文章编号:1000-5773(2013)03-0372-07

卵形弹撞击厚金属靶的侵彻与贯穿*

吴乔国,文鹤鸣

(中国科学技术大学中科院材料力学行为和设计重点实验室,安徽合肥 230027)

摘要:研究了刚性卵形弹正撞击下金属厚靶的侵彻与贯穿性能。基于局部化破坏的假设,认为弹体在侵彻过程中,弹表面受到的法向阻力由材料弹塑性变形引起的静阻力和与瞬时侵彻速度有关的动阻力两部分组成,是侵彻速度的线性函数。根据弹头长度和靶厚的相对大小,建立了二阶段的靶体侵彻模型和三阶段的靶体贯穿模型。对于固支金属厚靶的贯穿,给出了厚靶贯穿模型的适用范围。比较发现,模型预测和实验数据在侵彻深度、弹道极限和残余速度方面吻合得较好。

关键词:侵彻;贯穿;卵形弹;金属靶;弹道极限

中图分类号:O347.3 **文献标识码**:A

1 引 言

金属靶板在弹丸撞击下的侵彻与贯穿行为,主要与弹丸撞击速度,弹、靶材料的性能和几何形状等因素有关,Backman[1]、Corbett[2]和 Goldsmith[3]等对这类问题进行了详细的讨论。

近 20 年来,与厚金属靶侵彻贯穿相关的实验、理论和数值模拟研究工作开展得较多。Forrestal[4-7]、Piekutowski 等[8-9]对卵形弹和球头弹侵彻贯穿金属靶进行了大量的实验研究,并基于球形空穴膨胀模型进行了理论分析。Warren 等[10]利用不可压缩、弹性理想塑性本构的有限空穴膨胀模型构造了动态球形空穴膨胀理论的自由表面修正函数,并利用修正后的力函数对弹体斜侵彻 6061-T651 铝靶的实验进行了数值模拟。Borvik 等[11]对直径 20 mm、质量 197 g 和直径 7.62 mm、质量 5.25 g 的卵形弹贯穿单层和多层 5083-H116 铝靶进行了实验和基于空穴膨胀模型的理论研究。

Wen[12]提出了弹体侵彻贯穿厚金属靶的半经验公式,认为弹体在侵彻中受到的平均阻力由材料弹塑性变形引起的静阻力和与弹体初始速度有关的动阻力两部分组成。该模型对厚金属靶在不同形状弹头弹丸撞击下的侵彻深度和弹道极限预测结果与实验数据吻合得很好。Sun 等[13]改进了 Wen 半经验公式,将动阻力改为与弹体瞬时侵彻速度有关的量,并在其静阻力上引入了自由表面修正函数,有效地预测了锥头弹贯穿固支厚金属靶的弹道极限。

本工作研究了厚金属靶在刚性卵形弹正撞击下的侵彻与贯穿性能。首先,对卵形弹侵彻和贯穿金属靶板过程中受到的阻力函数进行分析,改进 Wen 半经验公式,引入弹体瞬时侵彻速度和靶体自由表面效应的影响。根据弹头长度和靶厚的相对大小,建立二阶段靶体侵彻模型和三阶段靶体贯穿模型。对于固支厚金属靶的贯穿,根据金属靶板在卵形弹贯穿过程中是否需要考虑整体变形,给出厚靶贯穿模型的适用范围。最后,将模型预测结果与实验数据进行比较。

2 模型的建立

2.1 金属厚靶阻力函数

卵形弹尺寸如图 1 所示,弹身直径 $D=2a$,弹体总长度为 L,弹头长度为 L_n。卵形弹的弹头弧面曲

* **收稿日期**:2011-07-07;**修回日期**:2012-04-11

作者简介:吴乔国(1984—),男,博士研究生,主要从事冲击动力学研究. E-mail:qgwu@mail.ustc.edu.cn

通讯作者:文鹤鸣(1965—),男,教授,博士生导师,主要从事冲击动力学研究. E-mail:hmwen@ustc.edu.cn

率半径为 S,弹头形状因子用 γ_{CRH}(Caliber-Radius-Head)来表示,$\gamma_{\mathrm{CRH}}=S/D$。弹体表面上任意点的法线与弹体轴线夹角为 φ。

基于 Sun 等[13]对锥形弹侵彻和贯穿厚金属靶的研究,此处假设卵形弹侵彻和贯穿厚金属靶时,弹体表面受到的法向阻力 σ_{n} 由两部分组成:准静态阻力($f\sigma_{\mathrm{s}}$)和与侵彻瞬时速度有关的动阻力($\sigma_{\mathrm{d}}=\beta\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}\sigma_{\mathrm{y}}}v_{\mathrm{n}}$),即

$$\sigma_{\mathrm{n}}=f\sigma_{\mathrm{s}}+\beta\sqrt{\rho_{\mathrm{t}}\sigma_{\mathrm{y}}}v_{\mathrm{n}} \tag{1}$$

式中:f 为靶体自由表面效应修正函数,σ_{s} 为准静态球形空穴膨胀静阻力,β 为与弹头形状有关的经验常数,ρ_{t} 为靶体材料密度,σ_{y} 为靶体材料屈服强度,v_{n} 为弹靶界面处靶体材料沿弹体表面外法线方向的瞬时扩展速度。当 $f=1$,v_{n} 改为弹体的撞击速度 v_{s} 时,公式(1)即成为 Wen 的半经验公式。下面对准静态球形空穴膨胀静阻力 σ_{s},靶体自由表面修正函数 f 和经验常数 β 的取值进行说明。

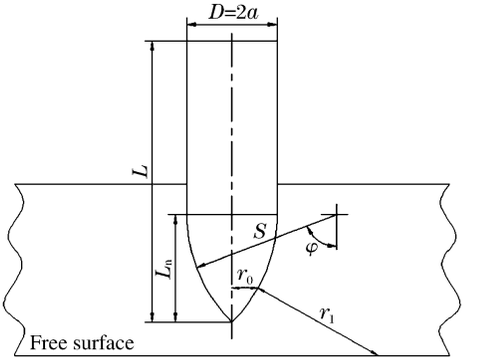


图 1　自由表面效应示意图

Fig. 1　Geometry of the free surface effect model

对于 Tresca 屈服条件下的双线性应变硬化材料,准静态球形空穴膨胀静阻力 σ_{s} 的解析表达式为[14]

$$\sigma_{\mathrm{s}}=\frac{2}{3}\sigma_{\mathrm{y}}\left[1+\ln\left(\frac{2E}{3\sigma_{\mathrm{y}}}\right)\right]+\frac{2\pi^2E_{\mathrm{p}}}{27} \tag{2}$$

式中:E 为弹性模量,E_{p} 为线性硬化模量。

对于有限厚度靶体,由于在球形空穴膨胀方向上的材料流动将受到自由表面的影响,因此,需要在原有球形空穴膨胀静阻力 σ_{s} 的基础上,引入自由表面效应修正函数 f。对于大尺寸靶体的侵彻,由于自由表面效应的影响很小,可近似取 $f=1$。对于有限厚度靶的贯穿,卵形弹侵彻贯穿过程中的自由表面效应示意图如图 1 所示。其中,弹表面上点到轴线的垂直距离 r_0 为空穴半径,弹表面上点沿弹表面外法线方向到靶板背面的距离为 r_1,则空穴中心到靶板自由表面的距离可以近似表示为 $r_{\mathrm{s}}\approx r_0+r_1$。

Warren 等[10]对不可压缩、弹性理想塑性本构材料进行了动态有限球形空穴膨胀理论分析,给出了靶体自由表面修正函数,形式如下

$$f(r_{\mathrm{s}},r_0,\dot{r}_0)=\begin{cases}\dfrac{\dfrac{2\sigma_{\mathrm{y}}}{3}\left[\ln\left(\dfrac{2E}{3\sigma_{\mathrm{y}}}\right)+1-\dfrac{2E}{3\sigma_{\mathrm{y}}}\left(\dfrac{r_0}{r_{\mathrm{s}}}\right)^3\right]+\dfrac{\rho_{\mathrm{t}}\dot{r}_0^{\,2}}{2}\left[3+\left(\dfrac{r_0}{r_{\mathrm{s}}}\right)^4-4\left(\dfrac{r_0}{r_{\mathrm{s}}}\right)\right]}{(2\sigma_{\mathrm{y}}/3)\left[1+\ln(2E/3\sigma_{\mathrm{y}})\right]+(3/2)(\rho_{\mathrm{t}}\dot{r}_0^2)}, & r_{\mathrm{s}}\geqslant r_{\mathrm{p}}\\ \dfrac{2\sigma_{\mathrm{y}}\ln\left(\dfrac{r_{\mathrm{s}}}{r_0}\right)+\dfrac{\rho_{\mathrm{t}}\dot{r}_0^2}{2}\left[3+\left(\dfrac{r_0}{r_{\mathrm{s}}}\right)^4-4\left(\dfrac{r_0}{r_{\mathrm{s}}}\right)\right]}{(2\sigma_{\mathrm{y}}/3)\left[1+\ln(2E/3\sigma_{\mathrm{y}})\right]+(3/2)(\rho_{\mathrm{t}}\dot{r}_0^2)}, & r_{\mathrm{s}}<r_{\mathrm{p}}\end{cases} \tag{3}$$

式中:$\dot{r}_0$ 为空穴边界扩展速度;r_{p} 为弹塑性边界,满足 $r_{\mathrm{p}}=r_0(2E/3\sigma_{\mathrm{y}})^{1/3}$。本研究基于动态球形空穴膨胀理论的自由表面效应修正函数,略去速度项,以此得到准静态形式的自由表面修正函数

$$f(r_{\mathrm{s}},r_0)=\begin{cases}\dfrac{\dfrac{2\sigma_{\mathrm{y}}}{3}\left[\ln\left(\dfrac{2E}{3\sigma_{\mathrm{y}}}\right)+1-\dfrac{2E}{3\sigma_{\mathrm{y}}}\left(\dfrac{r_0}{r_{\mathrm{s}}}\right)^3\right]}{(2\sigma_{\mathrm{y}}/3)\left[1+\ln(2E/3\sigma_{\mathrm{y}})\right]}, & r_{\mathrm{s}}\geqslant r_{\mathrm{p}}\\ \dfrac{2\sigma_{\mathrm{y}}\ln\left(\dfrac{r_{\mathrm{s}}}{r_0}\right)}{(2\sigma_{\mathrm{y}}/3)\left[1+\ln(2E/3\sigma_{\mathrm{y}})\right]}, & r_{\mathrm{s}}<r_{\mathrm{p}}\end{cases} \tag{4}$$

根据 He 等[15]对纤维增强树脂基层合板的侵彻和贯穿分析,与弹头形状有关的经验常数 β 采用相同的表达形式

$$\beta = 2 + 1/\gamma_{\mathrm{CRH}} \tag{5}$$

对于 Wen 的半经验公式，$\beta=3/(4\gamma_{\mathrm{CRH}})$。实验观察发现，弹-靶间的摩擦在高速侵彻和贯穿时影响很小，故本研究忽略摩擦阻力项。

2.2 厚靶侵彻模型

卵形弹侵彻靶体的过程可以分为两个阶段：部分侵彻($z\leqslant L_{\mathrm{n}}$)和完全侵彻($z>L_{\mathrm{n}}$)，如图 2 所示。假设 t 时刻弹体在运动方向上的侵彻速度和侵彻位移分别为 v_z 和 z，最终弹体的侵彻深度为 DOP。

对大尺寸靶体侵彻，自由表面效应的影响很小，可以近似取自由表面修正函数 $f=1$。弹头表面受到的法向阻力可以由(1)式计算得到。t 时刻弹体表面上点的法向运动速度为 $v_{\mathrm{n}}=v_z\cos\varphi$，利用公式(1)可以求得该点的法向阻力 σ_{n}。弹体表面上任意微元受到的法向阻力 $\mathrm{d}F_{\mathrm{n}}$ 可以表示成

$$\mathrm{d}F_{\mathrm{n}} = 2\pi S^2\left(\sin\varphi - \frac{S-a}{S}\right)\sigma_{\mathrm{n}}\mathrm{d}\varphi \tag{6}$$

弹体表面上任意微元受到的运动方向的阻力 $\mathrm{d}F_z=\mathrm{d}F_{\mathrm{n}}\cdot\cos\varphi$，则弹体在运动方向上受到的总阻力可以表示为

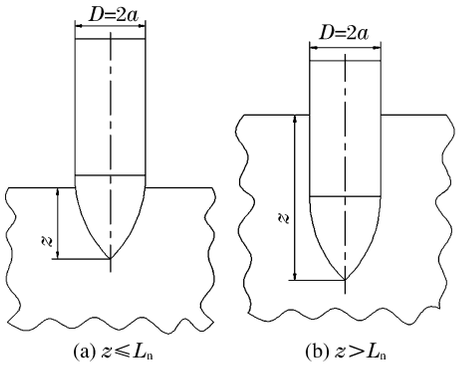


图 2 卵形弹侵彻示意图

Fig. 2 Schematic diagram of an ogive-nosed projectile penetrating a metallic target

$$F_z = 2\pi S^2\int_{\varphi_a}^{\varphi_b}\left(\sin\varphi - \frac{S-a}{S}\right)\cos\varphi\sigma_{\mathrm{n}}\mathrm{d}\varphi \tag{7}$$

其中积分区间$[\varphi_a,\varphi_b]$与弹体的侵彻位置和弹头形状有关。对于侵彻问题，积分区间的起点 $\varphi_a=\varphi_0$，积分区间的终点 φ_b 分两种情况：部分侵彻阶段 $\varphi_b=\cos^{-1}(\cos\varphi_0-z/S)$，完全侵彻阶段 $\varphi_b=\pi/2$，其中 $\varphi_0=\sin^{-1}(1-a/S)$。

2.3 厚靶贯穿模型

卵形弹贯穿厚靶时只考虑靶板局部变形，弹体表面受到的法向阻力可以利用(1)式求解得到，其中自由表面修正函数 f 通过公式(4)计算。根据卵形弹弹头长度 L_{n} 和靶体厚度 H 之间的相对大小，可以将贯穿过程分为两种情况，如图 3 所示。

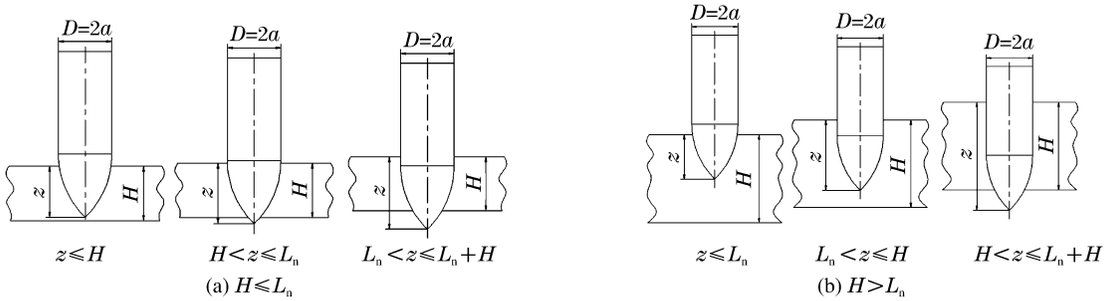


图 3 卵形弹贯穿靶板示意图

Fig. 3 Schematic diagram of an ogival-nosed projectile perforating a metallic plate

(1) $H\leqslant L_{\mathrm{n}}$

靶板的贯穿过程可以分为 3 个阶段：$z\leqslant H$，$H<z\leqslant L_{\mathrm{n}}$ 和 $L_{\mathrm{n}}<z\leqslant L_{\mathrm{n}}+H$。各阶段弹体受到的轴向阻力 F_z 利用公式(7)计算，各阶段对应的积分区间$[\varphi_a,\varphi_b]$可以分别表示为$[\varphi_0,\varphi_1]$，$[\varphi_2,\varphi_1]$和$[\varphi_2,\pi/2]$，其中 $\varphi_0=\sin^{-1}(1-a/S)$，$\varphi_1=\cos^{-1}(\cos\varphi_0-z/S)$，$\varphi_2=\cos^{-1}(\cos\varphi_0-z/S+H/S)$。

(2) $H>L_{\mathrm{n}}$

靶板的贯穿过程可以分为 3 个阶段：$z\leqslant L_{\mathrm{n}}$，$L_{\mathrm{n}}<z\leqslant H$ 和 $H<z\leqslant L_{\mathrm{n}}+H$。各阶段弹体受到的轴向

阻力 F_z 可以利用公式(7)计算,各阶段对应的积分区间$[\varphi_a,\varphi_b]$可以分别表示为$[\varphi_0,\varphi_1]$,$[\varphi_2,\varphi_1]$和$[\varphi_2,\pi/2]$,其中 $\varphi_0=\sin^{-1}(1-a/S)$,$\varphi_1=\cos^{-1}(\cos\varphi_0-z/S)$,$\varphi_2=\cos^{-1}(\cos\varphi_0-z/S+H/S)$。

2.4　侵彻和贯穿过程的数值求解

本研究将弹体的侵彻和贯穿过程分为很多个时间增量步 Δt,Δt 取足够小,以保证数值计算的精度。在每个时间增量步 Δt 内的加速度 a 相等。根据牛顿第二运动定律,可以得到下面的关系

$$\Delta z_{i+1}=v_{zi}\Delta t+\frac{1}{2}a_i\Delta t^2 \tag{8}$$

$$z_{i+1}=z_i+\Delta z_{i+1} \tag{9}$$

$$v_{zi+1}=v_{zi}+a_i\Delta t \tag{10}$$

$$a_{i+1}=F_z(z_{i+1},v_{zi+1})/m \tag{11}$$

$$t_{i+1}=t_i+\Delta t \tag{12}$$

式中:i 为增量步数,Δz 为位移增量,m 为弹体的质量,$F_z(z_i,v_{zi})$为弹体在运动方向上受到的总阻力,表达式见公式(7)。

将初始条件($t=0$ 时,$v_z=v_s$、$z=0$、$a=0$)代入公式(8)~公式(12),利用数值计算方法可以求出整个侵彻和贯穿过程中的物理量。对于侵彻问题,当侵彻速度 $v_z=0$ 时的侵彻位移 z 即为最终的侵彻深度 DOP;对于贯穿问题,当侵彻位移 $z=L_n+H$ 时,整个贯穿过程结束,此时的弹体速度即为残余速度 v_r。当残余速度满足 $v_r=0$ 时,得到靶板的弹道极限速度 $v_b=v_s$。

2.5　厚靶贯穿模型的适用范围

通常,厚金属靶在贯穿时整体变形可以忽略,只需要考虑其局部变形。利用 Sun 等[13]的思想,采用卵形弹最大准静态侵彻阻力 $F_{z,\max}$与靶板的静态极限载荷 F_c(靶板开始发生整体变形的临界载荷)进行比较,作为厚靶贯穿模型适用范围的判断依据。基于 Wen 等[16]提出的延性金属靶板的准静态变形理论,靶板在贯穿过程中,中心位置的最大整体变形 W_{om} 满足

$$W_{om}=(F_{z,\max}-F_c)/K_m \tag{13}$$

式中:$K_m=2\pi\sigma_y H/\ln(R/a)$为靶板薄膜刚度,$F_c=(1/\sqrt{3}\pi\sigma_y)H^2[1+(1+\sqrt{3}/2)/\ln(R/a)]$为无限小位移时靶板静态极限载荷。$R$ 为靶板的跨径,当靶板为方靶时,R 定义为撞击中心到最近支撑位置的距离。

卵形弹在贯穿过程中受到的最大准静态侵彻阻力 $F_{z,\max}$可以利用公式(7),通过数值计算求解得到,此时(7)式中靶体阻力函数 $\sigma_n=f\sigma_s$。由公式(13)可知,当 $F_{z,\max}>F_c$ 时,$W_{om}>0$,靶板为薄靶,需要同时考虑靶板的整体变形和局部变形;当 $F_{z,\max}\leqslant F_c$ 时,$W_{om}=0$,靶板为厚靶,只需要考虑靶板的局部变形。由 $F_{z,\max}=F_c$,整理后可得临界比值$(H/D)_c$ 满足

$$\left(\frac{H}{D}\right)_c=\sqrt{\frac{\sqrt{3}F_{z,\max}}{\pi D^2\sigma_y\left[1+\dfrac{(1+\sqrt{3}/2)}{\ln(R/a)}\right]}} \tag{14}$$

即当$(H/D)\geqslant(H/D)_c$ 时,靶板为厚靶;当$(H/D)<(H/D)_c$ 时,靶板为薄靶。

3　比较与讨论

本节将对上节中的模型预测结果和实验数据进行比较和讨论。弹体假设为刚体,靶体材料采用双线性应变硬化本构。如果文献中只给出靶体材料的屈服应力 σ_y 和极限应力 σ_u,而没有给出线性硬化模量 E_p,那么计算时取靶体材料的等效屈服应力为$(\sigma_y+\sigma_u)/2$,线性硬化模量 $E_p=0$。

3.1　与侵彻数据比较

图 4 给出了 $\gamma_{CRH}=1.5$ 卵形弹侵彻 RHA 钢靶的侵彻深度预测曲线和 Dikshit 等[17]实验数据的比较。卵形弹直径 $D=20$ mm,质量 $m=110$ g。40 mm 厚 RHA 钢靶的屈服应力 $\sigma_y=920$ MPa,极限应力 $\sigma_u=1\,000$ MPa;80 mm 厚 RHA 钢靶的屈服应力 $\sigma_y=860$ MPa,极限应力 $\sigma_u=960$ MPa。计算时取等效

屈服应力分别为[(920+1 000)/2]MPa=960 MPa 和[(860+960)/2]MPa=910 MPa,线性硬化模量 $E_p=0$,弹性模量 $E=210$ GPa,密度 $\rho_t=7\,850$ kg/m^3。图 4 中的实验数据取自文献中靶厚 40 mm(撞击速度小于 600 m/s)和靶厚 80 mm 的结果,在这些实验参数范围内,靶板背面没有出现鼓包(Bulge)。图 4 中还给出了由 Wen 半经验阻力公式计算得到的侵彻深度预测结果。

图 5 给出了 $\gamma_{CRH}=3$ 卵形弹侵彻金属靶板的侵彻深度预测曲线与文献[4,6,9]中实验数据的比较。文献[4,9]中的靶体材料为 6061-T651 铝,材料参数为 $\rho_t=2\,710$ kg/m^3,$\sigma_y=317$ MPa,$E=68.9$ GPa,$E_p=63$ MPa。文献[4]中卵形弹直径 $D=7.1$ mm,质量 $m=24.8$ g。文献[9]中卵形弹直径 $D=7.1$ mm,质量 $m=20.4$ g。文献[6]中的靶体材料为 7075-T651 铝,材料参数为 $\rho_t=2\,710$ kg/m^3,$\sigma_y=600$ MPa,$E=73.1$ GPa,$E_p=0$。卵形弹直径 $D=7.1$ mm,质量 $m=24.8$ g。图 5 中还给出了由 Wen 半经验阻力公式计算得到的侵彻深度预测结果。

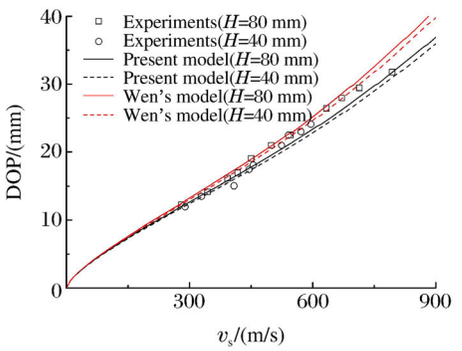


图 4 侵彻深度预测曲线与实验数据比较($\gamma_{CRH}=1.5$)

Fig. 4 Comparison of the theoretical predictions with the experimental data for penetration depth ($\gamma_{CRH}=1.5$)

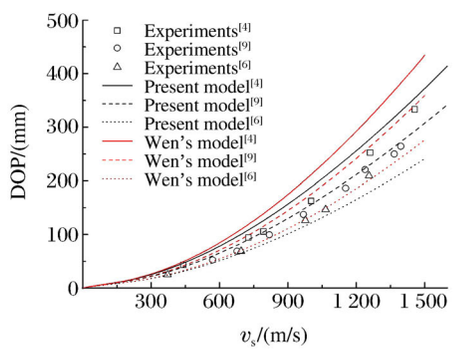


图 5 侵彻深度预测曲线与实验数据比较($\gamma_{CRH}=3$)

Fig. 5 Comparison of the theoretical predictions with the experimental data for penetration depth ($\gamma_{CRH}=3$)

图 6 给出了球头弹($\gamma_{CRH}=0.5$)侵彻 6061-T651 铝靶的侵彻深度预测曲线与 Forrestal 等[4-5]实验数据的比较。文献[4]中球头弹直径 $D=7.1$ mm,质量 $m=23.3$ g。文献[5]中球头弹有两种:$D=7.1$ mm,$m=23.3$ g;$D=5.08$ mm,$m=11.8$ g。6061-T651 铝靶的材料参数为 $\rho_t=2\,710$ kg/m^3,$\sigma_y=317$ MPa,$E=68.9$ GPa,$E_p=63$ MPa。图 6 中还给出了由 Wen 半经验阻力公式计算得到的侵彻深度预测结果。

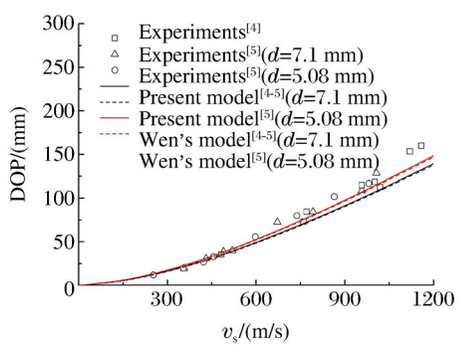


图 6 球头弹撞击下的侵彻深度预测曲线与实验数据比较

Fig. 6 Comparison of the theoretical predictions with the experimental data for penetration depth ($\gamma_{CRH}=0.5$)

从图 4、图 5、图 6 可以看出,本研究模型预测得到的侵彻深度与实验数据吻合得很好,说明本研究的侵彻模型对卵形弹撞击金属靶的侵彻深度预测具有较好的精度。图 4 和图 6 中,由改进的 Wen 半经验公式和 Wen 半经验公式计算得到的侵彻深度预测结果与实验数据均吻合得较好;图 5 中,由改进的 Wen 半经验公式计算得到的侵彻深度预测结果优于 Wen 半经验公式的预测值。改进的 Wen 半经验公式较 Wen 半经验公式的好处在于考虑了弹体侵彻和贯穿过程中的瞬时响应,He 等[15]利用类似方法对弹体撞击 FRP 层合板的阻力-时间、位移-时间和速度-时间等关系进行了预测,得到了与实验吻合的结果。

3.2 与厚靶贯穿数据比较

图 7 中给出了 $\gamma_{CRH}=3$ 卵形弹贯穿固支金属靶板的残余速度预测曲线与 Piekutowski 等[8]和Bovik 等[11]实验数据的比较。文献[8]中卵形弹直径 $D=12.9$ mm,质量 $m=81.2$ g;靶板为厚度 $H=$

26.3 mm、R=152 mm 固支 6061-T651 铝方靶,靶板的材料参数为 ρ_t=2 710 kg/m^3,σ_y=317 MPa,E=68.9 GPa,E_p=63 MPa。由公式(14)计算得到的厚、薄靶区分的临界厚度 H_c=13.6 mm<H,故认为靶板是厚靶,在贯穿过程中只需考虑靶板的局部变形。文献[11]中卵形弹直径 D=6.17 mm、质量 m=5.25 g;靶板为厚度 H=20 mm、R=150 mm 固支 5083-H116 铝靶,靶板的材料参数为 ρ_t=2 700 kg/m^3,σ_y=240 MPa,E=70.3 GPa,E_p=310 MPa。由公式(14)计算得到的厚、薄靶区分的临界厚度 H_c=7.5 mm<H,故认为靶板是厚靶,在贯穿过程中只需考虑靶板的局部变形。

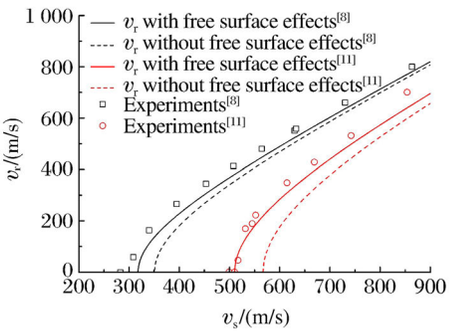


图 7　残余速度预测曲线与实验数据比较

Fig. 7　Comparison of the theoretical predictions with the experimental data

图 7 中还分别给出了考虑自由表面修正(公式(4))和不进行自由表面修正(f=1)计算后得到的残余速度预测曲线。从图 7 中可以看出,考虑自由表面效应修正的预测曲线与实验结果吻合得较好,而不考虑自由表面效应修正的预测曲线较实验结果偏小,即高估了弹体在贯穿靶体过程中所受到的阻力。

表 1 给出了考虑自由表面修正和不考虑自由表面修正模型的预测弹道极限与实验数据的对比。表中 v_b 为实验弹道极限,v_{b1} 为考虑自由表面效应修正模型的预测弹道极限,v_{b2} 为不考虑自由表面效应修正模型的预测弹道极限。与文献[8]和文献[11]实验数据相比,考虑自由表面修正模型的预测弹道极限与实验数据的误差分别为 3.3%和 0.6%,而不考虑自由表面修正模型的预测弹道极限与实验数据的误差分别为 14%和 10.3%,做自由表面修正后的模型具有较好的预测精度。

表 1　模型预测弹道极限与实验数据的对比

Table 1　Comparison of the model predictions with the experimental data for ballistic limits

Reference	v_b/(m/s)	v_{b1}/(m/s)	v_{b2}/(m/s)	$(v_{b1}-v_b)/v_b$/(%)	$(v_{b2}-v_b)/v_b$/(%)
Ref.[8]	307	317	350	3.3	14.0
Ref.[13]	513	510	566	−0.6	10.3

4　结　论

研究了金属厚靶在刚性卵形弹正撞击下的侵彻与贯穿性能。基于局部化破坏的假设,改进了 Wen 半经验公式,引入弹体瞬时侵彻速度和靶体自由表面的影响。根据弹头长度和靶厚的相对大小,建立了二阶段的靶体侵彻模型和三阶段的靶体贯穿模型。对于固支金属厚靶的贯穿,根据金属靶板在卵形弹贯穿过程中是否需要考虑整体变形,给出了厚靶贯穿模型的适用范围。比较发现,给出的厚靶侵彻模型和厚靶贯穿模型在侵彻深度、弹道极限和残余速度方面的预测结果与实验数据吻合得较好。

References:

[1]　Backman M E,Goldsmith W. The mechanics of penetration of projectiles into targets [J]. Int J Eng Sci,1978,16(1):1-99.

[2]　Corbett G G,Reid S R,Johnson W. Impact loading of plates and shells by free-flying projectiles:A review [J]. Int J Impact Eng,1996,18(2):141-230.

[3]　Goldsmith W. Non-ideal projectile impact on targets [J]. Int J Impact Eng,1999,22(2-3):95-395.

[4]　Forrestal M J,Okajima K,Luk V K. Penetration of 6061-T651 aluminum targets with rigid long rods [J]. J Appl

Mech,1988,55(4):755-760.

[5] Forrestal M J,Brar N S,Luk V K. Penetration of strain-hardening targets with rigid spherical-nose rods [J]. J Appl Mech,1991,58(1):7-10.

[6] Forrestal M J,Luk V K,Rosenberg Z,et al. Penetration of 7075-T651 aluminum targets with ogival-nose rods [J]. Int J Solids Struct,1992,29(14-15):1729-1736.

[7] Forrestal M J,Tzou D Y,Askari E,et al. Penetration into ductile metal targets with rigid spherical-nose rods [J]. Int J Solids Struct,1995,16(5-6):699-710.

[8] Piekutowski A J,Forrestal M J,Poormon K L,et al. Perforation of aluminum plates with ogive-nose steel rods at normal and oblique impacts [J]. Int J Impact Eng,1996,18(7-8):877-887.

[9] Piekutowski A J,Forrestal M J,Poormon K L,et al. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nose steel projectiles with striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s [J]. Int J Impact Eng,1999,23(1):723-734.

[10] Warren T L,Kevin L P. Penetration of 6061-T651 aluminum targets by ogive-nosed var 4340 steel projectiles at oblique angles:Experiments and simulations [J]. Int J Impact Eng,2001,25(10):993-1022.

[11] Bovik T,Forrestal M J,Warren T L. Perforation of 5083-H116 aluminum armor plates with ogive-nose rods and 7.62 APM2 projectiles [J]. Experimental Mechanics,2010,50(7):969-978.

[12] Wen H M. Penetration and perforation of thick metallic targets under impact by missiles [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2002,16(2):94-104. (in English)
文鹤鸣. 厚金属靶在弹丸打击下的侵彻与穿透 [J]. 高压物理学报,2002,16(2):94-104.

[13] Sun W H,Wen H M. Perforation of fully-clamped thick metallic plates struck normally by conical-nosed projectiles [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2010,24(2):93-101. (in English)
孙炜海,文鹤鸣. 锥头弹丸撞击下固支金属厚靶的侵彻与穿透的理论研究 [J]. 高压物理学报,2010,24(2):93-101.

[14] Hill R. The Mathematical Theory of Plasticity [M]. New York,USA:Oxford University Press,1950.

[15] He T,Wen H M,Qin Y. Finite element analysis to predict penetration and perforation of thick FRP laminates struck by projectiles [J]. Int J Impact Eng,2008,35(1):27-36.

[16] Wen H M,Jones N. Low-velocity perforation of punch impact loaded metal plates [J]. Journal of Pressure Vessel Technology,1996,118(2):1-7.

[17] Dikshit S N,Sundararajan G. The penetration of thick steel plates by ogive shaped projectiles-experiment and analysis [J]. Int J Impact Eng,1992,12(3):373-408.

Penetration and Perforation of Thick Metal Targets Subjected to Impact by Ogival-Nosed Projectiles

WU Qiao-Guo,WEN He-Ming

(*CAS Key Laboratory for Mechanical Behaviour and Design of Materials, University of Science and Technology of China, Hefei* 230027, *China*)

Abstract: An analytical investigation into the penetration and perforation of thick metal targets struck normally by rigid ogival-nosed projectiles over a wide range of velocities was conducted. Based on the assumption that the deformation is localized and that the mean pressure offered by the target materials to resist the projectiles is no longer a constant but a linear function of penetration velocity, equations are derived for predicting the depth of penetration in the targets and the ballistic limits or residual velocity in the case of perforation. Furthermore, the range of applicability of the perforation model is discussed. It transpires that the present model predictions are in good agreement with the test data for thick metallic targets in terms of penetration depth, residual velocity and ballistic limits.

Key words: penetration; perforation; ogival-nosed projectiles; metal targets; ballistic limit