高压物理学报
CHINESE JOURNAL OF HIGH PRESSURE PHYSICS

第 32 卷 第 3 期
2018 年 6 月

高 压 物 理 学 报
CHINESE JOURNAL OF HIGH PRESSURE PHYSICS

Vol. 32, No. 3
June, 2018

DOI:10.11858/gywlxb.20170695

平头弹穿透接触式双层金属板的理论研究*

任善良,文鹤鸣,周 琳

(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:在工程实践中,为提高靶板的抗弹性能通常用双层板代替单层板,对平头弹穿透等厚接触式双层金属板进行了理论研究。基于先前单层金属板的穿透理论和实验研究,提出了等厚接触式双层金属板穿透的新模型,利用靶板破坏的应变失效准则分别求出两层板发生的最大整体变形及消耗的能量,根据能量守恒求得双层板的弹道极限。模型预测结果与有限的实验数据吻合较好。当总厚度大于绝热剪切冲塞临界厚度值时,双层板的弹道极限明显高于单层板的弹道极限;小于该值时,双层板与单层板的弹道极限差别不大。

关键词:平头弹;双层金属板;理论模型;弹道极限

中图分类号:O385 **文献标识码**:A

研究金属靶板在弹丸冲击作用下的响应和破坏对军用武器和防护结构的设计和评估有重要的意义。单层金属靶板在刚性平头弹丸正撞击下的破坏模式可分为:带有整体变形的简单剪切破坏和局部化的绝热剪切冲塞破坏,从能量吸收的角度而言前者优于后者。在工程实践中,常用双层板结构代替单层板。对于单层金属板,很多学者做了相关的理论、实验和数值模拟研究。Wen 和 Jones[1-2] 对刚性平头弹丸低速正撞击下固支的软钢圆板和铝合金圆板的响应和破坏进行了系统的实验研究,并根据实验结果和理论分析提出了刚性平头弹丸正撞下金属靶板低速穿透的 Wen-Jones 模型。Børvik 等[3] 通过实验、理论分析和数值模拟研究了不同厚度固支 Weldox460E 圆板在平头弹撞击下的变形和穿透,通过初始速度和残余速度求出不同厚度靶板的弹道极限值。Chen 等[4] 利用刚塑性分析方法研究了平头弹撞击金属圆板的问题,考虑了结构的整体响应和局部剪切破坏。这些研究能够较好地描述和预测平头弹撞击下单层金属靶板的破坏模式和抗弹性能。

相比于单层板冲击失效响应方面的大量实验、数值和理论的研究文献,在公开发表的文章中仅有少量文章研究了多层板的抗弹性能。理论方面只提出了简单模型,大部分都是实验和数值模拟研究,且得出的结论也大相径庭。Radin 等[5] 做了很多平头弹穿透单层和多层 2024-0 铝板的实验,发现单层板的弹道极限均高于等厚度的多层板,同时用理论分析模型计算了弹丸的弹道极限,分析结果和实验一致。张伟等[6] 通过实验研究发现厚度较小时,同样厚度的单层钢板的弹道极限要高于等厚接触式双层板的弹道极限。Teng 等[7] 通过 ABAQUS/Explicit 研究了金属单层板和等厚双层板的抗弹性能,数值模拟结果表明:双层板弹道极限高于单层板 7%~25%。对平头弹而言,Dey 等[8] 实验得到的等厚接触式双层板的弹道极限约高于单层板弹道极限 47.2%,与实验结果相比,数值模拟结果(数值模拟结果约高 22.9%)大大低估了双层板的抗弹性能。

目前对接触式双层板在平头弹撞击下的抗弹性能和破坏模式尚未有统一的结论,仍需要进行大量的研究工作。我们对等厚接触式双层金属板在平头弹撞击下的穿透破坏进行了理论研究,基于先前单层金属板的穿透理论和实验观察提出一个等厚接触式双层金属板穿透的新模型,并与相关实验数据和其他理论模型进行比较和讨论。

* **收稿日期**:2017-12-21;**修回日期**:2018-01-08
作者简介:任善良(1991—),男,硕士,主要从事冲击动力学研究. E-mail:rsl@mail.ustc.edu.cn
通信作者:文鹤鸣(1965—),男,教授,主要从事冲击动力学研究. E-mail:hmwen@ustc.edu.cn

© 2018 Institute of Fluid Physics, China Academy of Engineering Physics

1　等厚接触式双层板穿透的理论模型

图 1 给出了单层板和等厚接触式双层板在平头弹撞击下的示意图。单层板厚度为 H，双层板总厚为 H，上、下板等厚度，各为 $H/2$，板的半径为 R，平头弹弹径为 $d(d=2a)$。由于靶板间的相互作用，双层板的变形和破坏相较单层板要复杂很多。

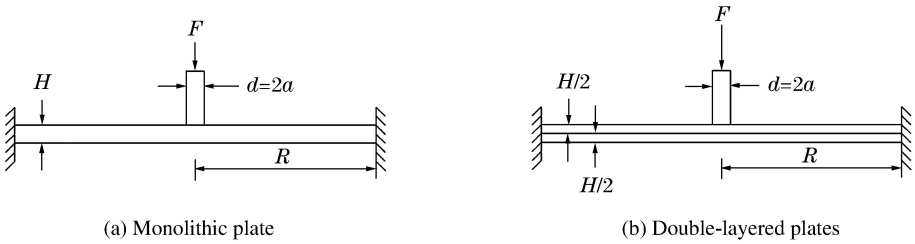

图 1　平头弹加载固支金属圆板示意图

Fig. 1　Schematic of fully-clamped circular metal plates loaded by flat-ended projectile

1.1　第一层板的能量吸收

令 F 为平头弹作用在双层板上时所受的总作用力，F_1 为第一层板所受的作用力，F_2 为第二层板所受的作用力，则 $F=F_1+F_2$；第一层板的总体变形 W_{o1}，第二层板的总体变形为 W_{o2}。根据文献[1]，有

对第一层板：

$$F_1=K_{1m}W_{o1}+F_{1c} \tag{1}$$

对第二层板：

$$F_2=K_{2m}W_{o2}+F_{2c} \tag{2}$$

式中：K_{1m} 和 K_{2m} 分别为第一层和第二层板的薄膜刚度，且有 $K_{1m}=K_{2m}=K_m=2\pi N_0/\ln(R/a)$，$N_0$ 为靶板单位长度的薄膜力，且有 $N_0=\sigma_y H/2$，σ_y 为靶板材料的屈服应力；F_{1c} 和 F_{2c} 为两层板的静态极限载荷，且有 $F_{1c}=F_{2c}=F_c=(4/\sqrt{3})\pi M_0\left[1+\left(1+\sqrt{3}/2\right)/\ln(R/a)\right]$，$M_0=\sigma_y\ (H/2)^2/4$ 为靶板单位长度的极限塑性弯矩。第一层板穿透破坏之前，第二层板紧贴第一层板，该过程第一层板和第二块板的整体变形基本相同，可以表示为

$$W_{o1}\approx W_{o2}=W_o \tag{3}$$

结合 $F=F_1+F_2$ 和方程(1)、方程(2)，有

$$F=2K_mW_o+2F_c \tag{4}$$

对于固支金属圆板，等效应变 ε_e[9] 可以表达为

$$\varepsilon_e^2=\frac{4}{3}(\varepsilon_r^2+\varepsilon_r\varepsilon_\theta+\varepsilon_\theta^2)+\frac{1}{3}\gamma_{rz}^2 \tag{5}$$

式中：ε_r、ε_θ、γ_{rz} 分别为径向应变、周向应变和横向剪应变，对于厚度为 $H/2$ 的靶板，其值可表示为

$$\varepsilon_r=\frac{W_0^2}{2a^2\ln^2(a/R)}+\frac{W_0(H/2)}{2a^2\ln(a/R)} \tag{6}$$

$$\varepsilon_\theta=-\frac{W_0(H/2)}{2a^2\ln(a/R)} \tag{7}$$

第一层板横向剪应变[1]可以表示为

$$\gamma_{rz}=\Delta/e=(F/F_u)^{1/n}\gamma_c \tag{8}$$

式中：γ_c 为临界剪应变；Δ 为弹丸压入深度，Δ_c 为临界压入深度；e 为剪切带半宽度；F_u 为发生剪切冲塞破坏的临界剪切力，$F_u=\tau_uA_s$，$\tau_u=\sigma_u\ [0.41H/(2d)+0.42]$，$A_s=\pi dH/2$，$\sigma_u$ 为极限拉伸应力。令(5)式中的等效应变 ε_e 等于拉伸破坏应变 $\varepsilon_f(\varepsilon_e=\varepsilon_f)$，就可以从方程(5)～方程(8)求得第一层板穿透破坏时的最大整体变形 W_{o1f}

$$\varepsilon_f^2=\frac{16}{3}\left(\frac{H}{2d}\right)^4\left[\frac{(2W_{o1f}/H)^4}{\ln^4(a/R)}+\frac{(2W_{o1f}/H)^3}{\ln^3(a/R)}+\frac{(2W_{o1f}/H)^2}{\ln^2(a/R)}\right]+\frac{1}{3}\left\{\frac{2}{\lambda[0.41H/(2d)+0.42]}\left\{\frac{2W_{o1f}/d}{\ln(R/a)}+\frac{1}{\sqrt{3}}\left[1+\frac{1+\sqrt{3}/2}{\ln(R/a)}\right]\frac{H}{2d}\right\}\right\}^{2/n}\gamma_c^2 \tag{9}$$

将由(9)式求得的不同总厚度 H 对应的第一层板的最大整体变形 W_{o1f} 代入方程(10)、方程(11)即可求得第一层板的整体变形耗能(E_{bm1})

$$E_{bm1}=\int_0^{W_{o1f}}F_1\mathrm{d}S=\int_0^{W_{o1f}}(K_mW_{01}+F_c)\mathrm{d}W_{o1}=\frac{K_m}{2}W_{o1f}^2+F_cW_{o1f} \tag{10}$$

和局部剪切耗能(E_{s1})

$$E_{s1}=\int_0^{\Delta_c}F_s\mathrm{d}\Delta=\frac{F_u\Delta_c}{n+1}\left(\frac{K_mW_{o1f}+F_c}{F_u}\right)^{(n+1)/n} \tag{11}$$

第一层板穿透破坏吸收的总能量 E_{p1} 为整体变形耗能 E_{bm1} 和局部剪切耗能 E_{s1} 之和,即 $E_{p1}=E_{bm1}+E_{s1}$。

1.2　第二层板的能量吸收

在贯穿第一层板后,平头弹前端附着第一层板的塞块撞击第二层板。图 2 给出了第二层板组合弹丸(平头弹+塞块)作用下破坏示意图。第一层板的塞块在平头弹和第二层板作用下边缘厚度变薄,剖面近似于四分之一圆,中间部分近似成平面。在组合弹丸(平头弹+塞块)作用下,第二层板的整体变形增大,因薄膜拉伸造成局部厚度变薄。

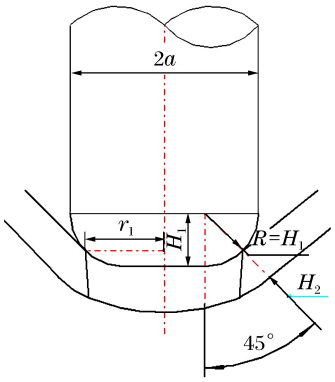

图 2　第二层板破坏示意图

Fig. 2　Schematic of second plate failure

如图 2 所示,根据实验和数值模拟结果第一层板塞块的厚度约为初始厚度的 0.9 倍,即 $H_1\approx0.45H$。第二层板的初始厚度为 $H_0=H/2$,发生破坏时破坏处的厚度为 H_2,由塑性变形体积不变可以有 $\pi r_0^2H_0=\pi r_2^2H_2$,即 $r_2/r_0=\sqrt{H_0/H_2}$,根据工程应变和真实应变的关系可得第二层圆板在破坏处的径向真实应变,即 $\varepsilon_{r1}=\ln\sqrt{H_0/H_2}=(-1/2)\ln(2H_2/H)$。

根据文献[9],将第二层板破坏处的径向应变近似表示为 $\varepsilon_{r2}=\frac{W_{o2f}^2}{2r_1^2\ln^2(r_1/R)}+\frac{W_{o2f}H}{4r_1^2\ln(r_1/R)}$,其中 r_1 为破坏处距离弹丸中心的距离,根据本模型可得 $r_1=a-H_1+H_1\sin(\pi/4)$,由 $\varepsilon_{r1}=\varepsilon_{r2}$ 可求得第二层板破坏时的最大整体变形 W_{o2f} 与总厚度 H 及第二层板破坏时最终厚度 H_2 之间的函数关系

$$-\frac{1}{2}\ln\left(\frac{2H_2}{H}\right)=\frac{W_{o2f}^2}{2r_1^2\ln^2(r_1/R)}+\frac{W_{o2f}H}{4r_1^2\ln(r_1/R)} \tag{12}$$

而厚度为 $H/2$ 的单层板在平头弹撞击下的最大整体变形 W_{of}[8] 可以表示为

$$\varepsilon_f^2=\frac{16}{3}\left(\frac{H}{2d}\right)^4\left[\frac{(2W_{0f}/H)^4}{\ln^4(a/R)}+\frac{(2W_{0f}/H)^3}{\ln^3(a/R)}+\frac{(2W_{0f}/H)^2}{\ln^2(a/R)}\right]+\frac{1}{3}\left\{\frac{1}{\lambda[0.41H/(2d)+0.42]}\left\{\frac{2W_{0f}/d}{\ln(R/a)}+\frac{1}{\sqrt{3}}\left[1+\frac{1+\sqrt{3}/2}{\ln(R/a)}\right]\frac{H}{2d}\right\}\right\}^{2/n}\gamma_c^2 \tag{13}$$

对于不同厚度的双层板,靶板的厚度越小,第一层板的塞块厚度 H_1 越小,$r_1=a-H_1+H_1\sin(\pi/4)$ 的值与平头弹半径 a 越接近。当靶板厚度趋于零时,有 $r_1|_{H\to0}=a$,此时第二层板与平头弹穿透厚为 $H/2$ 单层板的速度场和整体变形场相同[1],有 $\varepsilon_{r2}=\varepsilon_r$,即 $(W_{o2f}=W_{of})|_{H\to0}$,文字表述为当靶板厚度趋于零时第二层板的整体变形和平头弹穿透厚度为 $H/2$ 的单层靶板的整体变形相同。由于公式较为复杂且包含隐式形式,求解较为复杂,用 Matlab 软件求解隐式方程组(12)式、(13)式,得到第二层板的最终厚度

H_2 以及(12)式、(13)式对应的函数关系,(12)式、(13)式的函数图像在 $H=0$ 处相交。将求得的 H_2 代入(12)式即可求得双层靶第二层靶板的最大整体变形 W_{o2f} 与总厚度 H 间的关系,进而可求得第二层板的总体变形耗能 E_{bm2}

$$E_{bm2}=\frac{K_m}{2}W_{o2f}^2+F_cW_{o2f} \tag{14}$$

和局部拉伸耗能 E_{t2} 的近似值

$$E_{t2}=EV\approx\sigma_y\varepsilon_{r_1}\pi r_1^2H_2 \tag{15}$$

第二层板穿透的能量消耗 $E_{p2}=E_{bm2}+E_{t2}$,则可以得到平头弹穿透双层板所消耗的总能量 E_p 为

$$E_p=E_{p1}+E_{p2}=E_{bm1}+E_{s1}+E_{bm2}+E_{t2} \tag{16}$$

1.3　应变率效应

以上得到的是准静态条件下的穿透能量,动态冲击下需要考虑材料的应变率效应。材料的应变率效应可以用 Cowper-Symonds 经验公式来描述,即

$$\sigma_d=\sigma_y[1+(\dot{\varepsilon}_m/D)^{1/q}] \tag{17}$$

式中:σ_d 为材料的动态屈服应力,D 和 q 为描述材料应变率的敏感性常数,$\dot{\varepsilon}_m$ 为靶板的平均应变率。对双层靶而言,第一、二层板的平均应变率[1]可分别写为

$$\dot{\varepsilon}_{m1}=\frac{2W_{o1f}v_{bl}}{3\sqrt{2}Ra\ \ln^2(a/R)} \tag{18}$$

$$\dot{\varepsilon}_{m2}=\frac{2W_{o2f}v_{bl}}{3\sqrt{2}Rr_1\ \ln^2(r_1/R)} \tag{19}$$

式中:v_{bl}为弹道极限。将能量公式中的静态屈服应力 σ_y 用动态屈服应力 σ_d 代替,可得到动态情况下平头弹穿透靶板所消耗的能量 E_p^d。令 $E_p^d=Mv_{bl}^2/2$,可以得到平头弹撞击下双层靶的弹道极限,即

$$v_{bl}=\sqrt{\frac{2E_p^d}{M}} \tag{20}$$

式中:M 为平头弹质量。

2　结果与讨论

将本研究的理论模型结果与文献中的相关实验结果进行比较和讨论。针对 Dey 等[8]做的平头弹撞击等厚接触式双层 Weldox700E 钢板的实验,模型中的相关参数值见表 1,根据本研究模型可以求得不同厚度的第一层板和第二层板的最大整体变形(见图 3),并得到第二层板破坏处的最终厚度为 $H_2\approx 0.41H$。从图 3(a)可以看出,双层靶中的第一层板的总体变形随着总厚度的增加而减少,而第二层板正好相反,其总体变形随着厚度的增加而增加。图 3(b)给出了单层板在平头弹作用下总体变形随厚度的变化情况,即其总体变形随着厚度的增加而逐步减少。

表 1　Weldox700E 钢板相关参数值[3,9,11]

Table 1　Parameters for Weldox700E steel plates[3,9,11]

σ_y/MPa	σ_u/MPa	ρ_t/(kg·m^{-3})	n	γ_c	D/s^{-1}
859	877	7 850	0.12	1.4	4.6×10^7
d/mm	M/g	R/mm	a/mm	q	ε_f
20	197	250	10	7.33	1.05

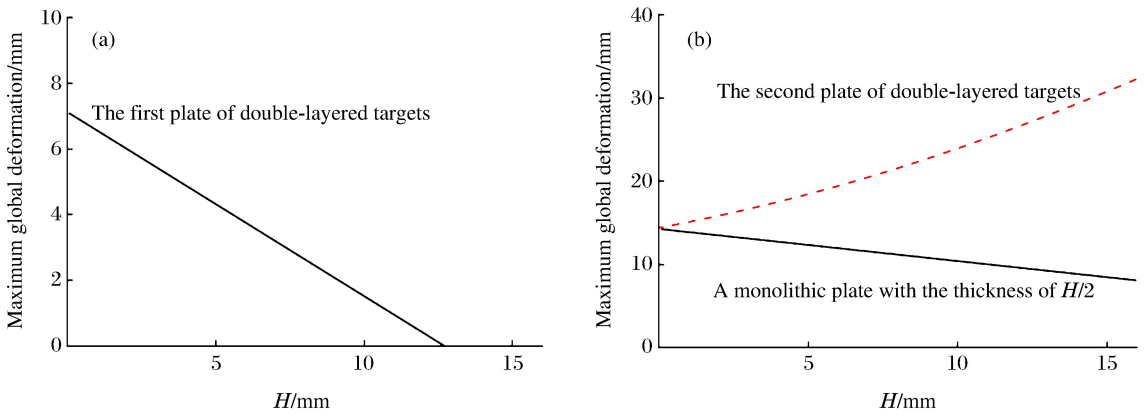

图 3　双层 Weldox700E 钢板的最大整体变形

Fig. 3　Maximum global deformation of double-layered plates of Weldox700E

图 4 给出了本研究双层板理论模型求得的等厚接触式双层 Weldox700E 钢板的弹道极限与 Dey 等的实验结果及单层板的 Wen-Jones 模型[1]和绝热剪切模型[10]的对比。从图 4 可以看出,本研究模型能较好地预测等厚接触式双层板的弹道极限值。且对于单层板,当发生局部化的绝热剪切破坏时,等厚接触式双层板的弹道极限要明显大于单层板的弹道极限;当发生带有整体变形的简单剪切破坏时,等厚接触式双层板和单层板的弹道极限几乎相同。

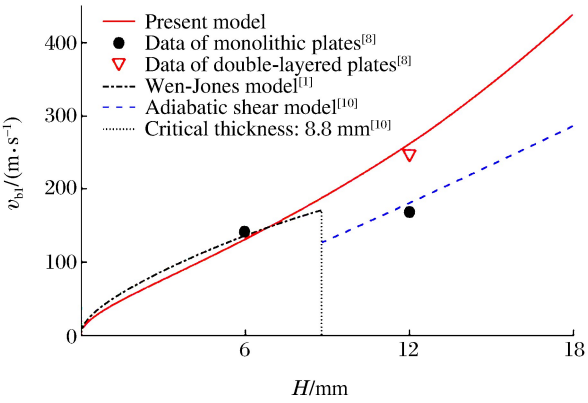

图 4　本研究理论模型与 Weldox700E 板实验数据和单层板模型的比较

Fig. 4　Comparison of present model with experimental data for Weldoc700E plates and theoretical models for monolithic plates

针对张伟等[6]的平头弹撞击等厚接触式双层 Q235 钢板的实验,模型中的相关参数值见表 2,用同样的方法可以求得不同厚度的第一层板和第二层板的最大整体变形(见图 5),根据本研究理论可得第二层板破坏处的最终厚度为 $H_2 \approx 0.315H$。接触式双层 Q235 钢板中第一层板和第二层板的总体变形规律与接触式双层 Weldox700E 钢板类似,见图 5。

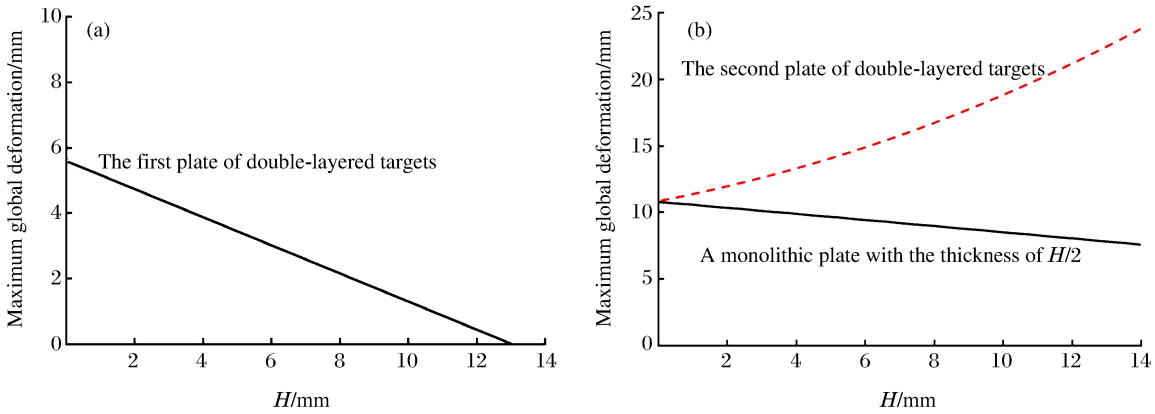

图 5　双层 Q235 钢板的最大整体变形

Fig. 5　Maximum global deformation of double-layered plates of Q235

表 2　Q235 钢板相关参数值[6,9,12]

Table 2　Parameters for Q235 steel plates[6,9,12]

σ_y/MPa	σ_u/MPa	ρ_t/(kg·m^{-3})	n	γ_c	D/s^{-1}
229	335	7 800	0.08	0.8	1 400
d/mm	M/g	R/mm	a/mm	q	ε_f
12.7	34.5	85	6.35	1.5	1.05

图 6 给出了用本研究能量模型求得的等厚接触式双层 Q235 钢板的弹道极限与张伟等的实验结果及单层板的 Wen-Jones 模型[1]和绝热剪切模型[10]的对比。从图 4 可以发现，本研究模型与张伟等的等厚接触式双层板的实验弹道极限值吻合得很好。且对于单层板，当发生带有整体变形的简单剪切破坏时，等厚接触式双层板和单层板的弹道极限几乎相同；当发生局部化的绝热剪切破坏时，等厚接触式双层板的弹道极限要明显大于单层板的弹道极限。

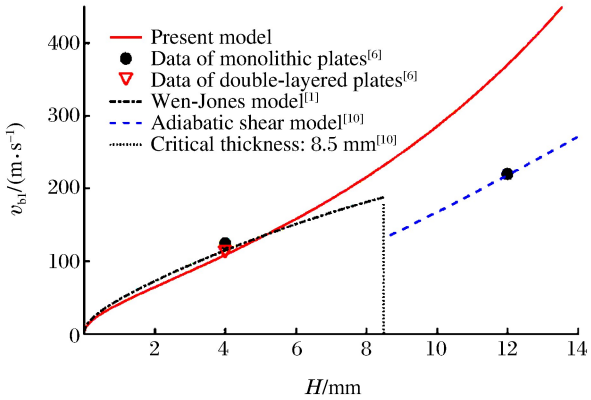

图 6　本研究理论模型与 Q235 钢板实验数据和单层板模型的比较

Fig. 6　Comparison of present model with experimental data for Q235 plates and theoretical models for monolithic plates

3　结　论

通过分析等厚接触式双层板的破坏模式，基于 Wen-Jones 模型和应变失效准则得到了接触式双层板穿透的理论模型。结果表明：理论预测与有限的实验数据结果吻合得很好；当总厚度大于单层板绝热剪切冲塞临界厚度值时，双层板的弹道极限明显高于单层板的弹道极限；小于该值时，双层板的弹道极限与单层板的弹道极限差别不大。

参考文献：

[1]　WEN H M, JONES N. Low-velocity perforation of punch-impact-loaded metal plates [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1996, 118(2): 181-187.

[2]　WEN H M, JONES N. Structure under shock and impact Ⅱ: semi-empirical equations for the perforation of plates struck by a mass [M]. London, UK: Thomas Telford, 1992: 369-380.

[3]　BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, LANGSETH M, et al. Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox460 E steel plates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(4): 413-464.

[4]　CHEN X W, LI Q M. Shear plugging and perforation of ductile circular plates struck by a blunt projectile [J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(5): 513-536.

[5] RADIN J, GOLDSMITH W. Normal projectile penetration and perforation of layered targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1988, 7(2): 229-259.

[6] ZHANG W, DENG Y F, CAO Z S, et al. Experimental investigation on the ballistic performance of monolithic and layered metal plates subjected to impact by blunt rigid projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2012, 49(2): 115-129.

[7] TENG X Q, DEY S, BØRVIK T, et al. Protection performance of double-layered metal shields against projectile impact [J]. Journal of Mechanics of Materials and Structures, 2007, 2(7): 1309-1330.

[8] DEY S, BØRVIK T, TENG X Q. On the ballistic resistance of double-layered steel plates: an experimental and numerical investigation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2007, 44(20): 6701-6723.

[9] WANG G L, WEN H M. An extension of Wen-Jones model for thin metal plates struck transversely by flat-ended projectiles [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2014, 28(4): 473-482.
王桂岭,文鹤鸣. 平头弹丸撞击下薄金属靶板 Wen-Jones 模型的进一步研究 [J]. 高压物理学报, 2014, 28(4): 473-482.

[10] WEN H M, SUN W H. Transition of plugging failure modes for ductile metal plates under impact by flat-nosed projectiles [J]. Mechanics Based Design of Structures and Machines, 2010, 38(1): 86-104.

[11] DEY S, BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, et al. The effect of target strength on the perforation of steel plates using three different projectile nose shapes [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 30(8/9): 1005-1038.

[12] 肖新科. 双层金属靶的抗侵彻性能和 Taylor 杆的变形与断裂 [D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2010: 53-55.
XIAO X K. The ballistic resistance of double-layered metallic target and the deformation and fracture of Taylor rod [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010: 53-55.

Theoretical Study of the Perforation of Double-Layered Metal Targets without Spacing Struck by Flat-Ended Projectiles

REN Shanliang, WEN Heming, ZHOU Lin

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

Abstract: A monolithic metal plate is usually replaced with a double-layered metal target with the same thickness to improve the ballistic limit in practical engineering. This paper presents a theoretical study of the perforation of a double-layered metal target without spacing by a flat-nosed projectile. Based on the previous analytical work and experimental observations a new theoretical model was proposed to predict the peroration of the double-layered metal target in comparison with the test data available. It was found that the predictions made from the present model are in good agreement with the test data. It was also found that the ballistic limit for a double-layered metal target is considerably higher than that for a monolithic one when its thickness is larger than the critical thickness at which adiabatic shear plugging occurs; that the ballistic limits are more or less the same for both targets when the total thickness is below the critical value.

Keywords: flat-ended projectile; double-layered metallic target; theoretical model; ballistic limit