

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0350

椭圆截面截卵形刚性弹体正贯穿加筋板 能量耗散分析*

王浩, 潘鑫, 武海军, 皮爱国, 李金柱, 黄风雷

(北京理工大学爆炸与科学国家重点实验室, 北京 100081)

摘要: 为获得椭圆截面截卵形刚性弹体正贯穿加筋板的剩余速度, 根据椭圆截面弹体贯穿靶板的破坏特征, 认为贯穿过程中靶板的能量耗散方式主要为塞块剪切变形功与塞块动能、扩孔塑性变形功、花瓣动力功、花瓣弯曲变形功、靶板整体凹陷变形功、加强筋侧向凹陷变形功。推导了每种能量计算方法, 计算中定量考虑了靶板扩孔、花瓣弯曲、凹陷变形的应变率效应。根据能量守恒关系, 得到了椭圆截面弹体剩余速度和弹道极限速度预测公式。并通过实验结果对模型进行了验证。结果表明: 考虑靶板应变硬化、应变率效应的贯穿模型可以准确预测弹体剩余速度; 随着椭圆截面弹体长短轴之比的增大, 靶板的弹道极限速度近似线性增大; 长短轴之比小于 3 时, 加筋板的主要耗能为花瓣弯曲变形能、整体凹陷变形能。

关键词: 椭圆截面弹体; 加筋板; 剩余速度; 应变率效应

中图分类号: O385

国标学科代码: 1303530

文献标志码: A

异型武器平台的发展对战斗部结构设计提出了新的需求。学者们探索了非圆截面弹体的侵彻性能。杜忠华等^[1-2]、高光发等^[3]、Bless 等^[4-5]研究了截面形状(三角形、矩形、圆形、十字形)对长杆弹侵彻半无限金属靶的影响。王文杰等^[6]开展了椭圆截面弹体垂直侵彻半无限砂浆靶实验研究, 获得了截面弹体长短轴变化对侵彻性能影响。以上研究主要是针对半无限靶, 对于舰船类等薄靶目标, 目前的研究仍集中在圆形截面弹体方面, 关于非圆截面弹体的研究少有报道。Landkof 等^[7]在刚塑性模型假设的基础上, 基于能量守恒原理建立了锥头弹丸正贯穿薄铝板弹道极限速度计算模型, 将靶板的能量耗散分为裂纹传播、花瓣弯曲、靶板整体凹陷变形能。张中国等^[8]、Chen 等^[9]开展了加筋板贯穿实验, 根据实验数据修正了 De Marre 贯穿经验公式。Song 等^[10]、徐双喜等^[11]同样基于刚塑性模型假设和能量守恒原理, 分别对截卵形弹体和截锥形弹体贯穿加筋钢板进行了理论分析。He 等^[12]进行了平头柱形和刀型弹丸贯穿 TC4 平板和加筋板实验, 将靶板的能量吸收分为整体凹陷变形能、冲塞变形能、花瓣撕裂和弯曲变形能、弹丸头部墩粗变形能, 推导了弹道极限速度预测公式, 计算中靶板的屈服强度使用了某个高应变率下靶板的动态强度。Zhan 等^[13]基于动量守恒定理, 建立了弹体贯穿加筋板理论模型。黄涛等^[14]、Xu 等^[15]推导了锥形弹体斜贯穿薄板花瓣形刚塑性破坏模型。Wu 等^[16]考虑了整体凹陷变形的应变率效应, 建立了锥形弹贯穿薄板理论模型。以上模型对穿甲理论发展做出了重要贡献, 但还存在一些不足之处: 基于动量守恒的理论分析, 忽略了靶板强度, 低速下误差较大, 即使高速下预测得到的速度也很难取得理想的结果^[13]。以能量守恒为基础的理论分析或采用刚塑性模型^[10-11], 或采用某个高应变率下靶板的动态屈服强度代替静态屈服强度^[12], 或使用整体凹陷变形的应变率代替扩孔、弯曲变形等应变率^[16], 均缺乏对靶板不同变形模式下应变率效应的定量分析。

本文中, 对椭圆截面截卵形刚性弹体正贯穿加筋板进行理论分析, 认为椭圆截面弹体与圆截面弹体贯穿薄板过程中能量耗散机理相同, 其贯穿的能量损失可归为塞块剪切变形功与其动能、扩孔塑性变形

* 收稿日期: 2018-09-14; 修回日期: 2018-11-26

基金项目: 国防基础科研重点项目(2016209A003, 2016602B003)

第一作者: 王浩(1990—), 男, 博士研究生, wangh@bit.edu.cn;

通信作者: 武海军(1974—), 男, 教授, 博导, wuhj@bit.edu.cn。

功、花瓣动力功、花瓣弯曲变形功、靶板整体凹陷变形功、加强筋侧向凹陷变形功。并结合椭圆截面弹体的破坏特征,对每种能量计算方法进行理论推导。近似估计靶板塑性扩孔、花瓣弯曲的平均应变率,继而采用率相关的本构关系引入应变率效应的影响。根据能量守恒原理,建立椭圆截面弹体贯穿加强筋的弹道极限速度与剩余速度预测模型,且通过与实验数据比较,验证模型的准确性。讨论截面长短轴之比对弹道极限速度、靶板各能量耗散的影响。

1 模型假设与贯穿失效模式

假设弹体为刚体,垂直撞击加强筋板。加强筋截面为矩形。图 1 给出了弹体撞击十字加强筋板着靶点位置。图 2 为椭圆截面弹体撞击矩形单加强筋板示意图。其中,弹体头部截顶横截面长半轴和短半轴为 a_0 、 b_0 ,弹身横截面长半轴和短半轴为 a_1 、 b_1 ,则长短轴之比 $k_{ab} = a_1/b_1 = a_0/b_0$ 。弹体的质量为 M ,加强筋的面板厚度为 h_p ,加强筋的高度与宽度分别为 h_s 、 b_s 。定义与椭圆截面弹体横截面积相等的圆柱形弹体为“截面积等效”弹体,其弹体半径 $\bar{r} = \sqrt{a_1 b_1}$ 。弹轴与弹体横截面长轴组成的剖面为弹体长轴剖面。弹体的初始撞击速度为 v_0 。假设加强筋板面板与加强筋材料相同,其密度为 ρ ,静态屈服强度为 σ_0 。本文中,Johnson 破坏数 $d_n = \rho v_0^2 / \sigma_0$ 范围为 $10^{-3} \sim 10^{-1}$,在此范围内靶板的响应以塑性变形为主。

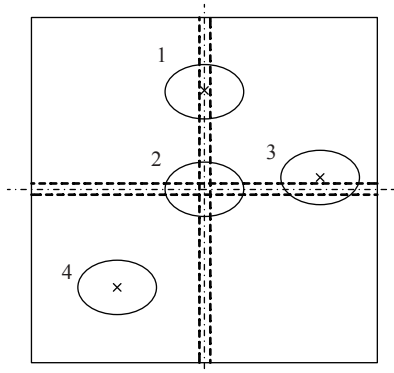


图 1 着靶点位置
Fig. 1 Impact locations

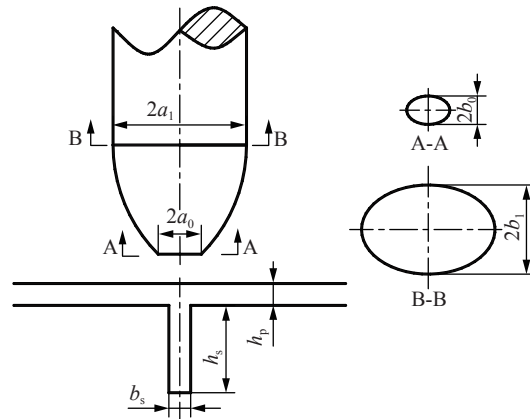


图 2 椭圆截面弹体撞击单加强筋板示意图
Fig. 2 Schematic diagram of single stiffened plate impacted by elliptic section projectile

为考虑材料应变硬化的影响,基于塑性流动能量等效^[17],修正材料的屈服强度为:

$$\sigma_y = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \sigma(\epsilon) d\epsilon \tag{1}$$

式中: $\sigma(\epsilon)$ 表示材料随应变变化的应力值, ϵ_f 为单轴拉伸状态下材料的断裂应变。

为表征靶板在冲击条件下的应变率效应,材料的动态屈服强度表示为:

$$\sigma_d = K \sigma_y \tag{2}$$

式中: K 为应变率增强系数,有 Cowper-Symonds 关系:

$$K = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/P} \tag{3}$$

式中: $\dot{\epsilon}$ 为应变率, D 、 P 为相关参数,由 K 、 $\dot{\epsilon}$ 关系曲线拟合得到。

弹体垂直撞击加强筋板中心位置时,弹头截锥面沿弹体运动方向剪切面板和加强筋形成塞块,塞块随弹体运动飞出。弹头的锥形部分侵入靶板,引起面板扩孔变形并形成花瓣形破坏(见图 3(a)),加强筋绕弹肩位置翻转(见图 3(b)),并在面板上形成弹身截面形状的孔洞。实验中,由于各种扰动的影响,出现更多的是弹体偏心撞击加强筋(弹体轴线位置偏离加强筋中心位置)的情形。由于弹体头部的挤压作用,

加强筋会沿着弹体径向方向发生凹陷变形(见图 3(c)), 而不是发生剪切和花瓣弯曲变形。在弹体贯穿过程中, 靶板整体同时伴随发生盘形凹陷变形。



图 3 加筋板变形破坏模式^[9]

Fig. 3 Deformation and damage modes of stiffened plate

2 能量耗散分析

通过对截卵形弹体贯穿加筋板破坏过程和失效模式分析可知, 当着靶位置为 1 或 2 时, 将弹丸的能量损失分为塞块剪切变形功与塞块动能、扩孔塑性变形功、花瓣动力功、花瓣弯曲变形功、靶板整体凹陷变形功。弹体偏心正撞击加筋板时(着靶点位置 3), 能量损失增加加强筋侧向凹陷变形功, 且不再计及该加强筋的剪切和弯曲变形功。弹体仅撞击面板时(着靶位置 4), 忽略计算中关于加强筋的各项能量耗散。

2.1 塞块剪切变形功

忽略塞块剪切变形中的应变率效应, 塞块剪切变形功 W_s 由面板塞块剪切变形功 W_{sp} 与加强筋塞块剪切变形功 W_{ss} 组成:

$$W_s = W_{sp} + W_{ss} \tag{4}$$

$$W_{sp} = [\pi b_0 + 2(a_0 - b_0)]\tau_m h_p^2 \tag{5}$$

$$W_{ss} = m b_s \tau_m h_s^2 \quad 2b_0 > b_s \tag{6}$$

式中: $\tau_m = \sigma_y / \sqrt{3}$, m 为发生剪切和弯曲变形的加强筋数量。

2.2 扩孔塑性变形功

由 Thomson 理论^[18] 可知, 靶板扩孔变形中满足下假设: (1) 扩孔变形区域只有环向应力 σ_θ 比较显著, 忽略径向应力 σ_r 和法向应力 σ_z ; (2) 靶板材料是不可压缩的或体积不变, 即 $\varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = 0$; (3) 忽略扩孔变形中径向拉伸变形, 即 $\varepsilon_r = 0$ 。图 4 为靶板椭圆形扩孔变形功计算原理图。靶板微元从初始位置因弹丸碰撞翻转产生的单位体积应变能为:

$$dW = \int \sigma_\theta d\varepsilon_\theta = \int_s^{R_p} \sigma_\theta \frac{ds}{s} = \sigma_y \ln\left(\frac{R_p}{s}\right) \tag{7}$$

式中: $R_p = b_1 / \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \alpha}$, e 为椭圆的离心率。

则靶板总的扩孔变形功为:

$$E_h = \int_0^{2\pi} d\alpha \int_{R_0}^{R_p} (dW) h_p s ds = \frac{h_p \sigma_y \pi (b_1^2 - b_0^2 - 2b_0^2 \ln(b_1/b_0))}{2\sqrt{1 - e^2}} \tag{8}$$

式中: $R_0 = b_0 / \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \alpha}$ 。

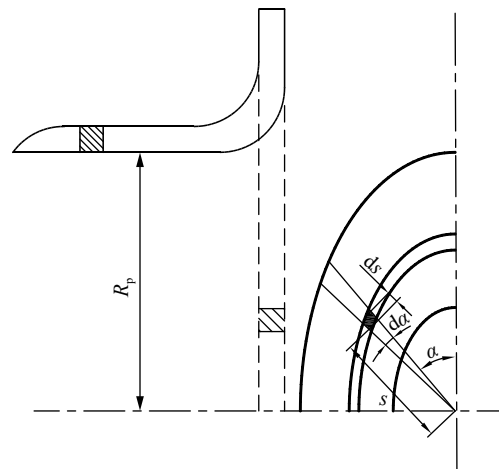


图 4 靶板椭圆形扩孔变形示意图

Fig. 4 Deformation diagram of elliptical hole enlargement of target plate

图 5 为截卵弹体贯穿平板剖面图,由假设(3)可知,花瓣微元变形前后长度相等:

$$b_p - r = R(\theta - \omega) \quad (9)$$

由几何关系可知:

$$\begin{aligned} \theta &= \arcsin\left(1 - \frac{d - 2b_p}{2R}\right), \\ \omega &= \arcsin\left(1 - \frac{d - 2r_1}{2R}\right) \end{aligned} \quad (10)$$

式中: $b_p, r_1 \in [0, d/2]$ 。为便于理论计算,在该区间内对反正弦函数进行线性拟合,得到:

$$\begin{aligned} \theta &= kb_p + \arcsin(1 - d/2R), \\ \omega &= kr_1 + \arcsin(1 - d/2R) \end{aligned} \quad (11)$$

式中: $k = \frac{1}{d} \left[\pi - 2 \arcsin\left(1 - \frac{d}{2R}\right) \right]$ 。

将式(11)代入式(9),由体积守恒得到:

$$\varepsilon_\theta = \ln\left(\frac{r_1}{r}\right) = \ln\left[\frac{b_p}{r} \left(1 - \frac{1}{Rk}\right) + \frac{1}{Rk}\right] \quad (12)$$

式(12)对时间求导,结合 $b_p = \frac{d}{2} \sin\left(\frac{\pi X'}{2L}\right)$ 得到:

$$\dot{\varepsilon}_\theta = \frac{(Rk - 1)\dot{X}}{\frac{d}{2} \sin\left(\frac{\pi X'}{2L}\right)(Rk - 1) + r} \frac{\pi d}{4L} \cos\left(\frac{\pi X'}{2L}\right) \quad (13)$$

取平均应变率为 $r = d/4$ 处最大值的一半,则令 $X' = 0, \dot{X} = v_0, r = d/4$, 可得:

$$\bar{\varepsilon}_\theta = \frac{\dot{\varepsilon}_{\theta\max}}{2} = \frac{\pi(Rk - 1)v_0}{2L} \quad (14)$$

对于椭圆截面弹体 d, R 均为 α 的函数,为简化分析,可取长短轴的均值近似:

$$d = a_1 + b_1 \quad (15)$$

$$R = (R_1 + R_2)/2 \quad (16)$$

式中: R_1, R_2 为弹体长轴和短轴剖面头部弧长半径。

2.3 花瓣动力功

花瓣动力功 W_D 是惯性力所做的功,包括面板花瓣扩孔动力功 W_{Dp} 和加强筋花瓣扩孔动力功 W_{Ds} :

$$W_D = W_{Dp} + W_{Ds} \quad (17)$$

图 6 为椭圆形扩孔动力功计算原理图。如图所示,当扩孔的短半轴为 b 时,面板微元(图中阴影部分)形成的花瓣质量为:

$$dM_p = h_p \rho \left(\frac{b_p^2 - r_0^2}{2} \right) d\alpha \quad (18)$$

微元质量随时间的变化为:

$$\frac{dM_p}{dt} = b_p h_p \rho d\alpha \frac{db_p}{dt} \quad (19)$$

由图 5 中的几何关系可知:

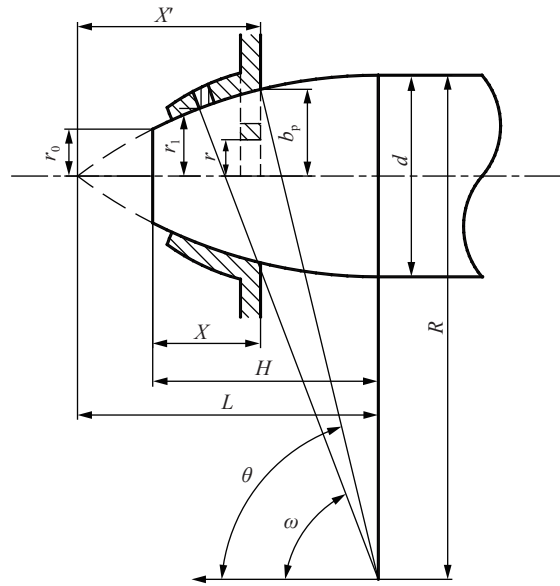


图 5 截卵弹体贯穿薄板剖面

Fig. 5 Plate perforated by truncated oval-nose projectiles

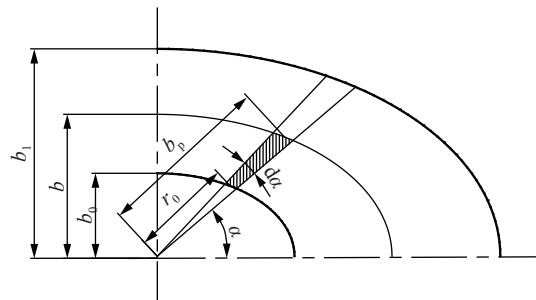


图 6 椭圆形扩孔动力功计算原理图

Fig. 6 Schematic diagram of dynamical work during elliptical hole enlargement

$$b_p = \sqrt{\left\{d\left[\left(\frac{L}{d}\right)^2 + \frac{1}{4}\right]\right\}^2 - (L-X')^2 - \left\{d\left[\left(\frac{L}{d}\right)^2 - \frac{1}{4}\right]\right\}} \approx \frac{2b_1}{\sqrt{1-e^2\cos^2\alpha}} \left(\frac{X'}{L} - \frac{X'^2}{2L^2}\right) \quad (20)$$

式中: $d = 2b_1 / \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \alpha}$ 。

认为弹体贯穿薄板的瞬态过程为匀速运动, 式(20)对时间求导可得:

$$\frac{db_p}{dt} = \frac{2b_1}{\sqrt{1-e^2\cos^2\alpha}} \left(\frac{\dot{X}'}{L} - \frac{X'\dot{X}'}{L^2}\right) \quad (21)$$

$$\frac{d^2b_p}{dt^2} = \frac{2b_1}{\sqrt{1-e^2\cos^2\alpha}} \left(-\frac{\ddot{X}'}{L^2}\right) \quad (22)$$

式中: $X' = X + L - H$ 。

面板微元的惯性力为:

$$dF_p = \frac{d}{dt} \left(dM_p \frac{db_p}{dt} \right) = dM_p \frac{d^2b_p}{dt^2} + \frac{dM_p}{dt} \frac{db_p}{dt} \quad (23)$$

对式(23)积分, 得到面板惯性力做功为:

$$W_{Dp} = \int_0^{2\pi} d\alpha \int \frac{\frac{b_1}{\sqrt{1-e^2\cos^2\alpha}}}{\frac{b_0}{\sqrt{1-e^2\cos^2\alpha}}} dF_p db_p = \frac{(2-e^2)\pi h_p \rho}{3(1-e^2)^{3/2}} \left(\frac{v_0}{L}\right)^2 b_1(2b_0+b_1)(b_0-b_1)^2 \quad (24)$$

同理, 加强筋花瓣扩孔动力功为:

$$W_{Ds} = \int_{b_0}^{b_1} \frac{d}{dt} \left(M_s \frac{db}{dt} \right) db = 2b_s h_s \rho b_1 (b_1 - b_0)^2 \left(\frac{v_0}{L}\right)^2 \quad (25)$$

2.4 花瓣弯曲变形功

花瓣弯曲变形功 E_b 包括面板花瓣弯曲变形功 E_{bp} 和加强筋花瓣弯曲变形功 E_{bs} :

$$E_b = E_{bp} + E_{bs} \quad (26)$$

忽略弯曲变形中塑性铰的移行过程, 面板花瓣弯曲变形功为:

$$E_{bp} = [\pi b_0 + 2(a_1 - b_1)] \pi M_p \quad (27)$$

式中: $M_p = \sigma_y h_p^2 / 4$ 。

加强筋花瓣弯曲变形功为:

$$E_{bs} = m \pi b_s M_s \quad (28)$$

式中: $M_s = \sigma_y h_s^2 / 4$ 。

由文献 [19] 可知, 考虑应变率效应时, 动态塑性极限弯矩 M'_0 表示为:

$$\frac{M'_0}{M_0} = 1 + \frac{2q}{2q+1} \left(\frac{hk}{2D}\right)^{1/q} \quad (29)$$

式中: k 为曲率变化率, h 为板的厚度。近似认为加强筋与面板弯曲变形的曲率变化率相同, 其表达式为:

$$\dot{k} = \frac{\dot{\psi}}{l} \quad (30)$$

式中: ψ 为弯曲变形角速度, l 为花瓣的长度。

由图 5 中的几何关系, 可知:

$$\dot{\psi} = \frac{\dot{r}_1|_{r=0}}{d/2 - r_0} \sin \omega = \left(1 - \frac{1}{Rk}\right) \frac{\pi d \dot{X} \sin \omega}{4L(d/2 - r_0)} \cos\left(\frac{\pi X'}{2L}\right) \quad (31)$$

$$l = \frac{d}{2} - r_0 \quad (32)$$

由于 $\sin \omega \leq 1$, 令 $X' = 0$, $\dot{X} = v_0$, 得到最大角加速度:

$$\dot{\psi}_{\max} \approx \left(1 - \frac{1}{Rk}\right) \frac{\pi d v_0}{(d/2 - r_0) 4L} \quad (33)$$

取曲率平均变化率为其最大值的一半, 于是可得:

$$\bar{k} = \frac{\dot{k}_{\max}}{2} = \left(1 - \frac{1}{Rk}\right) \frac{\pi d v_0}{8(d/2 - r_0)^2 L} \quad (34)$$

对于椭圆截面弹体花瓣形弯曲变形, 其曲率平均变化率可参考式 (15)~(16), 进行近似估计。

2.5 整体凹陷变形能

加筋板整体凹陷变形能 E_g 包括面板凹陷变形能 E_{gp} 和加强筋凹陷变形能 E_{gs} :

$$E_g = E_{gp} + E_{gs} \quad (35)$$

文献 [12] 给出了任意截面弹体贯穿靶板时凹陷变形能的计算方法。如图 7 所示, 假设面板弹孔边界各处横向位移沿着曲率半径 Or 方向变化规律相同。

面板的横向位移可以表示为^[20]:

$$w(r) = w_0 e^{-c_1(r-r_0)} \quad (36)$$

式中: w_0 为弹孔边界处横向位移, c_1 为相关系数, 由靶板凹陷变形实验数据拟合得到。

面板凹陷变形能为:

$$E_{gp} = \iint (N_r \varepsilon_r + N_\theta \varepsilon_\theta + M_r |\kappa_r| + M_\theta |\kappa_\theta|) r dr d\theta \quad (37)$$

式中:

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2, & \varepsilon_\theta &= 0, \\ \kappa_r &= -\frac{d^2 w}{dr^2}, & \kappa_\theta &= -\frac{1}{r} \frac{dw}{dr} \end{aligned} \quad (38)$$

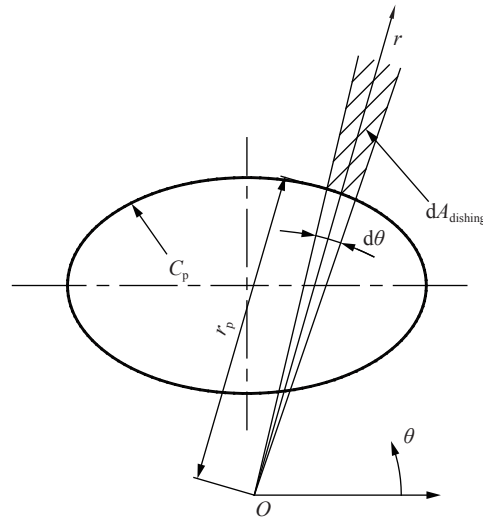


图 7 面板椭圆形整体凹陷变形计算原理图

Fig. 7 Schematic diagram of elliptical dishing energy calculation

$$N_r = N_\theta = N_0 = \sigma_y h, \quad M_r = M_\theta = M_0 = \frac{\sigma_y h^2}{4} \quad (39)$$

对面板, 取 $h = h_p$, 对加强筋, 取 $h = h_s$ 。

图 7 中靶板微元凹陷变形能为:

$$E_{gp} |dA_{dishing} = d\theta \int_{r_0}^{+\infty} \left[N_0 \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 + M_0 \left(\left| \frac{d^2 w}{dr^2} \right| + \frac{1}{r} \left| \frac{dw}{dr} \right| \right) \right] r dr \quad (40)$$

对式 (40) 积分, 得:

$$E_{gp} = \int_A E_{gp} |dA_{dishing} = \left(\frac{1}{4} N_0 w_0 + M_0 \right) w_0 C_p c_1 + 4\pi w_0 \left(M_0 + \frac{1}{16} N_0 w_0 \right) \quad (41)$$

式中: $C_p = 2\pi b_1 + 4(a_1 - b_1)$ 。

加强筋整体变形凹陷变形能为:

$$E_{gs} = 2b_s \int_{b_1}^{+\infty} \left[N_0 \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2 + M_0 \frac{d^2 w}{dr^2} \right] dr = 2b_s \left(\frac{1}{4} N_0 w_0 + M_0 \right) w_0 c_1 \quad (42)$$

对于靶板整体弯曲变形, 使用动态强度代替静态强度的方法近似考虑应变率效应, 取其应变率与薄膜拉伸应变率相同。由文献 [19], 可知:

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{4w_0 v_0}{3\sqrt{2} d' R' \ln^2(d'/2R')} \quad (43)$$

式中: $R' \approx 5d' \approx 5(a_1 + b_1)$ 。

2.6 加强筋侧向凹陷变形能

加强筋的侧向凹陷变形能 E_s 包括侧向剪切变形能 E_{sb} 和侧向弯曲与拉伸变形能 E_{ss} :

$$E_{sd} = E_{sb} + E_{ss} \quad (44)$$

图 8 给出了椭圆截面弹体偏心撞击单加强筋侧向凹陷变形能计算原理图。为便于分析, 计算过程中, 忽略弹头挤压加强筋过程中头部曲率变化和弹体偏转的影响, 由弹体穿靶后加强筋的残余变形求解其能量耗散。该计算方法得到是加强筋能量耗散的下限。如图 8 所示, 建立坐标系 $aO'w'$, w_m 为加强筋最大横向位移, 则加强筋上任意点 C 的横向位移可表示为:

$$w_a = w_m - \left(b_1 - \sqrt{\left(b_1 / \sqrt{1 - e^2 \cos^2 \chi} \right)^2 - a^2} \right) \approx w_m - \frac{(1 - e^2)a^2}{2b_1} \quad (45)$$

加强筋侧向凹陷变形能为:

$$E_{sb} = 2nh_s \int_0^{L_s} (N_{0s}\varepsilon_r + |M_{0s}\kappa_a|) da = nh_s\sigma_y b_s (2b_1^2 + 3b_1 b_s - 2\Delta r^2) \frac{\sqrt{(1 - e^2)(b_1^2 - \Delta r^2)}}{6b_1^2} \quad (46)$$

式中: n 为发生侧向凹陷变形的加强筋数量,

$$\varepsilon_r = \frac{1}{2} \left(\frac{dw_a}{da} \right)^2 = \frac{1}{2} \left[\frac{(1 - e^2)a}{b_1} \right]^2, \quad \kappa_a = -\frac{d^2 w_a}{da^2} = -\frac{(1 - e^2)}{b_1} \quad (47)$$

$$N_{0s} = \sigma_y b_s, \quad M_{0s} = \sigma_y b_s^2 / 4 \quad (48)$$

$$L_s = \sqrt{\frac{b_1^2 - \Delta r^2}{1 - e^2}} \quad (49)$$

由文献 [19] 可知, 加强筋侧向凹陷拉伸平均应变率近似为:

$$\dot{\varepsilon}_{sr} \approx \frac{2b_1 w_m V_0}{3\sqrt{2}LL_s^2} \quad (50)$$

加强筋的侧向剪切变形能为:

$$E_{ss} = \frac{nL_s b_s^2 \tau_m}{2} = \frac{nb_s^2 \tau_m}{2} \sqrt{\frac{b_1^2 - \Delta r^2}{1 - e^2}} \quad (51)$$

2.7 剩余动能

剩余动能 E_r 包括弹丸的剩余动能 E_k 、面板塞块动能 E_p 和加强筋塞块动能 E_s 。近似取塞块飞散速度与弹体剩余速度相同, 有:

$$E_r = E_k + E_p + E_s \quad (52)$$

$$E_k = \frac{1}{2} M v_f^2 \quad (53)$$

$$E_p = \frac{1}{2} m_p v_f^2 = \frac{1}{2} \rho \pi a_0 b_0 h_p v_f^2 \quad (54)$$

$$E_s = \frac{1}{2} m_s v_f^2 = \begin{cases} \rho b_s b_0 h_s v_f^2 & \text{着靶位置 1} \\ \rho b_s (a_0 + b_0 - b_s/2) h_s v_f^2 & \text{着靶位置 2} \\ 0 & \text{着靶位置 3, 4} \end{cases} \quad (55)$$

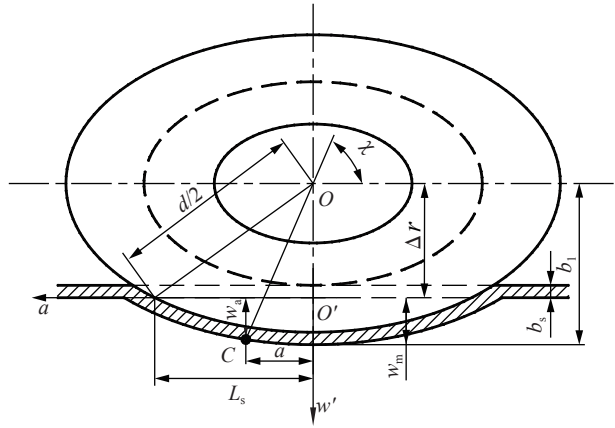


图 8 加强筋侧向凹陷变形
Fig. 8 Dishing deformation of stiffener

式中: M 、 m_p 、 m_s 分别为弹体质量、面板塞块质量、加强筋塞块质量, v_f 为弹体剩余速度。

3 弹体剩余速度与弹道极限速度

忽略贯穿过程中弹体变形能、裂纹传播能量、摩擦力做功, 根据能量守恒定律得到:

$$\frac{1}{2}Mv_0^2 - E_r = W_s + E_h + W_D + E_b + E_g + E_{sd} \tag{56}$$

将式(52)代入式(56), 可得椭圆截面弹体的剩余速度:

$$v_f = \sqrt{\frac{Mv_0^2 - 2(W_s + E_h + W_D + E_b + E_g + E_{sd})}{M + m_p + m_s}} \tag{57}$$

令 $v_f = 0$, 得到弹道极限速度:

$$v_{bl} = \sqrt{\frac{2(W_s + E_h + W_D + E_b + E_g + E_s)}{M}} \tag{58}$$

4 模型验证与讨论

4.1 模型验证

为校验本文模型的准确性, 将模型预测结果与文献 [9] 中穿甲实验数据对比。实验中弹体材料为 D6A, 屈服强度为 1 069 MPa。表 1 给出了截卵形弹体的几何参数。靶板材料为 16MnR。表 2 给出了实验中平板和加筋板的结构和力学参数, 其中 D 、 P 由文献中靶板材料在不同应变率下的屈服强度值拟合得到。

表 1 截卵形弹体几何参数

Table 1 Geometry parameters of truncated oval-nose projectiles

| b_l/mm | b_0/mm | M/g | L/mm | CRH |
|----------|----------|-------|--------|------|
| 12.5 | 4 | 165.3 | 27.5 | 1.42 |

表 3 给出了截卵形弹体贯穿平板和加筋板实验剩余速度与理论模型计算结果对比。表中, F 表示平板, SI 表示单加筋板, CS 表示十字加筋板, QS 表示双十字加筋板。所有靶板面板(除 SI* 面板厚度为 10 mm)尺寸均为 500 mm×500 mm×5 mm, 加强筋矩形横截面尺寸为 5 mm×25 mm。由表 3 可以看出, 刚塑性模型过高估计弹体剩余速度, 本文的定量考虑应变率效应后, 剩余速度预测结果与实验结果吻合良好。

表 2 加筋板结构和力学参数

Table 2 Geometry and mechanical parameters of stiffened plate

| h_p/mm | h_s/mm | b_s/mm | $\rho/(g \cdot cm^{-3})$ | σ_0/MPa | σ_y/MPa | σ_u/MPa | ϵ_f | D | P |
|----------|----------|----------|--------------------------|----------------|----------------|----------------|--------------|--------------------|-----|
| 5, 10 | 25 | 5 | 7.85 | 410~420 | 510 | 585~610 | 0.2 | 1.14×10^4 | 5.8 |

表 3 贯穿实验剩余速度与模型预测结果对比

Table 3 Comparison between the theoretical and experimental residual velocities

| 实验 | 板型 | m | n | 实验参数 | | | | 刚塑性模型 | | 本文模型 | |
|----|-----|-----|-----|------------------------|------------------------|---------------|----------|------------------------|-----------|------------------------|-----------|
| | | | | $v_0/(m \cdot s^{-1})$ | $v_f/(m \cdot s^{-1})$ | $\Delta r/mm$ | w_0/mm | $v_f/(m \cdot s^{-1})$ | $\eta/\%$ | $v_f/(m \cdot s^{-1})$ | $\eta/\%$ |
| 1 | F | 0 | 0 | 244 | 133 | - | 15 | 180.5 | 35.71 | 135.2 | 1.65 |
| 5 | SI | 0 | 0.5 | 247 | 156 | 12.5 | 10 | 191.3 | 22.63 | 151.8 | 2.69 |
| 10 | SI* | 1 | 0 | 388 | 144 | - | 5 | 252.3 | 75.21 | 140.8 | 2.22 |
| 13 | CS | 1 | 1 | 427 | 240 | 12.5 | 20 | 323.7 | 34.87 | 258.2 | 7.85 |
| 15 | CS | 1 | 1 | 417 | 157 | 12.5 | 18 | 311.8 | 98.60 | 243.5 | 55.10 |
| 16 | QS | 0 | 0 | 247 | 128 | - | 16 | 184.0 | 43.75 | 139.9 | 9.30 |

计算过程需要做以下几点说明: (1) 文献中未给出靶板贯穿后的最大横向位移, 模型计算数据由文献中照片测量换算得到。实验表明 c_1 为 $10^{-2} \sim 10^{-3}$ 量级, 由式 (41) ~ (42) 可知其值对计算结果影响很小, 本文计算中 c_1 取 0.005 mm^{-1} 。(2) 在第 15 组实验中模型计算剩余速度误差较大, 原因是弹体撞击的中心位置没有位于十字加筋中心, 弹体受到非对称力作用, 弹道发生偏转, 由此导致了其他的能量损失。本文模型中未考虑弹体偏转的影响, 得到的剩余速度应为实验的上限值。

4.2 k_{ab} 对弹道极限速度的影响

假设在本文的 k_{ab} 范围内, 椭圆截面弹体贯穿靶板的横向最大位移与“截面积等效”弹体相同。在 k_{ab} 变化过程中, 保持弹体的截面积、质量恒定, 仅改变截面尺寸。加强筋不发生侧向凹陷变形。图 9 给出了弹体贯穿各靶板无量纲弹道极限速度随 k_{ab} 变化规律。图中, \bar{v}_{bl} 为“截面积等效”弹体贯穿平板的弹道极限速度。SI-1、SI-2 分别表示弹体长轴剖面、短轴剖面与加强筋布置方向垂直。由图 9 可知, 随着 k_{ab} 增大, 弹体贯穿 3 类靶板的弹道极限速度呈线性增大变化趋势。当 k_{ab} 增大至 5 时, 贯穿平板的弹道极限速度增加约 15%, 贯穿十字加筋板的弹道极限速度增加约为 40%, 贯穿单加筋板的增加量居于两者之间。对于圆截面弹体, 单根加强筋增加的能量损失约使弹道极限速度提高 30%。

4.3 k_{ab} 对靶板各能量耗散的影响

图 10 给出了椭圆截面截卵形弹体与“截面积等效”弹体以弹道极限速度贯穿平板各耗散能量比值随 k_{ab} 的变化。上划线表示“截面积等效”弹体各项能量耗散。由图 10 可知, 塞块剪切和花瓣弯曲变形功随 k_{ab} 近似线性增大。当 k_{ab} 为 2 时, 塞块剪切和花瓣弯曲变形功增加 16%。扩孔塑性变形功与靶板凹陷变形功与 k_{ab} 变化无关。当 k_{ab} 从 1 增大到 2 时, 花瓣动力功随其缓慢增加。当 k_{ab} 为 2 时, 增约 25%。当 k_{ab} 在 2~5 之间时, 其值线性快速增加。图 9 中平板弹道极限速度随 k_{ab} 增大, 主要是由于弯曲变形功、花瓣动力功的增加。

图 11 给出了弹体以弹道极限速度贯穿平板和加筋板时各能量耗散与弹丸初始动能(靶板耗散总能量)的比随 k_{ab} 变化规律。图中, w_s 表示塞块剪切变形功比, e_h 表示扩孔塑性变形功比, w_d 表示花瓣动力功比, e_b 表示弯曲变形功比, e_g 表示靶板整体凹陷变形功比。

由图 11, 可以得出以下规律:

(1) 扩孔塑性变形功比、整体凹陷变形功比随着 k_{ab} 增大而减小。随着参与变形的加强筋长度的增加, 弯曲变形功和塞块剪切变形功比由随着 k_{ab} 增大逐渐增加变为减少。

(2) 对于平板, 靶板的能量耗散主要为整体凹陷变形功, 约占 40%。其次为花瓣弯曲变形功, 约占耗散总能量的 25%。

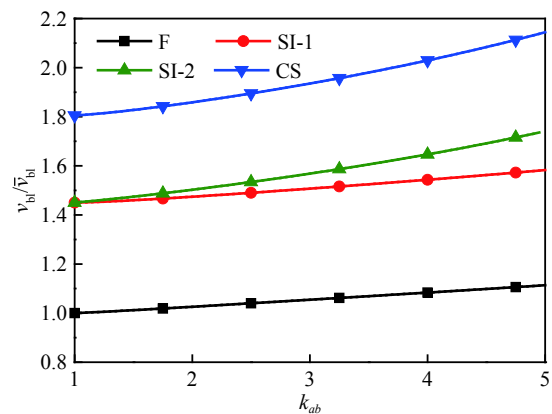


图 9 无量纲弹道极限速度随 k_{ab} 变化

Fig. 9 Dimensionless ballistic limit velocity vs k_{ab}

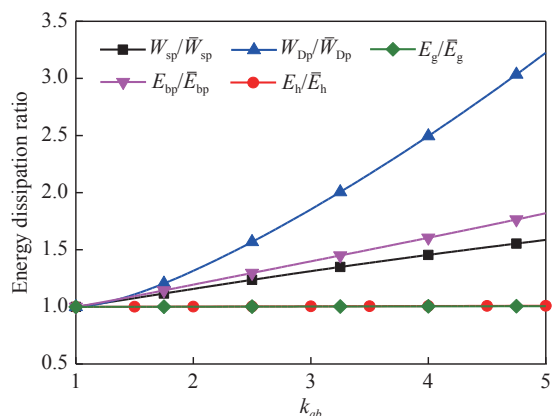


图 10 椭圆截面与“截面积等效”弹体各耗散能量比随 k_{ab} 的变化

Fig. 10 Variation of energy dissipation ratio of elliptical section and "section equivalent" projectiles with k_{ab}

(3) 对于单加筋板, 当 $k_{ab} < 3$ 时, 靶板的能量耗散主要为整体凹陷变形功、花瓣弯曲变形功。当 $k_{ab} > 3$ 时, 碰撞条件为 SI-2、CS 时, 花瓣动力功比例逐渐开始超过除弯曲变形功的其他能量。

(4) 对于十字加筋板, 与单加筋板相比, 塞块剪切变形功超过了整体整体凹陷变形功。

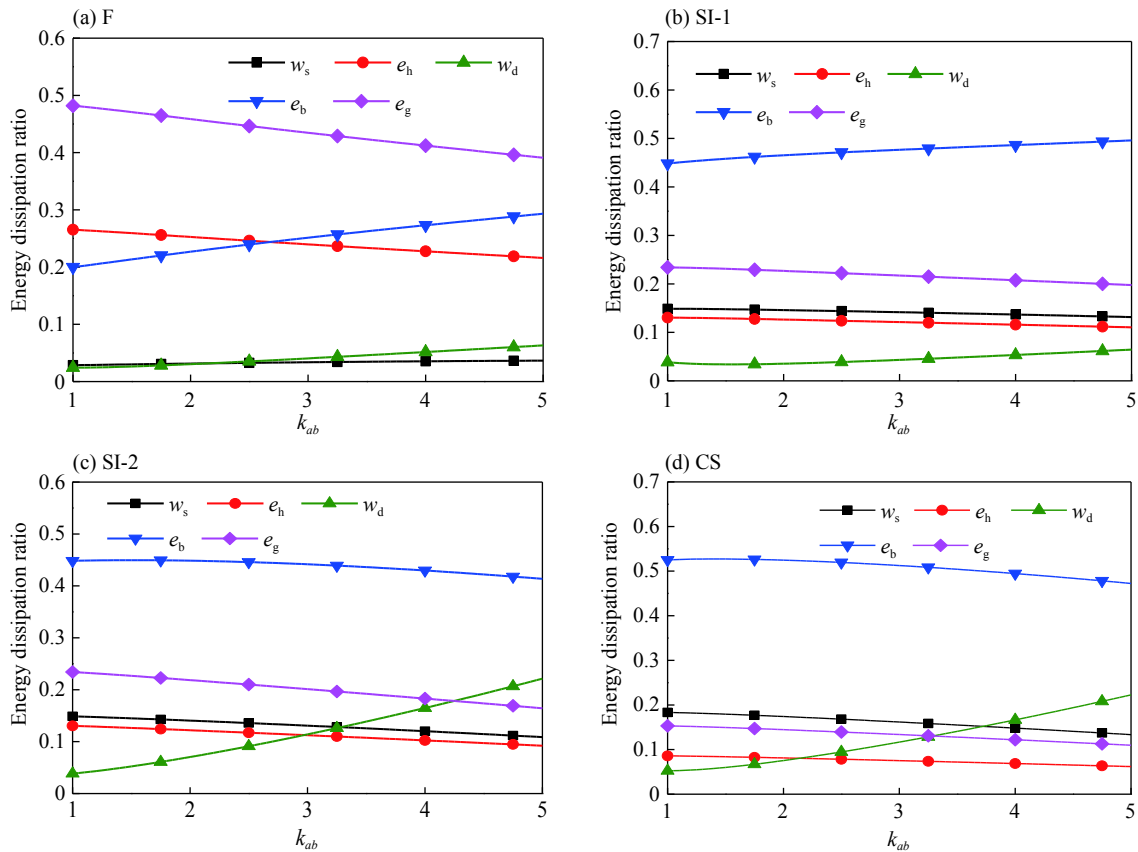


图 11 平板和加筋板各能量耗散比随 k_{ab} 的变化

Fig. 11 Energy dissipation ratio of flat and stiffened plates vs k_{ab}

5 结 论

通过对椭圆截面截卵形弹体贯穿加筋板能量耗散分析, 根据能量守恒原理, 建立了考虑应变硬化、应变率效应的椭圆截面弹体贯穿薄加筋板的弹道极限速度与剩余速度预测模型, 模型预测结果与实验数据吻合较好。结合模型, 讨论了椭圆截面长短轴变化对靶板弹道极限速度、各能量耗散的影响。得到如下主要结论。

(1) 本文在能量耗散计算中考虑了靶板应变硬化、不同变形模式下应变率效应影响, 建立了椭圆截面弹体贯穿加筋板分析模型, 可以准确预测弹体剩余速度, 较刚塑性模型具有更高的精度。令 $k_{ab}=1$, 可退化为圆截面弹体。

(2) 随着 k_{ab} 的增大, 靶板的弹道极限速度近似线性增大。

(3) 当 $k_{ab} < 3$ 时, 加筋板的能量耗散主要为整体凹陷变形功、花瓣弯曲变形功、剪切变形功。当 $k_{ab} > 3$ 时, 花瓣动力功比例增加, 并逐渐超过整体凹陷变形功。对于十字加筋板, 剪切变形功大于整体凹陷变形功。

参考文献:

[1] 杜忠华, 曾国强, 余春祥, 等. 异型侵彻体垂直侵彻半无限靶板试验研究 [J]. 弹道学报, 2008, 20(1): 19-21.

- DU Zhonghua, ZENG Guoqiang, YU Chunxiang, et al. Experimental research of novel penetrator vertically penetrating semi-infinite target [J]. *Journal of Ballistics*, 2008, 20(1): 19–21.
- [2] 杜忠华, 朱建生, 王贤治, 等. 异型侵彻体垂直侵彻半无限靶板的分析模型 [J]. *兵工学报*, 2009, 30(4): 403–407. DOI: 10.3321/j.issn:1000-1093.2009.04.005.
- DU Zhonghua, ZHU Jiansheng, WANG Xianzhi, et al. Analytical model on non-circular penetrator impacting semi-infinite target perpendicularly [J]. *Acta Armamentarii*, 2009, 30(4): 403–407. DOI: 10.3321/j.issn:1000-1093.2009.04.005.
- [3] 高光发, 李永池, 刘卫国, 等. 长杆弹截面形状对垂直侵彻深度的影响 [J]. *兵器材料科学与工程*, 2011, 34(3): 5–8. DOI: 10.3969/j.issn.1004-244X.2011.03.002.
- GAO Guangfa, LI Yongchi, LIU Weiguo, et al. Influence of the cross-section shapes of long rod projectile on the vertical penetration depth [J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2011, 34(3): 5–8. DOI: 10.3969/j.issn.1004-244X.2011.03.002.
- [4] BLESS S J, LITTLEFIELD D L, ANDERSON C E, et al. The penetration of non-circular cross-section penetrators [C] // *Proceedings of the 15th International Symposium on Ballistics*. Jerusalem, Israel: IBS, 1995: 21–24.
- [5] BLESS S J. Penetration mechanics of non-circular rods [C] // *AIP Conference Proceedings*. AIP, 1996: 1119–1122.
- [6] 王文杰, 张先锋, 邓佳杰, 等. 椭圆截面弹体侵彻砂浆靶规律分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(1): 164–173. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0020.
- WANG Wenjie, ZHANG Xianfeng, DENG Jiajie, et al. Analysis of projectile penetrating into mortar target with elliptical cross-section [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(1): 164–173. DOI: 10.11883/bzycj-2017-0020.
- [7] LANDKOF B, GOLDSMITH W. Petalling of thin, metallic plates during penetration by cylindro-conical projectiles [J]. *International Journal of Solids & Structures*, 1985, 21(3): 245–266. DOI: 10.1016/0020-7683(85)90021-6.
- [8] 张中国, 黄风雷, 段卓平, 等. 弹体侵彻带加强筋结构靶的实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2004, 24(5): 431–436. DOI: 10.3321/j.issn:1001-1455.2004.05.009.
- ZHANG Zhongguo, HUANG Fenglei, DUAN Zhuoping, et al. The experimental research for projectile penetrating the structural target with rebar [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2004, 24(5): 431–436. DOI: 10.3321/j.issn:1001-1455.2004.05.009.
- [9] CHEN Y, WANG Y, TANG P, et al. Impact characteristics of stiffened plates penetrated by sub-ordnance velocity projectiles [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2008, 64(6): 634–643. DOI: 10.1016/j.jcsr.2007.12.006.
- [10] SONG W, NING J, WANG J. Normal impact of truncated oval-nosed projectiles on stiffened plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(9): 1022–1034. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.05.008.
- [11] 徐双喜, 吴卫国, 李晓彬, 等. 截锥形弹穿甲单加筋板的破坏特性 [J]. *爆炸与冲击*, 2011, 31(1): 62–68. DOI: 10.11883/1001-1455(2011)01-0062-07.
- XU Shuangxi, WU Weiguo, LI Xiaobin, et al. Failure characteristics of a conical projectile penetrating single stiffened plate [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2011, 31(1): 62–68. DOI: 10.11883/1001-1455(2011)01-0062-07.
- [12] HE Q, XIE Z, XUAN H, et al. Ballistic testing and theoretical analysis for perforation mechanism of the fan casing and fragmentation of the released blade [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 91: 80–93. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.01.001.
- [13] ZHAN T, LI J, LV S, et al. Residual velocity for the truncated ogival-nose projectile into stiffened plates [J]. *Ships and Offshore Structures*, 2015, 11(6): 636–644. DOI: 10.1080/17445302.2015.1041441.
- [14] 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. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2010.02.028.
- HUANG Tao, WU Weiguo, LI Xiaobin, et al. Oblique armor-piercing effect of a truncated cylindro-conical projectile [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2010, 29(2): 125–127. DOI: 10.3969/j.issn.1000-3835.2010.02.028.
- [15] XU S X, WU W G, LI X B, et al. Petal failure characteristics of a conical projectile penetrating a thin plate at high oblique angle [J]. *Journal of Shanghai Jiaotong University (Science)*, 2010, 15(4): 434–440. DOI: 10.1007/s12204-010-1029-8.
- [16] WU Q G, WEN H M. Petalling of a thin metal plate struck by a conical-nosed projectile [J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2015, 28(5): 568–577. DOI: 10.1016/S0894-9166(15)30050-1.
- [17] LEE Y W, WIERZBICKI T. Fracture prediction of thin plates under localized impulsive loading. Part I: dishing [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(10): 1253–1276. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.07.010.

- [18] THOMSON W T. An approximate theory of armor penetration [J]. *Journal of Applied Physics*, 1955, 26(1): 80–82. DOI: 10.1063/1.1721868.
- [19] CORBETT G G, REID S R, JOHNSON W. Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles: a review [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(2): 141–230. DOI: 10.1016/0734-743X(95)00023-4.
- [20] JONES N. Structural impact [M]. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 2011: 360–361. DOI: 10.1017/CBO9780511820625

Energy dissipation analysis of elliptical truncated oval rigid projectile penetrating stiffened plate

WANG Hao, PAN Xin, WU Haijun, PI Aiguo, LI Jinzhu, HUANG Fenglei

(State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: In order to obtain the residual velocity of elliptical section truncated oval rigid projectile penetrating stiffened plate, according to the failure characteristics of elliptical section projectile penetrating target plate, it is considered that the main energy dissipation modes of target plate during penetration are plug shear deformation work and kinetic energy, hole expanding plastic deformation work, petal dynamic work and bending deformation work, dishing deformation work and lateral dishing deformation of the stiffened plate. Each energy calculation method is deduced theoretically, and the strain rate effects of target hole enlargement, petal bending and sag deformation are quantitatively considered in the calculation. According to the energy conservation relationship, the prediction formulas of residual velocity and ballistic limit velocity of elliptical cross-section projectiles are obtained, and the model is validated by experimental results. The results show that the penetration model considering the strain hardening and strain rate effect of the target plate can accurately predict the residual velocity of the projectile. With the increase of the ratio of the long axis to the short axis of the elliptical cross-section projectile body, the ballistic limit velocity of the target plate increases approximately linearly. When the ratio of the long axis to the short axis is less than 3, the main energy dissipation of the stiffened plate is the petal bending deformation energy and dishing deformation energy.

Keywords: elliptical cross-section projectile; stiffened plate; residual velocity; strain rate effect

(责任编辑 丁 峰)