第21卷 第2期
2007年6月

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

Vol. 21, No. 2
June, 2007

文章编号:1000-5773(2007)02-0157-08

平头弹丸正撞击下延性金属靶板的破坏模式*

潘建华,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:对延性金属靶板在刚性平头弹丸正撞击下的破坏模式进行了研究。一般而言,延性金属靶板的破坏模式可以分为两种:带有总体变形的局部简单剪切破坏和局部化的绝热剪切冲塞破坏。首先基于Bai-Johnson热塑性本构关系建立了一个局部化的绝热剪切冲塞模型,然后结合描述带有总体变形的局部简单剪切破坏的Wen-Jones模型,找出了两种模型之间转化的临界条件。理论预测与文献中的实验结果吻合得很好。

关键词:延性金属靶板;平头弹丸;破坏模式;简单剪切破坏;绝热剪切冲塞;弹道极限

中图分类号:O347.3 **文献标识码**:A

1 引 言

了解结构在冲击或爆炸载荷作用下的响应和破坏对航空航天、核、海洋或近海钻井平台、交通、造船、国防等诸多工程领域中各种结构系统的安全计算和安全评估有着重要的意义。特别是对落体、破片或射弹的防护结构而言,靶板的变形和穿透行为对其安全设计和评估意义重大。一般而言,在刚性平头弹丸正撞击下延性金属靶板的破坏模式大致可以分为两种:带有总体变形的局部简单剪切破坏(Simple Shear Failure with Global Deformation)和局部化的绝热剪切冲塞破坏(Adiabatic Shear Plugging)。当局部简单剪切破坏发生时,靶板伴有总体变形。根据情况不同靶板的总体变形有时比较大,有时比较小,甚至可以忽略不计;而发生绝热剪切破坏时,靶板的变形一般而言是局部化的。

近几十年来,人们在金属靶板平头弹丸撞击下的变形和穿透方面做了大量理论、实验和数值模拟工作。Woodward等人[1-4]建立了金属靶板穿透的模型,并分析了靶板的破坏模式之间的一些联系。Bai和Johnson[5]提出了一个热塑性本构关系。Langseth和Larsen[6-8]在金属方板受到低速弹丸撞击的情况下,做了许多的实验和理论方面的工作。Wen和Jones[9-12]做了大量的实验和理论工作,研究了在固支边界条件下软钢圆板和铝合金圆板在受到低速刚性钝头弹丸正撞击下的响应和穿透,并提出了一个金属靶板在刚性钝头弹丸正撞击下的半经验公式[9]和理论公式[10]。Corran等人[13]和Reid等人[14]分别在固支和简支条件下做了多种金属靶板侵彻与贯穿方面的实验,并对实验结果进行了分析。Borvik等人[15-19]近年来也在这方面做了不少的实验和数值模拟工作。在绝热剪切方面,Kalthoff等人[21-23]认为剪切破坏模式的转化和加载速率有很大的关系。Dong等人[24]根据实验所得数据并结合Kalthoff等人[21-22]的研究,进一步给出了在冲击加载条件下试件的破坏模式由简单剪切转化为绝热剪切的转化条件。然而由于侵彻问题的复杂性,这方面的问题并未得到很好的解决。

靶板不同的破坏模式伴随着不同的塑性变形和耗能机制。因此按照耗能机制的不同对平头弹丸撞击下延性金属靶板的穿透模式分别进行研究,然后再找出它们之间转化的临界条件是值得深入研究的课题。本工作着重研究刚性平头弹丸正撞下延性金属靶板的破坏模式以及它们之间转化的临界条件。首先基于Bai-Johnson热塑性本构关系[5]建立了一个局部化的绝热剪切冲塞模型,得到了临界穿透能

* **收稿日期**:2006-07-31;**修回日期**:2006-09-14

作者简介:潘建华(1981—),男,硕士研究生,主要从事冲击动力学研究. E-mail:jhpan@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

量的无量纲表达式。然后结合描述带有总体变形的局部简单剪切破坏的 Wen-Jones 模型[10]，找出了两种模型之间转化的临界条件。将理论预测与文献中的实验结果进行了比较和讨论。

2 绝热剪切冲塞模型

根据实验观察和数值模拟的结果，人们发现在刚性平头弹丸正撞击下，金属靶板的弹道极限并不是随着靶板厚度的增加而单调递增，而是厚度在增加到一定时，靶板的弹道极限会出现一个弯折(Kink)，人们认为发生这种现象的原因是由于绝热剪切的发生。如前所述，绝热剪切冲塞是金属靶板穿透破坏的主要模式之一，因此建立一个绝热剪切冲塞模型不仅具有理论意义而且具有实用价值。

如图 1 所示，平头弹丸的质量为 M，平头弹丸直径 $d=2a$，塞块的质量为 m，弹丸的初始速度为 v_0，在撞击后弹丸与塞块的共同速度为 v_m，剩余速度为 v_f，靶板的厚度为 H，弹体侵入靶板的深度为 P，ρ_t 为金属靶板的密度。由于这里研究的是弹道极限情况下，因此，剩余速度为 $v_f=0$。那么根据动量守恒定律可得

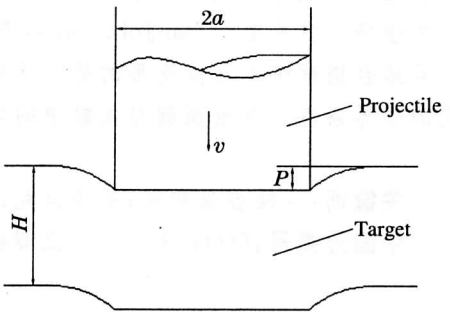


图 1 绝热剪切冲塞示意图

Fig. 1 Schematic diagram of adiabatic shear plugging

$$Mv_0 = (M+m)v_m \tag{1}$$

在侵彻过程中，从弹丸和塞块以共同速度前进开始到整个侵彻过程结束时能量损耗，根据能量定律得

$$\frac{M+m}{2}(v_m^2 - v_f^2) = 2\pi aH\int_0^{P_m}\tau dP \equiv e \tag{2}$$

由于 $v_f=0$，得

$$\frac{M+m}{2}v_m^2 = 2\pi aH\int_0^{P_m}\tau dP \equiv e \tag{3}$$

在整个冲塞过程中被吸收的总能量为

$$E_c = \frac{M}{2}v_0^2 - \frac{M+m}{2}v_f^2 = \frac{M}{2}v_0^2 \tag{4}$$

式中：E_c 为对应靶板弹道极限的临界穿透能量(即最小穿透能量)，m 可以用 $\pi a^2 H\rho_t$ 来计算。

结合方程(1)和方程(3)，方程(4)可以被重新写成

$$E_c = \frac{1}{2}\frac{Mm}{M+m}v_0^2 + e \tag{5}$$

从方程(5)可以看出，求出 e 的表达式对于研究冲塞过程中的能量损耗很重要。

方程(2)中的 τ 采用 Bai-Johnson 热塑性本构关系[5]

$$\tau = \tau_M\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^n \exp\left\{\frac{n}{1+n}\left[1-\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^{n+1}\right]\right\} \tag{6}$$

Bai-Johnson 热塑性本构关系如图 2 所示，其中，γ_i 为剪应力达到最大值 τ_M 时的剪应变，并认为 τ 达到 τ_M 时发生绝热失稳；n 为加工硬化指数。

对于金属靶板来讲，根据文献[7]，有

$$\tau_u = \sigma_u[0.41(H/d)+0.42] \tag{7}$$

式中：d 为平头弹丸的直径，τ_u 为最大剪应力，σ_u 为极限拉伸应力(U. T. S)。作为一阶近似，可以令 $\tau_M=\tau_u$，将方程(7)代入方程(6)可得

$$\tau = \sigma_u[0.41(H/d)+0.42]\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^n \exp\left\{\frac{n}{1+n}\left[1-\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^{n+1}\right]\right\} \tag{8}$$

根据文献[5]，有

$$P/a = n\gamma_a/(1+n) \tag{9}$$

式中:γ_a 为平头弹丸-靶板界面周边处的剪应变。令 $\gamma_a=\gamma_f$,得到当绝热剪切冲塞破坏发生时平头弹丸在靶板内最大侵入深度 P_m,即

$$P_m = \gamma_f an/(1+n) \tag{10}$$

式中:γ_f 为冲塞破坏发生时绝热剪切带内的最大剪应变。

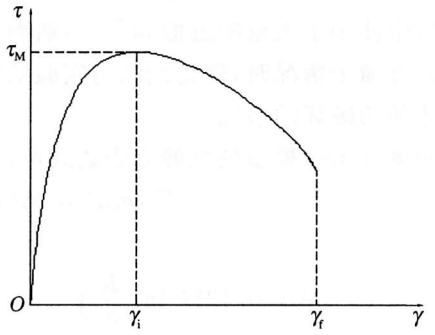


图 2　Bai-Johnson 应力-应变曲线示意图

Fig. 2　Schematic diagram of Bai-Johnson stress-strain curve

在研究靶板弹道极限时,为简化问题,许多文献通常认为 P_m 为靶板的厚度,这实际上高估了靶板抵抗侵彻的能力。根据实验观察和数值模拟的结果[15-16,18],在平头弹丸的侵彻问题中,延性金属靶板在平头弹丸以弹道极限速度正冲击下,由于靶板内裂纹速度快于弹丸侵彻速度的缘故,P_m 实际上是小于靶板厚度的,这一现象也被 Teng 等人[27]证实和使用。经过与实验数据的比较和研究后,我们发现 P_m 约取为靶板厚度的 0.8 倍较为合适。即

$$P_m \approx 0.8H \tag{11}$$

联合方程(10)和方程(11),可得

$$\gamma_f = \frac{1+n}{n}\frac{0.8H}{a} = 1.6\frac{1+n}{n}\frac{H}{d} \tag{12}$$

将方程(8)、方程(10)和方程(12)代入方程(3),可得

$$e = \frac{\pi}{2}d^2H\sigma_u\left[0.41\left(\frac{H}{d}\right)+0.42\right]\int_0^{1.6\frac{1+n}{n}\frac{H}{d}}\frac{n}{1+n}\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^n\exp\left\{\frac{n}{1+n}\left[1-\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^{1+n}\right]\right\}d\gamma \tag{13}$$

整理方程(5)得

$$E_c = (1+m/M)e \tag{14}$$

将方程(13)代入方程(14)得

$$E_c = \left(1+\frac{m}{M}\right)\frac{\pi}{2}d^2H\sigma_u\left[0.41\left(\frac{H}{d}\right)+0.42\right]\cdot \int_0^{1.6\frac{1+n}{n}\frac{H}{d}}\frac{n}{1+n}\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^n\exp\left\{\frac{n}{1+n}\left[1-\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^{1+n}\right]\right\}d\gamma \tag{15}$$

或

$$\frac{E_c}{\sigma_u d^3} = \left(1+\frac{m}{M}\right)\frac{\pi}{2}\left[0.41\left(\frac{H}{d}\right)^2+0.42\left(\frac{H}{d}\right)\right]\cdot \int_0^{1.6\frac{1+n}{n}\frac{H}{d}}\frac{n}{1+n}\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^n\exp\left\{\frac{n}{1+n}\left[1-\left(\frac{\gamma}{\gamma_i}\right)^{1+n}\right]\right\}d\gamma \tag{16}$$

这样,就得到了一个金属靶板在刚性平头弹丸正撞击下发生绝热剪切冲塞破坏时临界穿透能量的无量纲表达式。上述模型的推导考虑的是金属靶板在其弹道极限下发生绝热剪切的情况,而根据实验观察结果以及数值模拟情况,发现金属靶板发生绝热剪切破坏时,它们的总体变形很小,所以这里的模型推导没有考虑靶板总体变形所消耗的能量。

3　Wen-Jones 模型简介

本文第二节中建立的模型适用于延性金属靶板发生绝热剪切冲塞破坏情况,当靶板厚度与平头弹丸直径之比(以下简称厚径比)较小时,金属靶板在平头弹丸撞击下,往往有较大的总体变形,并且无绝热剪切现象。因此,在这种情况下第二节建立的绝热剪切冲塞模型并不适用,所以需要和一种能描述有较大总体变形且无绝热剪切现象的模型与本文模型结合使用分析。

下面简要介绍一下 Wen-Jones 模型,关于模型的具体细节请参阅文献[10]。Wen 和 Jones 建立了

一个近似的准静态模型，用于分析金属靶板在平头弹丸撞击下的变形和穿透。基于虚功原理，首先得到了准静态载荷-位移关系，然后用于预测金属靶板在钝头弹丸撞击下吸收能量的能力。Wen 和 Jones 在模型分析中使用了大量的近似和假设，然而当考虑了材料的应变率效应后，在预测固支金属靶板受到低速钝头弹丸撞击情况时，理论预测与实验结果吻合得很好。但需要进一步指出的是这个模型适用范围是无绝热剪切破坏的情况。

Wen 和 Jones 模型的准静态表达式可以写为

$$E_c/\sigma_y d^3 = A(H/d) + B(H/d)^2 + C(H/d)^3 \tag{17}$$

式中：

$$A = 0.138\lambda^2 \ln\left(\frac{R}{a}\right) \tag{18a}$$

$$B = 0.270\lambda^2 \ln\left(\frac{R}{a}\right) + 0.451\,\frac{\lambda\gamma_c}{1+n} \tag{18b}$$

$$C = 0.132\lambda^2 \ln\left(\frac{R}{a}\right) + 0.440\,\frac{\lambda\gamma_c}{1+n} - \frac{\pi}{12}\ln\left(\frac{R}{a}\right)\left[1+\frac{1+\sqrt{3/2}}{\ln(R/a)}\right]^2 \tag{18c}$$

式中：E_c 为靶板的临界穿透能量（即最小穿透能量），R 为靶板的半径，a 为弹丸的半径，$\lambda=\sigma_u/\sigma_y$，$\gamma_c$ 为金属靶板在不发生绝热剪切应变下的临界剪切应变，n 为加工硬化指数。

考虑到材料的应变率效应，使用 Cowper-Symonds 方程

$$\sigma_d = \sigma_y[1 + (\dot{\varepsilon}_m/D)^{1/q}] \tag{19}$$

式中：

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{2W_{os}v_{bl}}{3\sqrt{2}Ra\ln^2(a/R)} \tag{20a}$$

$$W_{os} = \frac{\lambda d}{2}\left[0.41\left(\frac{H}{d}\right)+0.42\right]\ln\left(\frac{R}{a}\right) - \frac{1}{2\sqrt{3}}\left[\ln\left(\frac{R}{a}\right)+1+\frac{\sqrt{3}}{2}\right]H \tag{20b}$$

式中：σ_d 为材料的动态屈服应力，D 和 q 为材料常数，$\dot{\varepsilon}_m$ 为靶板的平均应变率，v_{bl} 为弹道极限，W_{os} 为靶板发生破坏时的临界横向位移。将方程(19)中的 σ_d 替代方程(17)中的 σ_y，得 Wen-Jones 模型的无量纲表达式

$$\frac{E_c}{\sigma_y d^3} = \left[1+\left(\frac{2W_{os}v_{bl}}{3\sqrt{2}DRa\ln^2(a/R)}\right)^{1/q}\right]\left[A\left(\frac{H}{d}\right)+B\left(\frac{H}{d}\right)^2+C\left(\frac{H}{d}\right)^3\right] \tag{21}$$

为方便与本研究绝热剪切冲塞模型结合使用，将 $\lambda=\sigma_u/\sigma_y$ 代入方程(21)，得

$$\frac{E_c}{\sigma_u d^3} = \left[1+\left(\frac{2W_{os}v_{bl}}{3\sqrt{2}DRa\ln^2(a/R)}\right)^{1/q}\right]\left[A\left(\frac{H}{d}\right)+B\left(\frac{H}{d}\right)^2+C\left(\frac{H}{d}\right)^3\right]\frac{1}{\lambda} \tag{22}$$

4 两种破坏模型转化的临界条件

如前所述，延性金属靶板在刚性平头弹丸正撞下主要有两种不同的破坏模式：带有总体变形的局部简单剪切破坏（Simple Shear Failure with Global Deformation）和局部化的绝热剪切冲塞破坏（Adiabatic Shear Plugging）。不同的破坏模式有着不同的耗能机制，而上文的两个模型正是根据两种不同的破坏模式和不同的耗能机制建立的。其中本文第二节所建立的模型考虑的是金属靶板发生局部化绝热剪切冲塞的情况，不考虑金属靶板的总体变形；而 Wen-Jones 模型则充分考虑了靶板总体变形。我们已经知道在厚径比较小的情况下，使用 Wen-Jones 模型得到的结果是令人满意的，但是 Wen-Jones 模型也是有适用范围的，即它不适用于绝热剪切冲塞破坏。因此，只要我们界定了 Wen-Jones 模型的使用范围，就等于找到了两种破坏模型转化的临界条件。

为方便起见，令 $\psi=E_c/\sigma_u d^3$，$h=H/d$，则可以将方程(22)写成下面的形式

$$\psi = \left[1+\left(\frac{2W_{os}\sqrt{2\sigma_u d^3\psi/M}}{3\sqrt{2}DRa\ln^2(a/R)}\right)^{1/q}\right]\left[Ah+Bh^2+Ch^3\right]\frac{1}{\lambda} \tag{23}$$

我们知道随着金属靶板厚度的增加,侵彻金属靶板所需的力也会随之增加,那么很容易知道随着厚径比的增加,侵彻金属靶板的无量纲力 $d\psi/dh$ 也会随之而增加。然而,由 Wen-Jones 模型得到的无量纲力 $d\psi/dh$ 并不是完全随着厚径比 h 的增加而增加,而是达到一个极大值后开始变小,而当无量纲力 $d\psi/dh$ 随着厚径比 h 的增加而开始减小时从物理上就无法解释。因此,我们认为当无量纲力 $d\psi/dh$ 达到极大值时,就达到了 Wen-Jones 模型适用范围的上限,所对应的厚径比 $(H/d)_c$ 值可以看成是两种破坏模型转化的临界条件。

5　与实验比较及讨论

下文是将理论预测与实验比较,同时进行讨论。

5.1　与实验的比较

图 3 是不同厚度 Weldox 460E 钢板在其弹道极限附近被平头弹丸击穿的截面图[19],从图中可以看出随着靶板厚度的增加,靶板的整体变形越来越小直至忽略不计。图 4 给出了本研究绝热剪切冲塞模型、Wen-Jones 模型[10]与 Borvik 等人[19]的实验数据的比较。表 1 为实验数据,表 2 为用于本研究绝热剪切冲塞模型的参数值,表 3 为用于 Wen-Jones 模型的参数值,需要注意的是,表 2 与表 3 中的 n 并不相同,这是因为它们是根据不同的本构与实验数据进行拟合得到的,具体细节可以参阅文献[19]。

表 1　不同厚度 Weldox 460E 钢板的弹道极限[19]

Table 1　The ballistic limits of Weldox 460E steel plates with different thickness[19]

h/(mm)	v_{bl}/(m/s)	h/(mm)	v_{bl}/(m/s)	h/(mm)	v_{bl}/(m/s)
6	145.5±0.2	8	154.3±1.8	10	165.3±4.1
12	184.5±0.3	16	236.9±2.6	20	293.9±1.4

表 2　用于本研究绝热剪切冲塞模型的 Weldox 460E 钢板及弹丸参数[19]

Table 2　The parameters of Weldox 460E steel plates used in the model of this study[19]

σ_y/(MPa)	σ_u/(MPa)	γ_i	n	d/(mm)	M/(kg)	R/(mm)
490	580	1.4	0.25	20	0.197	250

表 3　用于 Wen-Jones 模型的 Weldox 460E 钢板及弹丸参数[19]

Table 3　The parameters of Weldox 460E steel plates used in Wen-Jones model[19]

σ_y/(MPa)	σ_u/(MPa)	γ_c	n	D/(s^{-1})	q	d/(mm)	M/(kg)	R/(mm)
490	580	1.4	0.12	4.6×10^7	7.33	20	0.197	250

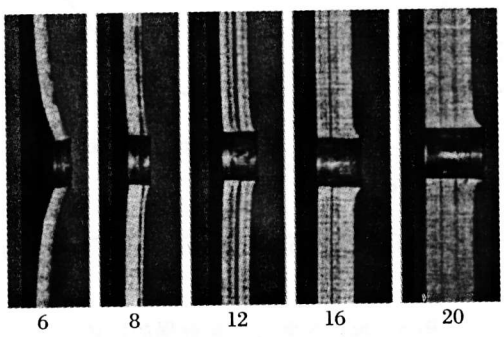


图 3　不同厚度靶板被击穿后的截面图[19]

Fig. 3　Cross-sections of perforated targets of varying thickness[19]

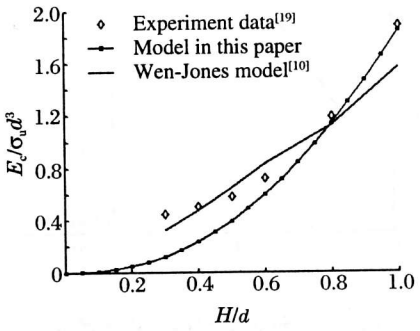


图 4　与 Borvik 等人[19]的实验数据比较

Fig. 4　Compared to the experiment data of Borvik et al.[19]

从图 4 可以看出在厚径比较小时，Wen-Jones 模型与实验数据较吻合，在厚径比较大时，本研究绝热剪切冲塞模型与实验数据较吻合。这是因为 Wen-Jones 模型考虑到了总体变形，因此与实验数据比较吻合。但是到了厚径比较大的时候，Wen-Jones 模型就与实验数据的偏差较大了，这是因为 Wen-Jones 模型没有考虑绝热失稳的情况，因此这已经超出了 Wen-Jones 模型的适用范围。在厚径比较小的时候，本研究绝热剪切冲塞模型并没有将总体变形耗能考虑在内，因此在厚径比较小的时候，理论预测值要小于实验值，而随着厚径比的增加，靶板的总体变形明显变小，直至可以忽略不计(如图 3 所示)，这时实验值与本研究绝热剪切冲塞模型的理论值吻合得很好。

从上文的分析可以看出，厚径比较小时，金属靶板的破坏模式为有较大的总体变形且无绝热剪切，而厚径比达到一定的程度时，靶板的破坏模式发生绝热剪切，同时一般总体变形很小。于是，我们认为这两种破坏模式的转变与厚径比有着很大的关系。

5.2 两种破坏模型转化的临界条件的确定与讨论

根据上文关于两种破坏模型之间转化的临界条件的讨论，我们将 Borvik 等人[19]的实验数据代入方程(23)，求解无量纲力(Dimensionless Force)$\mathrm{d}\psi/\mathrm{d}h$ 与厚径比 h 之间的关系，由于 Wen-Jones 模型比较复杂，因此无法得到无量纲力 $\mathrm{d}\psi/\mathrm{d}h$ 的解析解，只能根据数值分析方法使用 Matlab 编程作图，画出无量纲力 $\mathrm{d}\psi/\mathrm{d}h$ 与厚径比 h 的关系，从而找出两种破坏模型之间转化的临界条件，结果如图 5 所示。

根据上文关于破坏模式转化的临界条件的分析，从图 5 中可以看出当厚径比达到 0.69 时，无量纲力达到极值。根据上文的讨论，这时已达到 Wen-Jones 模型使用范围的上限了，即破坏模式转化的临界条件$(H/d)_c=0.69$。在高速冲塞剪切过程中，由于产生大量的热量来不及散发，因此会有明显的绝热温升，从而造成材料的热软化；另一方面，由于材料在高应变率下会硬化，两者相互竞争，当软化效应超过硬化效应时，材料发生绝热失稳，程度不同，观察到的现象也有所不同。根据 Borvik 等人的电镜扫描实验(SEM)[17]，发现在弹道极限的情况下，当厚径比达到 0.5～0.6 时，在靶板中已有变形带(Deformed Band)的生成，但是没有观察到金属熔融的痕迹，没有强烈的“白色”剪切带，没有金属材料的重结晶，因此这应该是属于一个由简单剪切向绝热剪切过渡的情况。随着靶板厚度的增加绝热剪切现象更加明显，直至靶板材料发生相变，出现转换带(Transformed Band)。从图 3 的照片可以看出当 $H/d<0.7$时，靶板有较大的总体变形；当 $H/d>0.7$ 时，靶板的总体变形几乎为零。综合以上分析，结果如图 6 所示，发现理论预测与实验数据吻合得很好。Chen 等人[20]使用不同的方法也得到了几乎相同的破坏模式转化的临界条件。

当然对于不同的靶板材料，不同的边界条件，不同的弹丸，$(H/d)_c$ 的值也不同。从上文的理论与实验数据比较的情况来看，利用 Wen-Jones 模型的使用范围来判断两种破坏模式之间的转化是可行的。

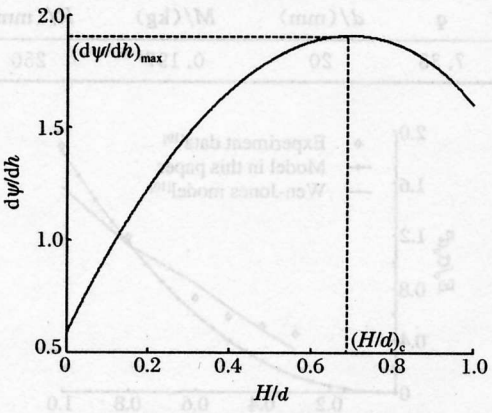


图 5 无量纲力与厚径比的关系

Fig. 5 Variation of dimensionless force with the ratio of plate thickness to projectile diameter for the plates

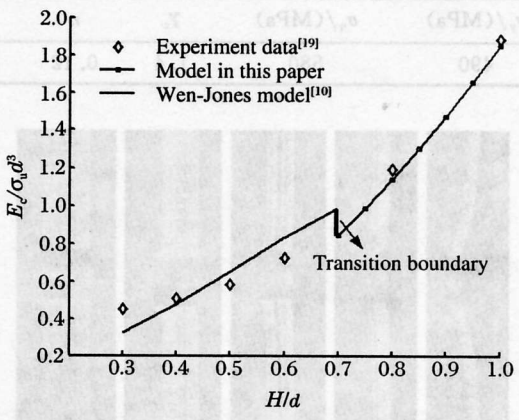


图 6 理论预测与实验数据的比较

Fig. 6 Comparison of the theoretical predictions with the test data

6 结　论

研究了延性金属靶板(Ductile Metal Plates)在刚性平头弹丸正撞击下的破坏模式。一般而言,延性金属靶板的破坏模式可以分为两种:带有总体变形的局部简单剪切破坏(Simple Shear Failure with Global Deformation)和局部化的绝热剪切冲塞破坏(Adiabatic Shear Plugging)。首先基于 Bai-Johnson 热塑性本构关系建立了一个局部化的绝热剪切冲塞模型,得到了刚性平头弹丸穿透靶板所需临界穿透能量的无量纲表达式。然后结合描述带有总体变形的局部简单剪切破坏的 Wen-Jones 模型,找出了两种模型之间转化的临界条件,从而将两个不同的破坏模型有机地结合了起来,在表达式上两者联系也较紧密,便于结合起来分析使用。两个不同的破坏模型使用了不同的本构,由于对应的是不同的破坏机制,并且两者能够较好的结合,所以不影响对问题的分析,反而能够更好的去理解问题的本质。

理论预测与文献中的实验结果吻合得很好。因此,根据破坏模式耗能机制的不同分别建立模型,并找出不同破坏模式之间的转换条件,可以大大提高理论预测的可靠性和精确性。

References:

[1] Woodward R L, de Morton M E. Penetration of Targets by Flat-Ended Projectiles [J]. Int J Mech Sci, 1976, 18: 119-127.

[2] Woodward R L. The Interrelation of Failure Modes Observed in the Penetration of Metallic Targets [J]. Int J Impact Eng, 1984, 2(2): 121-129.

[3] Woodward R L. A Structural Model for Thin Plate Perforation by Normal Impact of Blunt Projectiles [J]. Int J Impact Eng, 1987, 6: 4129-4140.

[4] Woodward R L, Cimpoeru S J. A Study of the Perforation of Aluminium Laminate Targers [J]. Int J Impact Eng, 1998, 21(3): 117-131.

[5] Bai Y L, Johnson W. Plugging: Physical Understanding and Energy Absorption [J]. Metals Technol, 1982, 9: 182-190.

[6] Langseth M, Larsen P K. Dropped Objects' Plugging Capacity of Steel Plates: An Experimental Investigation [J]. Int J Impact Eng, 1990, 9(3): 289-316.

[7] Langseth M, Larsen P K. The Behaviour of Square Steel Plates Subjected to a Circular Blunt Ended Load [J]. Int J Impact Eng, 1992, 12(4): 617-638.

[8] Langseth M, Larsen P K. Dropped Objects' Plugging Capacity of Aluminium Alloy Plates [J]. Int J Impact Eng, 1994, 15(3): 225-241.

[9] Wen H M, Jones N. Semi-Empirical Equations for the Perforation of Plates Struck by a Mass [A]//Bulson P S. Structure under Shock and Impact (SUSI) Ⅱ, Computational Mechanics Publications [C]. Southhampton and Boston and Thomas telford, London, 1992: 369-380.

[10] Wen H M, Jones N. Low-Velocity Perforation of Punch-Impact-Loaded Metal Plates [J]. Pressure Vessel Technol, 1996, 118(2): 181-187.

[11] Wen H M, Jones N. Experimental Investigation into the Dynamic Plastic Response and Perforation of a Clamped Circular Plate Struck Transversely by a Mass [A]//Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, J Mech Eng Sci [C]. 1994, 208(C2): 113-37.

[12] Wen H M, Jones N. Experimental Investigation of the Scaling Laws for Metal Plates Struck by Large Mass [J]. Int J Impact Eng, 1993, 13(3): 485-505.

[13] Corran R S J, Shadbolt P J, Ruiz C. Impact Loading of Plates—An Experimental Investigation [J]. Int J Impact Eng, 1983, 1(1): 3-22.

[14] Corbet G Gt, Reid S R. Quasi-Static and Dynamic Local Loading of Monolithic Simply-Supported Steel Plate [J]. Int J Impact Eng, 1993, 13(3): 423-441.

[15] Borvik T, Langseth M, Hopperstad O S, et al. Ballistic Penetration of Steel Plates. Int J Impact Eng, 1999, 22: 855-886.

[16] Borvik T, Hopperstad O S, Berstad T, et al. Numerical Simulation of Plugging Failure in Ballistic Penetration [J]. Int J Solids Struct, 2001, 38: 6241-6264.

[17] Borvik T, Leinum J R, Solberg J K, et al. Observations on Shear Plug Formation in Weldox 460E Steel Plates Impacted by Blunt-Nosed Projectiles [J]. Int J Impact Eng, 2001, 25: 553-572.

[18] Borvik T, Langseth M, Hopperstad O S, et al. Perforation of 12 mm Thick Steel Plates by 20 mm Diameter Projectiles with Flat, Hemispherical and Conical Noses Part I: Experimental Study [J]. Int J Impact Eng, 2002, 27: 19-35.

[19] Borvik T, Hopperstad O S, Langseth M, et al. Effect of Target Thickness in Blunt Projectile Penetration of Weldox 460E Steel Plates [J]. Int J Impact Eng, 2003, 28: 413-464.

[20] Chen X W, Li Q M, Fan S C. Initiantion of Adiabatic Shear Failure in a Clamped Circular Plate Struck by a Blunt Projectile [J]. Int J Impact Eng, 2005, 31: 877-893.

[21] Kalthoff J F, Winkler S. Failure Mode Transition of High Rates of Shear Loading [A]//Chiem C Y, Kunze H-D, Meyer L W. Proceedings of the International Conference on Impact Loading and Dynamics Behavior of Materials [C]. Germany: Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, DGM-Verlag, Oberursel, 1988: 185-195.

[22] Kalthoff J F, Winkler S. Transition in the Failure Behaviour of Dynamically Shear Loaded Cracks [J]. Appl Mech Rev, 1990, 43(5): 250-287.

[23] Kalthoff J F, Bürgel A. Influence of Loading Rate on Shear Fracture Toughness for Failure Mode Transition [J]. Int J Impact Eng, 2004, 30: 957-971.

[24] Dong X L, Wang L L, Yu J L. An Investigation on Shear Fracture under Impact Loading [J]. Journal of Ningbo University, 2003, 16: 429-433.
董新龙, 王礼立, 虞吉林. 冲击载荷下剪切断裂研究 [J]. 宁波大学学报, 2003, 16: 429-433.

[25] Mu J C. Study on Typical Rupture Modes of Thin Metal Plates under Normal Impact by Conical-Nosed Missiles [J]. Explosion and Shock Waves, 2005, 25: 74-79. (in Chinese)
穆建春. 金属薄板在圆锥头弹体正冲击下的破裂模式 [J]. 爆炸与冲击, 2005, 25: 74-79.

[26] Wen H M, Rao W F. Deformation and Perforation of Simply Supported Circular Plates Struck Normally by Flat-Faced Projectiles [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2005, 19(1): 51-58.
文鹤鸣, 饶伟锋. 简支圆板在平头弹丸撞击下的变形与穿透 [J]. 高压物理学报, 2005, 19(1): 51-58.

[27] Teng X, Wierzbicki T. Dynamic Shear Plugging of Beams and Plates with an Advancing Crack [J]. Int J Impact Eng, 2005, 31: 667-698.

Failure Modes of Ductile Metal Plates under Normal Impact by Flat-Ended Projectiles

PAN Jian-Hua, WEN He-Ming

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

Abstract: This paper examines the failure modes of ductile metal plates subjected to impact by rigid flat-ended projectiles at normal incidence. General speaking, there are two failure modes which can occur in a ductile metal plate: simple shear failure with global deformation, and localized adiabatic shear plugging. Based on the thermoplastic constitutive relationship of Bai and Johnson, an adiabatic shear plugging model is first proposed. When combined with the Wen-Jones model which describes simple shear failure with global response, a critical condition for the change in these two failure modes is obtained. It transpires that the present theoretical predictions are in good agreement with available experimental observations in terms of failure modes and ballistic limits.

Key words: ductile metal plate; flat-ended projectile; failure mode; simple shear failure; adiabatic shear plugging; ballistic limit