm}/\%$ | $\epsilon_{t, djm}/\%$ | $\epsilon_{p, bjm}/\%$ | $\epsilon_{p, djm}/\%$ |
|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 1 650 | 1.8 | 12.3 | 2.9 | 40.3 |
| 1 680 | 3.9 | 11.2 | 2.4 | 38.6 |
| 1 740 | 4.9 | 9.6 | 1.2 | 37.1 |
| 1 800 | 2.7 | 5.0 | 1.2 | 36.1 |
| 1 860 | 2.2 | 2.3 | 0.4 | 34.1 |

由表 2 可以发现: 考虑 EFP 变截面的特性时, 所得的靶板和 EFP 产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差, 均明显小于相同 EFP 着靶速度条件下不考虑 EFP 变截面的特性时所得的靶板和 EFP 产生的靶后破片质量与仿真结果的偏差; 并且, 随着 EFP 着靶速度的提高, EFP 变截面的特性对靶板和 EFP 产生靶后破片质量的影响不断减弱, 当 EFP 着靶速度达到 1 860 m/s 时, 考虑和不考虑 EFP 变截面的特性所得的靶板产生的靶后破片质量十分接近。表明, 相比于改进前的模型, 改进后的模型能够更准确地解释靶板和 EFP 产生的靶后破片质量随 EFP 着靶速度的变化规律。

4 结 论

本文中建立了变截面爆炸成型弹丸 (explosively-formed projectile, EFP) 垂直侵彻装甲钢板靶后破片质量模型, 并得到以下结论: (1) 相比于改进前的模型, 改进后的模型能够更准确地解释靶板和 EFP 产生的靶后破片质量随靶板厚度和 EFP 着靶速度的变化规律, 可以减小与实际情况的偏差; (2) 当 EFP 着靶速度为 1 650 m/s 时, 随着靶板厚度从 30 mm 增大到 70 mm, 靶板产生的靶后破片质量先保持基本不变, 然后快速增大, 再缓慢增大, EFP 产生的靶后破片质量不断减小, EFP 变截面的特性对靶板和 EFP 产生靶后破片质量的影响不断增强; (3) 当靶板厚度为 40 mm 时, 随着 EFP 着靶速度从 1 650 m/s 提高到 1 860 m/s, 靶板和 EFP 产生的靶后破片质量均不断增大, EFP 变截面的特性对靶板和 EFP 产生靶后破片质量的影响不断减弱。

参考文献:

- [1] KIM H S, ARNOLD W, HARTMANN T, et al. A model for behind armor debris from EFP impact [C] // BAKER E, TEMPLETON D. 26th International Symposium on Ballistics. USA: DEStech Publications Inc., 2011.
- [2] YOSSFON G, YARIN A L. Behind-the-armor debris analysis [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(8): 807–835. DOI: 10.1016/S0734-743X(02)00009-X.
- [3] ALEKSEEVSK II V P. Penetration of a rod into a target at high velocity [J]. *Combustion, Explosion and Shock waves*, 1966, 2(2): 63–66. DOI: 10.1007/BF00749237.
- [4] TATE A. A theory for the deceleration of long rods after impact [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1967, 15(6): 387–399. DOI: 10.1016/0022-5096(67)90010-5.
- [5] TATE A. Further results in the theory of long rod penetration [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1969, 17(3): 141–150. DOI: 10.1016/0022-5096(69)90028-3.
- [6] TATE A. Long rod penetration models: Part I: a flow field model for high speed long rod penetration [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986, 28(8): 535–548. DOI: 10.1016/0020-7403(86)90051-2.
- [7] TATE A. Long rod penetration models: Part II: extensions to the hydrodynamic theory of penetration [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986, 28(9): 599–612. DOI: 10.1016/0020-7403(86)90075-5.
- [8] 孙庚辰, 吴锦云, 赵国志, 等. 长杆弹垂直侵彻半无限厚靶板的简化模型 [J]. *兵工学报*, 1981(4): 1–8.
SUN Gengchen, WU Jinyun, ZHAO Guozhi, et al. A simplified model of the penetration of the long-rod penetrator against the plates with semi-infinite thickness at normal angle [J]. *Acta Armamentarii*, 1981(4): 1–8.
- [9] ROSENBERG Z, MARMOR E, MAYSELESS M. On the hydrodynamic theory of long-rod penetration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1990, 10(1/2/3/4): 483–486. DOI: 10.1016/0734-743X(90)90081-6.
- [10] WALKER J D, ANDERSON Jr C E. A time-dependent model for long-rod penetration [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1995, 16(1): 19–48. DOI: 10.1016/0734-743X(94)00032-R.
- [11] ZHANG Liansheng, HUANG Fenglei. Model for long-rod penetration into semi-infinite targets [J]. *Journal of Beijing Institute of Technology (English Edition)*, 2004, 13(3): 285–289. DOI: 10.15918/j.jbit1004-0579.2004.03.011.
- [12] LAN Bin, WEN Heming. Alekseevskii-Tate revisited: an extension to the modified hydrodynamic theory of long rod penetration [J]. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53(5): 1364–1373. DOI: 10.1007/s11431-010-0011-x.
- [13] 何雨. 长杆弹撞击下金属靶板侵彻与穿透的进一步研究 [D]. 合肥: 中国科技大学, 2013: 54–57.
- [14] 张先锋, 陈惠武, 赵有守. EFP对有限厚靶板侵彻过程及后效研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2006, 2(4): 323–327. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)04-0323-05.
ZHANG Xianfeng, CHEN Huiwu, ZHAO Youshou. Investigation of process and after effect of EFP penetration into target of finite thickness [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 2(4): 323–327. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)04-0323-05.
- [15] 李睿, 黄正祥, 祖旭东, 等. 靶板在爆炸成型弹丸垂直侵彻下的层裂 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(5): 1039–1044. DOI: 10.11883/1001-1455(2018)05-1039-06.
LI Rui, HUANG Zhengxiang, ZU Xudong, et al. Theoretical analysis on the spallation of EFP vertical penetration target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(5): 1039–1044. DOI: 10.11883/1001-1455(2018)05-1039-06.
- [16] YARIN A L, ROISMAN I V, WEBER K, et al. Model for ballistic fragmentation and behind-armor debris [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000, 24(2): 171–201. DOI: 10.1016/S0734-743X(99)00048-2.
- [17] DALZELL M W, HAZELL P J, MEULMAN J H. Modelling behind-armor debris formed by the perforation of an EFP through a steel target [C] // CARLEONE J, ORPHAL D. 20th International Symposium on Ballistics. USA: DEStech Publications Inc., 2002: 23–27.
- [18] 王昕, 蒋建伟, 王树有, 等. 爆炸成型弹丸侵彻钢靶的后效破片云实验研究 [J]. *兵工学报*, 2018, 39(7): 1284–1290. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2018.07.005.
WANG Xin, JIANG Jianwei, WANG Shuyou, et al. Experimental research on fragments after explosively- formed projectile penetrating into steel target [J]. *Acta Armamentarii*, 2018, 39(7): 1284–1290. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2018.07.005.
- [19] WANG Yangyang, JIANG Jianwei, MENG Jiayu, et al. Effect of add-on explosive reactive armor on EFP penetration [C] // WOODLEY C, CULLIS I. 29th International Symposium on Ballistics. USA: DEStech Publications Inc., 2016: 2395–2406.
- [20] HELD M, HUANG N S, JIANG D, et al. Determination of the crater radius as a function of time of a shaped charge jet that penetrates water [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 1996, 21(2): 64–69. DOI: 10.1002/prep.19960210203.

- [21] BACKMAN M E, GOLDSMITH W. The mechanics of penetration of projectiles into targets [J]. *International Journal of Engineering Science*, 1978, 16(1): 1–99. DOI: 10.1016/0020-7225(78)90002-2.
- [22] ARNOLD W, ROTTENKOLBER E. Physics of behind armor debris threat reduction [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 33: 53–61. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.09.021.
- [23] 邢柏阳, 郭锐, 刘荣忠, 等. 内嵌结构对末敏弹 EFP 成型影响研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2016, 36(5): 37–40. DOI: 10.15892/j.cnki.djzdx.2016.05.010.
XING Boyang, GUO Rui, LIU Rongzhong, et al. Study on influence of the embedded structure on the terminal sensitive projectile EFP forming [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2016, 36(5): 37–40. DOI: 10.15892/j.cnki.djzdx.2016.05.010.
- [24] XING Boyang, LIU Rongzhong, GUO Rui, et al. Influence of the embedded structure on the EFP formation of compact terminal sensitive projectile [J]. *Defence Technology*, 2017, 13(4): 310–315. DOI: 10.1016/j.dt.2017.05.006.
- [25] BAI Y L, JOHNSON W. Plugging: physical understanding and energy absorption [J]. *Metals Technology*, 1982, 9(1): 182–190. DOI: 10.1179/030716982803285945.
- [26] 赵方宣, 沈兆欣, 刘宁, 等. 靶板材料对聚能射流跳弹角影响的数值模拟与试验 [J]. *含能材料*, 2016, 24(1): 33–37. DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2016.01.005.
ZHAO Fangxuan, SHEN Zhaoxin, LIU Ning, et al. Numerical simulation and experimental research on the effect of target material on the ricochet angle of shaped charge jet [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2016, 24(1): 33–37. DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2016.01.005.

A mass model for behind-armor debris generated by normal penetration of a variable cross-section explosively-formed projectile into an armor steel plate

XING Boyang¹, LIU Rongzhong¹, ZHANG Dongjiang², CHEN Liang¹, HOU Yunhui², GUO Rui¹

(1. *School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China*;

2. *Xi'an Modern Control Technology Research Institute, Xi'an 710065, Shaanxi, China*)

Abstract: The function of an explosively-formed projectile (EFP) is not only penetrating the armor but also destroying the equipment behind the armor by behind-armor debris (BAD). It is necessary to predict the mass of BAD since the mass distribution of BAD is an important measurement to evaluate the level of destruction caused by BAD. A mass model for BAD generated by normal penetration of an EFP into an armor steel plate was improved by considering the variable cross-section characteristic of the EFP, basing on Bernoulli's equation of the flowing fluid and adiabatic shear theory. The accuracy of the model was validated by the experimental data and numerical simulation results. Therefore, the influences of the thickness of the target and the impact velocity of the EFP on the mass of BAD generated by the target and EFP were investigated. The results indicate: (1) compared with the previous model, the improved model can more accurately explain the mass variation of BAD generated by the target and EFP with the thickness of the target and the impact velocity of the EFP; (2) as the impact velocity of the EFP is 1 650 m/s, with the thickness of the target increasing from 30 mm to 70 mm, the effect of the variable cross-section characteristics on the mass of BAD generated by the target and EFP is constantly increasing; (3) as the thickness of the target is 40 mm, with the increase of the initial velocity of the EFP from 1 650 m/s to 1 860 m/s, the effect of the variable cross-section characteristics on the mass of BAD generated by the target and EFP is constantly decreasing.

Keywords: explosively-formed projectile; variable cross-section characteristic; finite thickness target; mass model; behind-armor debris

(责任编辑 张凌云)