

文章编号: 1001-1455(2011)05-0490-07

尖头弹穿甲韧性金属靶模型分析*

黄徐利¹, 陈小伟^{1,2}, 梁冠军¹

(1. 西南科技大学土木工程与建筑学院, 四川 绵阳 621010;

2. 中国工程物理研究院总体工程研究所, 四川 绵阳 621900)

摘要: 基于延性扩孔模式, 分析了尖头弹穿甲韧性金属靶的 Chen-and-Li 模型和 Forrestal-and-Warren 模型。结果表明, 2 种模型形式相同但适用范围不同, 差异源于分别应用球形和柱形动态空腔膨胀理论。将 2 种模型与相关尖头弹穿甲金属靶的实验数据做了比较, 对应于尖头刚性弹对韧性金属靶的延性扩孔穿甲, 理论分析与实验结果吻合。

关键词: 爆炸力学; 终点弹道性能; 穿甲; 尖头刚性弹; 韧性金属靶

中图分类号: O385

国标学科代码: 130 · 3530

文献标志码: A

刚性弹对一定厚度金属靶板的侵彻/穿甲通常由侵彻过程和最终失效模式控制, 而靶板最终失效模式一般与弹形、撞击速度、靶厚以及靶材密不可分; 一般来说, 随着靶板厚度和撞击速度的增加, 靶板局部响应越来越重要, 同时, 靶板整体结构响应逐渐减弱。尖头刚性弹侵彻/穿甲中厚金属靶, 其变形和失效模式相对简单, 可认为塑性扩孔为主要穿甲机理。

M. J. Forrestal 等^[1]假定弹体侵彻贯穿靶板的过程为单一塑性扩孔过程, 运用柱形空腔膨胀理论研究尖头刚性弹贯穿铝合金靶板问题。T. Børvik 等^[2]做了大量锥形弹穿甲铝合金靶板的实验, 得到撞击速度与剩余速度的拟合曲线, 并且用 Forrestal 模型进行预测, 结果显示出很好的预期。M. J. Forrestal 等^[3]在柱形空腔膨胀理论基础上, 进一步总结给出尖卵和尖锥形弹穿甲铝靶的分析模型和终点弹道公式的级数展开形式, 并且定义了描述弹靶影响的小参数 C 。T. Børvik 等^[4-5]对尖头刚性弹、APM 弹和 APM 弹芯做了大量穿甲实验, 用 Forrestal-and-Warren 公式^[3]进行分析, 指出穿甲过程主要由弹芯完成, 铜套和铅帽在穿甲过程中被靶板剥落, 对穿甲影响较小。

X. W. Chen 等^[6]指出刚性弹的侵彻力学仅由 2 个量纲一物理量(即撞击函数 I 和弹头形状函数 N) 控制其侵彻过程。X. W. Chen 等^[7-9]进一步利用这 2 个量纲一物理量, 基于球形空腔膨胀模型, 考虑延性扩孔和靶厚冲塞, 建立刚性弹体正/斜穿甲金属靶的分析模型, 简洁地给出了终点弹道公式。X. W. Chen 等^[10]、陈小伟等^[11]根据侵彻阻力的一般表达式, 计及阻尼效应和附加质量, 定义了控制刚性弹侵彻过程的第 3 个量纲一物理量, 即阻尼函数 ξ , 进一步完善了刚性弹侵彻金属靶理论。X. L. Li 等^[12]进一步将阻尼函数 ξ 运用于尖头刚性弹穿甲金属靶的模型中。

本文中拟分析尖头弹穿甲韧性金属靶的 Chen-and-Li 模型^[7]和 Forrestal-and-Warren 模型^[3], 并且将 2 种模型与尖头弹穿甲金属靶的实验数据进行比较。

1 分析模型

1.1 Chen-and-Li 模型^[7]

假设一尖头刚性弹(质量 m 、弹径 d)以初始速度 v_i 垂直撞击中等厚度为 H 的金属靶板, 假设塑性扩孔为单一的穿甲机理。模型中未考虑前后翻唇区对穿靶的影响, S. N. Dikshit^[13]认为金属靶的前后

* 收稿日期: 2010-06-17; 修回日期: 2011-01-27

基金项目: 国家自然科学基金项目(11172282); 中国工程物理研究院“双百人才”基金项目(ZX04001);
中国工程物理研究院学科发展基金重点项目(2009A0201009)

作者简介: 黄徐利(1985—), 女, 硕士研究生。

翻唇区属于无约束塑性流动区,在穿甲中作用有限。

基于动态空腔膨胀理论,侵彻过程中刚性弹头部受到的轴向抵抗力

$$F_x = (\pi d^2 / 4) (AN_1 \sigma_y + BN_2 \rho_t v^2) \tag{1}$$

式中: σ_y 为靶板静态屈服强度, ρ_t 为靶材密度, v 为弹体侵彻靶板介质中的刚体速度; A 、 B 为靶材常数; N_1 和 N_2 是 2 个与弹头几何形状和弹-靶界面滑动摩擦系数 μ_m 相关的参数^[6], 这里分别给出尖卵和尖锥形弹的相关形状参数。尖卵形弹的形状参数如下

$$N_1 = 1 + 4\mu_m \psi^2 \left[\left(\frac{\pi}{2} - \varphi_0 \right) - \frac{\sin(2\varphi_0)}{2} \right] \tag{2a}$$

$$N_2 = N^* + \mu_m \psi^2 \left[\left(\frac{\pi}{2} - \varphi_0 \right) - \frac{1}{3} \left(2\sin(2\varphi_0) + \frac{\sin(4\varphi_0)}{4} \right) \right] \tag{2b}$$

$$N^* = \frac{1}{3\psi} - \frac{1}{24\psi^2} \quad 0 < N^* \leq \frac{1}{2} \tag{2c}$$

$$\varphi_0 = \arcsin \left(1 - \frac{1}{2\psi} \right) \quad \psi \geq \frac{1}{2} \tag{2d}$$

式中:尖卵形曲径比 $\psi = \frac{1}{4} \left[\left(\frac{2l}{d} \right)^2 + 1 \right]$, l 为弹丸头部高度。

尖锥形弹的形状参数如下

$$N_1 = 1 + \mu_m \cot \varphi, \quad N_2 = N^* + \frac{\mu_m \cot \varphi}{1 + \cot^2 \varphi}, \quad N^* = \frac{1}{1 + \cot^2 \varphi} \quad 0 < N^* \leq 1 \tag{3}$$

式中: φ 为弹头的半锥角。

对于理想弹塑性金属靶,量纲一材料系数 A 可由准静态球形空腔膨胀理论推导而得

$$A = \frac{2}{3} \left\{ 1 + \ln \left[\frac{E}{3(1-\gamma)\sigma_y} \right] \right\} \tag{4}$$

式中: E 为弹性模量, γ 为泊松比。

对于应变硬化金属,本构关系如下

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & \sigma < \sigma_y \\ \sigma_y (E\varepsilon/\sigma_y)^n & \sigma \geq \sigma_y \end{cases} \tag{5}$$

对于不可压应变硬化金属的量纲一材料系数 A 有如下表达式

$$A = \frac{2}{3} \left[1 + \left(\frac{2E}{3\sigma_y} \right)^n J \right] \quad J = \int_0^{1-3\sigma_y/(2E)} \frac{(-\ln x)^n}{1-x} dx \tag{6}$$

式中: $n=0$ 对应于不可压缩(泊松比 $\gamma=0.5$)的理想弹塑性金属材料,这时 $A = \frac{2}{3} \left(1 + \ln \frac{2E}{3\sigma_y} \right)$ 。对不可压金属材料,有 $B=1.5$ 。更一般地,需要数值或实验计算材料参数 A 和 B 。

可积分给出刚性弹在金属靶中的量纲一侵彻深度表达式

$$\frac{X}{d} = \frac{2}{\pi} N \ln \left(1 + \frac{I}{N} \right) \tag{7}$$

这里,量纲一撞击函数 I 和弹头形状函数 N 分别定义为

$$I = \frac{\lambda \Phi_1}{AN_1}, \quad N = \frac{\lambda}{BN_2} \tag{8}$$

式中: Φ_1 为 Johnson 破坏数,且

$$\lambda = \frac{m}{\rho_t d^3}, \quad \Phi_1 = \frac{\rho_t v_t^2}{\sigma_y} \tag{9}$$

假设刚性弹穿甲中等厚度的金属靶板,量纲一靶厚(穿透) $\chi = H/d$, 根据式(7)有

$$\chi = \frac{H}{d} = \frac{2}{\pi} N \ln \frac{1 + I/N}{1 + I_r/N} \tag{10}$$

近似地, $I_r = \lambda \Phi_{1,r} / (AN_1)$, $\Phi_{1,r} = \rho_t v_r^2 / \sigma_y$, v_r 是剩余速度,定义为弹尖抵触靶板背部边缘时的弹体

速度。当 $v_r=0$ 时,可对应得到

$$\chi = (2/\pi)N \ln(1 + I_b/N) \quad (11)$$

式中: $I_b = \lambda \Phi_{1,b}/(AN_1)$, $\Phi_{1,b} = \rho_t v_b^2/\sigma_y$ 。

由式(10)~(11)可分别给出尖头刚性弹穿甲金属靶板的剩余速度和终点弹道极限^[7]

$$v_r^2 = (v_i^2 - v_b^2) \exp\left(-\frac{\pi\chi}{2N}\right) \quad (12)$$

$$v_b^2 = \frac{AN_1\sigma_y}{BN_2\rho_t} \left[\exp\left(\frac{\pi\chi}{2N}\right) - 1 \right] \quad (13)$$

若弹丸足够尖细,即有足够大的 N 值($1/N \rightarrow 0$ 或 $N \geq 100$),上式可进一步简化为

$$v_r = \sqrt{v_i^2 - v_b^2}, \quad v_b = \sqrt{\pi\chi AN_1\sigma_y/(2\lambda\rho_t)} \quad (14)$$

1.2 Forrestal-and-Warren 模型^[3]

M. J. Forrestal 等^[3]基于柱形动态空腔膨胀理论,针对按式(5)描述的应变硬化金属靶,分别给出尖卵形和尖锥形刚性弹穿甲的弹道极限和剩余速度分别为

$$v_r^2 = (v_i^2 - v_b^2) \exp(-C) \quad (15)$$

$$v_b^2 = \frac{\sigma_s}{\rho_t B_0 N_*} [\exp(2C) - 1] \quad (16)$$

式中: σ_s 为靶板动态极限强度,且

$$\sigma_s = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \left[1 + \left(\frac{E}{\sqrt{3}\sigma_y} \right)^n \int_0^{1-\frac{2(1+\gamma)\sigma_y}{\sqrt{3}E}} \frac{(-\ln x)^n}{1-x} dx \right] \quad (17)$$

N_* 是与弹头形状相关的参数,类似 Chen-and-Li 模型^[7]中对应的形状因子 N_2 。定义系数 C 为

$$C = \frac{H}{L + k_1 l} \frac{\rho_t}{\rho_p} B_0 N_* \quad (18)$$

式中: ρ_p 是弹体材料密度, L 为弹体的柱形弹长, l 为弹丸头部高度,实心弹体质量为

$$m = (\pi\rho_p d^2/4)(L + k_1 l) \quad (19)$$

也即 $L + k_1 l$ 是弹体按弹身圆柱体等体积的等效长度。常数 B_0 即前述靶材参数 B 值或实验拟合值。

对于尖卵形弹

$$k_1 = \left(4\psi^2 - \frac{4\psi}{3} + \frac{1}{3}\right) - \frac{4\psi^2(2\psi-1)}{\sqrt{4\psi-1}} \arcsin \frac{\sqrt{4\psi-1}}{2\psi}, \quad N_* = 8\psi^2 \ln\left(\frac{2\psi}{2\psi-1}\right) - (1+4\psi) \quad (20)$$

式中:尖卵形曲径比 $\psi = [(2l/d)^2 + 1]/4$ 。

对于尖锥形弹 $k_1 = \frac{1}{3}$, $N_* = \tan^2 \varphi = \left(\frac{d}{2l}\right)^2$, 其中 φ 为弹头的半锥角。

当弹丸足够尖细,可将指数函数展开,则进一步表示为

$$v_b^2 = \frac{2\sigma_s}{\rho_p} \frac{H}{L + k_1 l} \left(1 + C + \frac{2}{3}C^2\right), \quad v_r^2 = (v_i^2 - v_b^2) \left(1 - C + \frac{1}{2}C^2\right) \quad (21)$$

1.3 模型对比分析

比较 Chen-and-Li 模型^[7]和 Forrestal-and-Warren 模型^[3],即式(12)~(13)和式(15)~(16),可知 2 模型形式上相似。Forrestal-and-Warren 模型^[3]中靶板动态极限强度 σ_s 对应于 Chen-and-Li 模型^[7]中的 $A\sigma_y$,由式(6)、(17)可知,两者在参数表达上细小差异,源于 von-Mises 应力和 Tresca 应力的差别。

Forrestal-and-Warren 模型^[3]中未考虑摩擦效应,由形状因子 N_1 和 N_2 的定义^[7]可知,不计摩擦效应时, $N_1 = 1$, $N_2 = N_*$, N_* 是模型^[7]中定义的弹头形状因子。由式(8)~(9)和式(18)~(19)分别可知

$$\frac{\pi\chi}{2N} = \frac{\pi H \rho_t d^2}{2m} B N_*, \quad C = \frac{\pi H \rho_t d^2}{4m} B_0 N_*。若 BN_2 = B_0 N_*, 则显然有 \frac{\pi\chi}{2N} = 2C。$$

观察式(13)和式(16)可知,这时 2 式的指数函数前的系数也完全相等,因此 2 式完全相同。前面已指出,实际应用中,靶材系数 B 常取数值或实验拟合值 B_0 。因此,可推知式(16)中的弹头形状参数 N_* 。

就是 Chen-and-Li 模型^[7]中的弹头形状因子 N^* 。

必须指出, Forrestal-and-Warren 模型^[3]中尖卵和尖锥头形弹体的弹头形状参数 N_* 的取值和 Chen-and-Li 模型^[7]中的弹头形状因子 N^* 有差异。这是因为,前者是根据柱形动态空腔膨胀理论推导而来,即其空腔膨胀速度 v_R 的方向为与轴向垂直的径向;而后者基于球形动态空腔膨胀理论,其空腔膨胀速度 v_n 的方向为尖头形母线上各点的法向。图 1 给出了 2 个模型在尖卵和尖锥头形时的弹头形状因子 N^* (或 N_*) 的比较。显然,针对 $\psi \geq 3$ 的尖卵形或半锥角 $\phi \leq \pi/8$ 的尖锥头形,2 个模型弹头形状因子 N^* (或 N_*) 的值几乎相等,可通用。但针对 $\psi < 3$ 的卵形或半锥角 $\phi > \pi/8$ 的锥形弹体,2 个模型给出的 N^* (或 N_*) 值差异随头形变钝而增大,已不能相互替代使用。更一般地,图 1 表明,球形动态空腔膨胀理论的适用范围比柱形动态空腔膨胀理论更宽泛。因此,Chen-and-Li 模型^[7]几乎可适用于所有的卵形或锥形弹,而 Forrestal-and-Warren 模型^[3]仅适用于细长尖卵和尖锥形弹。

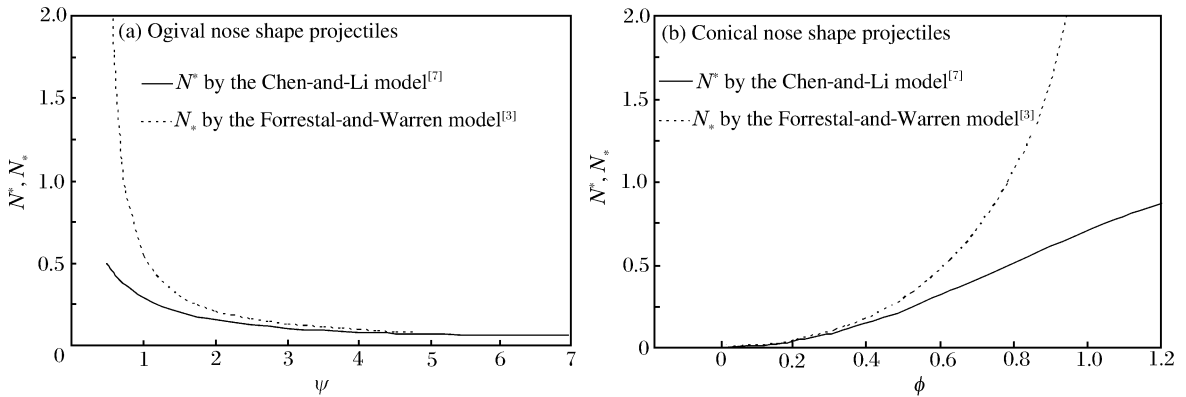


图 1 2 个模型对尖头弹的弹头形状因子 N^* (或 N_*) 的不同预期

Fig. 1 Comparison between the nose shape factors N^* (or N_*) of two models

最后,在弹头形足够尖细情形,Forrestal-and-Warren 模型^[3]中给出了按 Taylor 级数展开的终点弹道性能 3 项展开式,即式(21);而 Chen-and-Li 模型^[7]中仅给出了级数展开式的首项,即式(14),也即是相当于 Forrestal-and-Warren 模型^[3]中 $C=0$ 时的预期。两者没有本质的区别,更多的实验数据表明, C 值一般不超过 0.10,也即式(21)和式(14)的差异一般不超过 10%。

2 铝靶穿甲实验分析

根据上节的理论模型,将尖头弹穿甲不同铝靶的实验数据^[2,4-5,13]分别进行重新分析,并和 2 种理论模型预期进行比较。其中按 Chen-and-Li 模型^[7]分析时,动摩擦系数按 M. J. Forrestal 等^[14]所设,对锥头弹穿甲金属靶板时,取 $\mu_m=0.10$;而尖卵形弹穿甲金属靶板时,取 $\mu_m=0.02$ 。

T. Børvik 等^[2,5]利用尖锥形弹穿甲 AA5083-H116 铝靶,铝靶厚度分别为 15、20、25 和 30 mm;材料参数是: $\sigma_y=167$ MPa, $E=70$ GPa, $\rho_t=2\ 700$ kg/m³^[2]。锥形弹弹形为: $m=197$ g, $L=68$ mm, $l=30$ mm, $d=20$ mm。图 2 给出了厚度为 15、20、25 和 30 mm 的铝靶在锥形弹垂直穿甲时弹体终点弹道性能的理论分析值和实验结果。

类似地,对尖卵形弹穿甲 5083-H116 铝靶的实验数据^[4]进行重分析,并与 2 个模型的理论预期进行比较。所用尖卵形弹弹形为: $m=197$ g, $L=62$ mm, $l=33$ mm, $d=20$ mm。5083-H116 靶板材料参数见文献^[2]。图 3(a)给出了厚度为 20 mm 的 5083-H116 铝靶在尖卵形弹垂直穿甲时终点弹道性能的理论分析值和实验结果^[4]。

将尖锥形弹穿甲 5083-H131 铝靶的实验数据^[13]进行重分析,并与 2 个模型的理论预期进行比较。锥形弹弹形为: $m=26$ g, $L=20.7$ mm, $l=14.83$ mm, $d=8.31$ mm。5083-H131 靶板的材料参数是: $\sigma_y=276$ MPa, $E=70.3$ GPa, $n=0.084$, $\rho_t=2\ 660$ kg/m³。图 3(b)~(d)分别给出了厚度为 12.7、50.8 和 76.2 mm 的 5083-H131 铝靶在锥形弹垂直穿甲时终点弹道性能的理论分析值和实验结果。

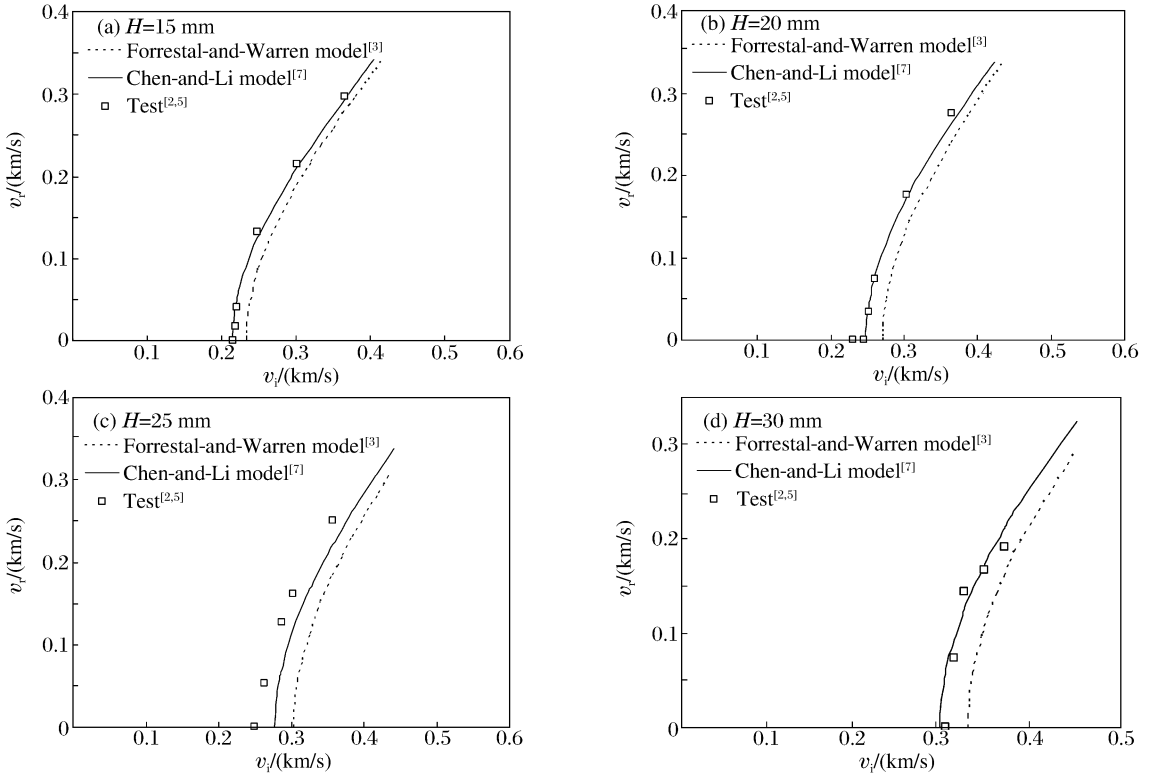


图 2 剩余速度的理论预期和实验数据

Fig. 2 Predictions of residual velocities and test data

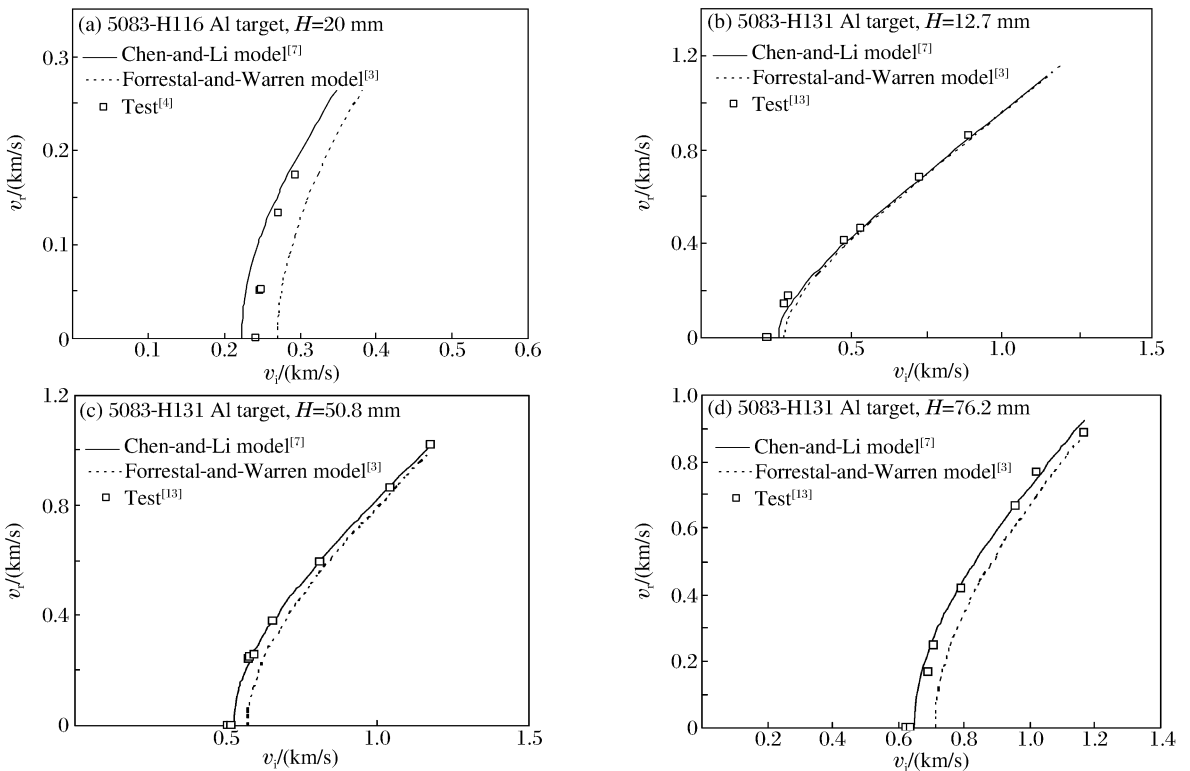


图 3 剩余速度 2 个理论预期与实验数据

Fig. 3 Predictions of residual velocities by two models and test data

另外,图 4 给出了锥形弹穿甲铝靶时,终点弹道极限随量纲一靶厚变化的理论值和实验结果^[2,13]。对于尖卵形弹和尖锥形弹穿甲铝靶,用 Chen-and-Li 模型^[7]和 Forrestral-and-Warren 模型^[3]都可以对实验数据给出较好的理论预期。所不同的是,Chen-and-Li 模型^[7]中考虑摩擦效应,而 Forrestral-and-Warren 模型^[3]中不计摩擦。另外,由于以上分析弹型都为细长尖头,对应的弹头形状函数 N 值较大($N > 100$),用 Chen-and-Li 模型^[7]按式(14)给出分析值,即相当于 Forrestral-and-Warren 模型^[3]中 $C=0$ 时的预期。由于 C 值的作用,由式(21)可知,用 Chen-and-Li 模型^[7]给出的弹道极限值小于用 Forrestral-and-Warren 模型^[3]的预期,而剩余速度则相反,图 2~3 可佐证,但差异一般不超过 10%,如前所述。

相对于 AA5083-H116 铝等一类延展性较好的金属靶,尖头弹的穿甲过程可视为单一的延性扩孔,实际的失效机理与模型假设一致,因此,本文中所述模型可较好地应用于此。X. W. Chen 等^[7-9]已强调指出,因为头部形状在弹头入靶和出靶的补偿作用,在塑性扩孔穿甲中,几乎可完全忽略靶厚和头形的影响差异,而仅按全弹的形状函数 N 进行计算。

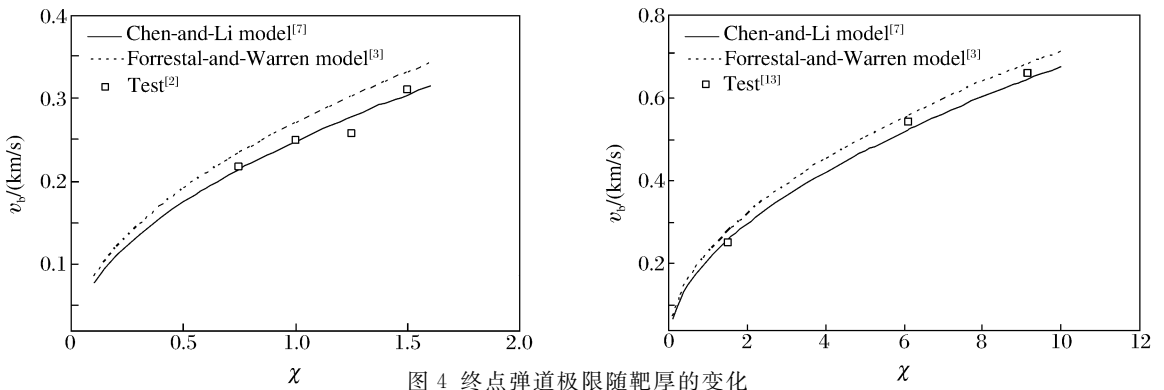


图 4 终点弹道极限随靶厚的变化

3 结 论

针对尖头刚性弹穿甲韧性金属靶,基于延性扩孔的动态空腔膨胀理论,比较了 Chen-and-Li^[7]和 Forrestral-and-Warren^[3] 2 个穿甲模型。两者没有本质区别,差异在于分别应用球形和柱形动态空腔膨胀理论。Chen-and-Li 模型^[7]中考虑了摩擦效应,可针对不同的尖头形弹体(即尖卵和尖锥头形仅是其特例),更具普适性;而 Forrestral-and-Warren 模型^[3]仅适用于细长尖卵和尖锥形弹。利用这 2 个模型对尖头弹穿甲金属靶的实验数据进行了分析,对于尖头刚性弹对韧性金属靶的延性扩孔穿甲,本文中的理论分析与实验结果分析吻合较好。

参考文献:

- [1] Forrestral M J, Rosenberg Z, Luk V K. Perforation of aluminum plates with conical-nosed rods[J]. Journal of Applied Mechanics, 1987,54(1):230-232.
- [2] Børvik T, Clausen A H, Hopperstad O S, et al. Perforation of AA5083-H116 aluminium plates with conical-nose steel projectiles: Experimental study[J]. International Journal of Impact Engineering, 2004,30(4):367-384.
- [3] Forrestral M J, Warren T L. Perforation equations for conical and ogival nose rigid projectiles into aluminum target plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009,36(2):220-225.
- [4] Børvik T, Forrestral M J, Warren T L. Perforation of 5083-H116 aluminum armor plates with ogive-nose rods and 7.62 mm APM2 bullets[J]. Experimental Mechanics, 2009,50(7):969-978.
- [5] Børvik T, Forrestral M J, Hopperstad O S, et al. Perforation of AA5083-H116 aluminum plates with conical-nose steel projectiles: Calculations[J]. International Journal of Impact Engineering, 2009,36(3):426-437.
- [6] Chen X W, Li Q M. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002,27(6):619-637.

- [7] Chen X W, Li Q M. Perforation of a thick plate by rigid projectiles[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003,28(7):743-759.
- [8] Chen X W, Li Q M, Chen Y Z. Perforation of medium thick plate by a sharp projectile[C]// Alves M, Jones N. *Proceedings of International Conference on Impact Loading of Lightweight Structures*. Florianópolis, Brazil, 2005: 147-156.
- [9] Chen X W, Li Q M, Fan S C. Oblique perforation of thick metallic plates by rigid projectiles[J]. *Acta Mechanic Sinica*, 2006,22(4):367-376.
- [10] Chen X W, Li X L, Huang F L, et al. Damping function in the penetration/perforation struck by rigid projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008,35(11):1314-1325.
- [11] 陈小伟, 李小笠, 陈裕泽, 等. 刚性弹侵彻动力学中的第三无量纲数[J]. *力学学报*, 2007,39(1):77-84.
CHEN Xiao-wei, LI Xiao-li, CHEN Yu-ze, et al. The third dimensionless parameter in the penetration dynamics of rigid projectiles[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2007,39(1):77-84.
- [12] Li X L, Liu C L, Huang F L, et al. On the normal perforation of thick metallic plates by a sharp nose rigid projectile[C]//Francisco G, Vicente S G. *Proceedings of the 23rd International Symposium on Ballistics*. Tarragona, Spain, 2007:1173-1180.
- [13] Dikshit S N, Kutumbarao V V, Sundararajan G. The influence of plate hardness on the ballistic penetration of thick steel plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1995,16(2):293-320.
- [14] Forrestal M J, Okajima K, Luk V K. Penetration of 6061-T651 aluminum targets with rigid long rods[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1988,55(4):755-760.
- [15] Forrestal M J, Luk V K, Brar N S. Perforation of aluminum armor plates with conical-nose projectiles[J]. *Mechanics of Materials*, 1990,10(1/2):97-105.

Analysis on perforation of ductile metallic plates by a rigid sharp-nosed projectile *

HUANG Xu-li¹, CHEN Xiao-wei^{1,2}, LIANG Guan-jun¹

(1. *School of Civil Engineering and Architecture, Southwest University of Science and Technology, Mianyang 621010, Sichuan, China;*

2. *Institute of Structural Mechanics, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, Sichuan, China)*

Abstract: Based on the mode of ductile hole expansion, the Chen-and-Li model and Forrestal-and-Warren model were analyzed for a rigid sharp-nosed projectile perforating ductile metallic target plates. Analysis shows that these two models have the same formula, but their applicable ranges are different which is due to their employing the cylindrical cavity expansion theory and spherical cavity expansion theory, respectively. And these two models were compared with the experimental results from the perforation of aluminum plates by rigid sharp-nosed projectiles. The theoretical results by these two models are in agreement with the experimental results.

Key words: mechanics of explosion; terminal ballistic performance; perforation; rigid sharp-nosed projectile; ductile metallic plate

* Received 17 June 2010; Revised 27 January 2011

Supported by the National Natural Science Foundation of China (11172282)

Corresponding author: Chen Xiao-wei, chenxiaoweintu@yahoo.com