

文章编号: 1000-4750(2010)12-0213-06

高速钝头弹侵彻中厚金属靶板的机理研究

*王晓强, 朱 锡

(海军工程大学船舶与动力学院, 武汉 430033)

摘 要: 根据侵彻过程中的不同受力状态, 将高速钝头弹对中厚金属靶板的侵彻过程划分为简单压缩阶段、压缩剪切阶段和绝热剪切阶段, 每个侵彻阶段都呈现出不同的吸能模式。基于三阶段侵彻机理, 建立了钝头弹侵彻中厚金属靶板的弹道极限和剩余速度计算模型; 利用侵彻模型计算了 3.3g 立方体和 9.7g 圆柱体侵彻 4mm、6mm 和 10mm 船用钢的剩余速度, 计算值与试验值有较好的吻合。三阶段侵彻模型考虑了试验中出现的发热、发光等现象的吸能, 并对金属靶板的抗弹能力和钝头弹的侵彻能力进行了预测, 可以降低试验成本, 具有一定的理论价值和工程应用价值。

关键词: 穿甲力学; 弹道冲击; 剩余速度; 解析模型; 钝头弹

中图分类号: O385 **文献标识码:** A

STUDY ON HIGH-VELOCITY BLUNT-NOSED PROJECTILES PENETRATING MODERATE THICKNESS METALLIC TARGETS

*WANG Xiao-qiang, ZHU Xi

(College of Naval Architecture and Power, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: According to different mechanical states during penetrating process, the process of high-velocity blunt-nosed projectile penetrating moderate thickness metal targets is divided into three phases. They are simple compress phase, compress & shear phase and adiabatic shear phase. Every penetrating phase presents different modes of energy absorption. Based on three phase penetrating mechanism, the analytical models of ballistic limit and residual velocity of blunt-nosed projectile penetrating moderate thickness metal targets are built. The residual velocities of 3.3g cubic and 9.7g cylindrical fragments penetrating 4mm, 6mm and 10mm ship's steel targets are calculated by the model. The calculated values accord with the experimental results. The models consider energy absorption of glowing phenomena during penetrating process and forecast metal target's anti-penetrating ability. The models can reduce experimental costs and have analytical and engineering values.

Key words: mechanics of perforation; ballistic impact; residual velocity; analytical model; blunt-nosed projectile

对于钝头弹的侵彻问题, 人们主要从靶板变形模式和建立计算模型这两个方面进行了大量的研究。靶板变形模式方面: Gupta 等^[1]通过弹道试验和 ABAQUS 模拟的研究发现, 钝头弹在靶板上剪切出了一个直径与弹体相当的柱形塞块; 潘建华

等^[2]将侵彻模式分为带有总体变形的延性剪切模式和局部化的绝热剪切冲塞模式; 刘文韬等^[3]指出, 在短暂的撞击过程中, 弹、靶碰撞的热量大大提高了环形区域的温度, 这是一个近似绝热剪切的过程; 朱学旺等^[4]认为, 当损伤发展到阈值时, 靶板

收稿日期: 2009-06-09; 修改日期: 2009-08-12

基金项目: “十一五”军队预研基金项目(40103050103)

作者简介: *王晓强(1981—), 男, 河南洛阳人, 博士生, 从事舰用装甲研究(E-mail: wxq11211@163.com);

朱 锡(1961—), 男, 江苏连云港人, 教授, 博士, 博导, 从事舰船抗冲击研究(E-mail: zhuxi816@163.com)。

进入高度局部化的剪切带变形阶段；计算模型的建立方面：张国伟^[5]结合应力波理论，分别建立了两阶段和三阶段的剪切冲塞模型；蒋志刚等^[6]提出了一种冲塞剪切耗能的简化模型；Chen等^[7]考虑横向剪切、弯曲和薄膜变形的影响，研究了钝头弹的侵彻问题；王儒策等^[8]将钝头弹的侵彻过程分为开坑阶段、侵彻阶段和冲塞阶段；Awerbuch和Bodner指出了钝头弹对中厚靶板侵彻的三阶段模型中的不同作用力，并得到了弹体侵彻过程的运动方程^[9]。

变形模式的研究都指出钝头弹侵彻靶板时出现了局部绝热剪切，但计算模型未考虑绝热剪切及其局部高温对侵彻力的影响，没有考虑高速弹体侵彻中放光、发热所消耗的能量；以往的研究主要针对侵彻速度在800m/s以下的弹体侵彻问题，分析、计算模型都无法满足速度高于800m/s的侵彻问题，因此，本文针对以往研究工作的不足，考虑绝热剪切带和局部温升对侵彻过程的影响，建立高速(侵彻速度高于800m/s)钝头弹侵彻中厚靶板的弹道极限和剩余速度的计算模型，并将理论预测与试验结果进行比较分析。

1 侵彻过程分析

通过大量的研究发现，在钝头弹侵彻金属靶板的过程中存在着变形模式和吸能机理明显不同的3个阶段^[8-9]，因此，将钝头弹侵彻靶板的冲塞穿透简化为如图1所示的过程。根据各阶段的变形情况和受力特征对各阶段进行命名：

1) 简单压缩阶段：从弹体接触靶板开始，弹体被减速，与其接触的靶材被加速，此时的弹与靶的接触速度最高，产生的压缩应力最大，远远超过了靶板的动态强度，靶板在碰撞的局部区域内发生破坏变形、弹体被镦粗(如图1(a))。在很短的时间内，靶板的变形以及弹、靶间的相互摩擦把弹体的一部分动能迅速转变成热量，且热量来不及散失到周围区域，被侵彻靶材被加热到炽热的程度，加上弹体的挤压作用，熔化的热的液态靶材将向抗力最小的方向飞溅排出，即进入面，这就形成了放光、发热现象。

2) 压缩剪切阶段：因速度的急剧变化，弹、靶都表现出很大的惯性效应，在惯性力和压缩力的共同作用下，弹体速度不断减小，而与弹体接触的靶板部分塞块的速度逐渐增大，与其相邻部分的速度较小，这就造成了塞块与周围靶材在侵彻方向有速度梯度的存在，进而产生剪切力，剪切力的出现使

弹、靶间的压力有所增加^[8]，此时的剪切只引起塑性变形，靶材没有发生相变(如图1(b))。为方便分析弹体和塞块的关系，可以把塞块看做是弹体的附加质量，将塞块和弹体称作组合弹体，组合弹体的质量称为有效质量，有效弹体随着侵彻的进行而不断增大，当有效质量在侵彻方向扩展至靶板背面时，塞块形成，假设此时塞块与弹体具有相同的运动速度，组合弹体仅受到剪切力的作用，本阶段结束。

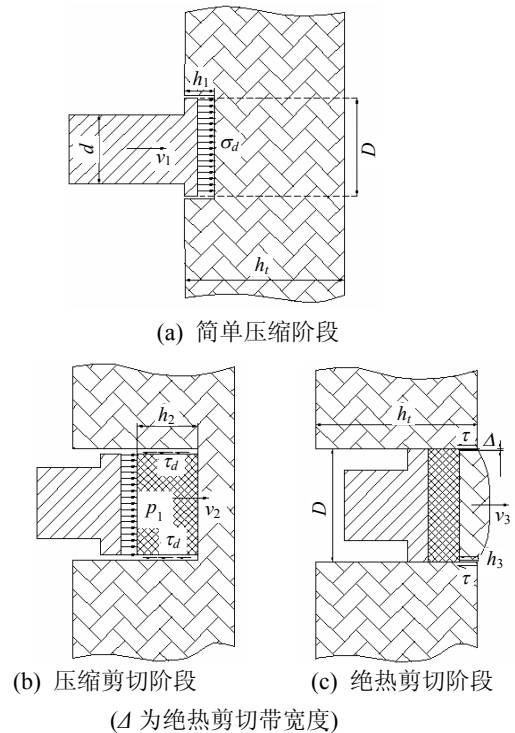


图1 钝头弹的冲塞侵彻示意图

Fig.1 Sketch of plugging penetrating of blunt-nosed projectiles

3) 绝热剪切阶段：组合弹体在剪切力的作用下继续对靶板进行侵彻，弹体与靶板的被剪切部分构成一个封闭区间，绝大部分的塑性功在瞬间转化为热量且来不及散失到周围区域，剪切区域内靶材的温度迅速升高。在该区域内，同时存在着应变率硬化效应、应变强化效应和由绝热升温导致的热软化效应，当剪切应变达到临界应变 γ_f 后，热软化占优，材料就会发生热粘塑性本构失稳，而产生绝热剪切(靶材发生相变)^[10]。绝热剪切是金属材料在高速冲击载荷作用下可能发生的一个重要现象，绝热剪切带产生后，剪切带内的剪切变形增大且不均匀，将产生应力集中，和周围材料变形不协调，它是材料的薄弱环节，材料的失效优先在剪切带内部产生，并最终沿此剪切带发生破坏(如图1(c))。由于整个变形过程是在很短的时间(微妙量级)内完成的，绝

大部分(一般认为在90%左右^[10])的塑性功转化为热能且来不及散失到周围区域,所以近似认为在高应变率下的变形过程为绝热剪切过程,这最终导致了剪切冲塞破坏。当绝热剪切带扩展至靶板背部时,认为冲塞块已从靶板上脱离,冲塞完成,侵彻结束。

2 计算模型的建立

2.1 简单压缩阶段

从大量的试验结果和数值模拟研究可以发现^[11],钝头弹在侵彻金属靶板时,其头部都会出现明显的镦粗现象,假设弹体的镦粗变形仅发生在简单压缩阶段。简单压缩阶段结束后,认为弹体不再发生变形,假设弹体的镦粗变形长度与侵入靶板的深度 h_1 相等。

弹、靶碰撞后弹体镦粗变形的有关参数可以根据动量守恒定理获得^[11]:

$$e = d^2 / D^2, \quad \rho_p v_i^2 / \sigma_d = e^2 / (1 - e)$$

其中: d 、 D 分别为弹体的原始直径和镦粗直径; σ_d 为弹体的动态屈服应力; v_i 为弹体的初始侵彻速度; ρ_p 、 ρ_t 分别为弹体和靶材的密度; c_p 、 c_t 分别为应力波在弹体和靶材中的传播速度。

假设简单压缩阶段,侵入靶板的深度 h_1 为靶板厚度 h_t 的 0.1 倍,根据假设可以知道,弹体变形部分的高度为 h_1 ,由于变形部分弹体始终处在动态屈服应力的状态下,则弹体镦粗变形所消耗的能量 W_d 为:

$$W_d = 0.25\pi D^2 \sigma_d h_1$$

弹体与靶板的碰撞时,假设靶板的变形以及弹靶间的相互摩擦把弹体的一部分动能迅速地转变成热能,热量来不及散失到周围区域,直接把被侵入部分的靶材熔化。靶板变形及弹靶相互摩擦耗能可以下面的式子进行计算:

$$W_m = cm_1 \Delta T = 0.25\pi c \rho_t D^2 h_1 (T_m - T_r)$$

其中: c 为靶材的比热容; m_1 为熔化掉的靶材质量; T_m 为靶材的熔化温度; T_r 为室温。

考虑到有 90% 的塑性功转化为靶板熔化所消耗的能量,则用于熔化靶材的塑性功为:

$$W_{m1} = cm_1 \Delta T / 0.9 = 0.28\pi c \rho_t D^2 h_1 (T_m - T_r)$$

由此可以得到,在弹体镦粗阶段弹、靶系统所消耗的能量为:

$$W_1 = W_d + W_{m1} \quad (1)$$

弹、靶系统所消耗的能量是弹体动能的损失,

在完成了弹体的镦粗阶段后,弹体的剩余速度为 v_1 :

$$0.5m_p v_1^2 = 0.5m_p v_i^2 - W_1 \quad (2)$$

结合式(1)、式(2),可以得到弹体镦粗后的速度 v_1 为:

$$v_1 = [(v_i^2 - 2W_1) / m_p]^{0.5} \quad (3)$$

2.2 简单压缩阶段

在经过第一个侵彻阶段后,弹体被镦粗,由于待冲塞靶材(与弹体直接接触的靶材)被压缩而造成了弹、靶间存在很大的压缩力,同时由于待冲塞靶材相对于整个靶板的运动而造成了剪切力的存在,即压缩剪切阶段作用在弹靶上的作用力包括:压缩力和剪切力。

在压缩力的作用下,弹体与待冲塞块将获得相同的速度 v_c ,根据动量守恒定律,弹体与塞块碰撞获得的共同速度可以根据下式得到:

$$v_c = m_p v_1 / (m_p + m_{pl}) \quad (4)$$

$$m_{pl} = 0.25\rho_t \pi D^2 (h_t - h_1)$$

实际上,上式是假定弹体、塞块进行自由碰撞而得到的动量关系,式中 m_p 、 m_{pl} 分别为弹体和塞块的质量,结合式(4),可以得到弹、靶系统在碰撞期间所消耗的能量:

$$W_c = 0.5m_p m_{pl} v_1^2 / (m_p + m_{pl}) \quad (5)$$

碰撞时,弹体和靶板中的压力需要满足两个条件^[10]: 1) 冲击界面上的物质必定是连续的,即在压缩区内速度相同; 2) 压力必须相等。根据这两个条件,可以得到弹、靶界面上的压应力 p_1 :

$$p_1 = z_t z_p v_1 / (z_t + z_p) = v_1 / \psi, \quad \psi = 1/z_t + 1/z_p, \\ z_t = \rho_t c_t, \quad z_p = \rho_p c_p \quad (6)$$

式中, z_p 、 z_t 分别为弹体和靶板材料的波阻抗。

将式(6)代入式(5),可以得到用弹、靶界面上的压应力表示的弹、靶碰撞时,弹体所损失的动能:

$$W_c = 0.5m_p m_{pl} p_1^2 \psi^2 / (m_p + m_{pl}) \quad (7)$$

由于塞块相对于整个靶板的运动导致了塞块与靶板接触部分出现了圆周剪切抗力 τ_d ,使弹、靶间的压力有所增加,因为在此期间,塞块的位移很小,实际的圆周剪切面积近似地等于初始剪切的最大面积^[8],所以剪切抗力引起的弹、靶间的正应力增量 p_2 为:

$$p_2 = \pi D h_2 \tau_d / (\pi D^2 / 4) = 4h_2 \tau_d / D \quad (8)$$

式中: τ_d 为靶板材料的动态剪切强度,通常取静态值的 2 倍—3 倍; h_2 为压缩剪切阶段的侵彻深度。

压缩剪切阶段是一个剪切应变不断增大和积累的过程,文献[2]经过对试验数据的比较和研究后认为,弹、靶接触初期就考虑剪切变形时,当弹体在靶板内的侵入深度约为靶板厚度的 0.8 倍时,剪切应变积累到了阈值,靶板就开始出现绝热剪切现象,考虑到简单压缩阶段没有剪切力的作用,即没有剪切应变的积累过程,因此可以认为,剪切应变的积累只发生在压缩剪切阶段,进而假设压缩剪切阶段的侵入深度为 $0.8h_t$ 。

结合式(6)和式(8),可以得到压缩剪切阶段作用在弹靶上的等效压应力为:

$$p = p_1 + p_2 = v_1 / \psi + 4h_2\tau_d / D \quad (9)$$

本文将剪切力对侵入的影响等效为压缩应力的附加值,将式(7)中的 p_1 用式(9)中的 p 替代,即可得到在考虑剪切力影响下的压缩剪切阶段的耗能:

$$W_2 = 0.5m_p m_{pl} (v_1 / \psi + 4h_2\tau_d / D)^2 \psi^2 / (m_p + m_{pl}) \quad (10)$$

在经过压缩剪切阶段后,弹体与塞块形成的组合弹体具有相同的速度 v_2 , 可以表示为:

$$v_2 = [(m_p v_1^2 - 2W_2) / (m_p + m_{pl})]^{0.5}$$

2.3 绝热剪切阶段

随着侵入的进行,剪切区域的温度逐渐升高,当剪切应变达到临界应变 γ_f 后,热软化占优,材料就会发生热粘塑性本构失稳而产生绝热剪切带。绝热剪切带(Adiabatic Shear Band, ASB)是一个剪切变形高度局域化的窄带形区域,宽度一般为 $100\mu\text{m}$ 量级,在 ASB 内可以产生 $10^1 - 10^2$ 量级的剪应变,应变率可高达 $10^5 \text{s}^{-1} - 10^7 \text{s}^{-1}$,温升可达 $10^2 \text{K} - 10^3 \text{K}$,绝热剪切是材料在冲击载荷作用下的一个重要现象^[12]。有关绝热剪切带的研究主要涉及到 3 个问题:绝热剪切带内的应力-应变关系、剪切带宽度和剪切深度等。

绝热剪切带是一个高温、高应变和高应变率的区域,它的本构关系应该包含应变及应变率硬化效应和温度升高引起的热软化效应等,有很多学者对这一关系进行了研究^[5,10]。由于弹体侵入的速度较高,可以近似的认为 ASB 内的应变率不变,则应变率引起的剪切应力强化效果不变,因此只需要考虑应变强化和热软化,设应力、应变和温度升高值的函数关系为:

$$\tau = (\tau_d + G_h \gamma)(1 - \alpha \Delta T)$$

其中: G_h 为应变强化系数,一般取 $0.2G$; γ 为剪切

应变; ΔT 为温度变化量; α 为热软化系数。

假设 ASB 内的剪切塑性功有 90% 转化为热能^[10],这些热量将 ASB 内的靶材从室温 T_r 升高到熔点 T_m , 计算绝热剪切带内的本构关系:

$$\tau = (\tau_d + G_h \gamma) \left(1 - \alpha \frac{0.9}{\rho_t c} \int_0^\gamma \tau d\gamma \right) = (\tau_d + G_h \gamma) e^{-\frac{0.45\alpha\gamma}{\rho_t c} (2\tau_d + G_h \gamma)}$$

发生绝热剪切的临界条件为 错误! 未找到引用源。

$d\tau/d\gamma=0$, 由此可以得到发生剪切时的最大应变为 γ_f :

$$\gamma_f = [(G_h \rho_t c / 0.9\alpha)^{0.5} - \tau_d] / G_h$$

简单压缩阶段和压缩剪切阶段,弹体侵入靶板的深度分别约为靶板厚度的 0.1 倍和 0.8 倍,则绝热剪切阶段弹体侵入靶板的厚度约为靶板厚度的 0.1 倍。

假设绝热剪切阶段的侵入深度为 h_3 , 则本阶段弹体所损失的动能分为靶材的剪切变形耗能 W_{as} 和 ASB 内的靶材温度升至熔点耗能 W_{m2} 两部分:

$$W_{as} = \int_0^{h_3} \pi D h_3 \tau dh = \pi D \gamma_f^2 \Delta^2 (\tau_d + G_h \gamma_f) e^{-\frac{0.45\alpha\gamma_f}{\rho_t c} (2\tau_d + G_h \gamma_f)}$$

$$W_{m2} = cm_2 \Delta T = c \rho_t \pi D h_3 \Delta (T_m - T_r)$$

因此,绝热剪切阶段组合弹丸的动能损耗可以表示为:

$$W_3 = W_{as} + W_{m2}$$

在经过绝热剪切阶段后,组合弹丸将以共同的速度 v_3 脱离靶板,也是弹体的剩余速度 v_r , 可以表示为:

$$v_r = v_3 = [v_2^2 - 2W_3 / (m_p + m_{pl})]^{0.5}$$

3 试验验证与讨论

上节给出了钝头弹侵入金属靶板的三阶段计算模型中的不同的耗能机理和耗能大小计算,综合上述的 3 个侵入阶段,可以得到弹体的剩余速度为:

$$v_r = \{[m_p v_i^2 - 2(W_1 + W_2 + W_3)] / (m_p + m_{pl})\}^{0.5}$$

假设组合弹丸的剩余速度为 0, 弹体的初始侵入速度 v_i 即为相应弹体和靶板的弹道极限 v_{bl} :

$$v_{bl} = [2(W_1 + W_2 + W_3) / m_p]^{0.5}$$

3.1 简单压缩阶段

为了验证本文提出的三阶段计算模型的实用

性和有效性,对有关厚度的均质钢靶板进行了弹道试验研究。

试验用弹体包括 3.3g 的立方体和 9.7g 的柱形破片,破片弹体的几何和材料参数如表 1 所示,弹体为 45 号钢。大量的文献研究表明^[13],45 号钢是一种应变率非常敏感的材料:在同一温度(25℃)时,准静态下的屈服应力为 420MPa 左右,而当应变率为 $4.5 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ 时,则升高到 900MPa 左右。文中弹体的初始冲击速度在 1000m/s 左右,材料的应变率达到 10^3 量级,结合有关试验数据,将 45 号钢的动态屈服应力 σ_d 取为 1064MPa。

表 1 试验用破片参数

Table 1 Parameters of fragments in experiment

类型	尺寸/mm	m_p/g	$\rho_p/(\text{kg/m}^3)$	$c_p/(\text{m/s})$	σ_d/MPa
立方体	7.5	3.3	7800	5127	1064
圆柱体	$d=11; L=13.5$	9.7			

试验靶板采用 4mm、6mm、10mm 的船用钢^[14],面内大小为 300mm×300mm,有关的材料参数如表 2 所示。实验结果表明^[15],船用钢是一种应变率敏感材料,静态时的强度极限为 645MPa,当应变率达到 $2.5 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ 时,升至 725MPa。在文中的试验条件下,靶材的应变率也在 10^3 的量级上,因此,取靶材的动态压缩强度为 725MPa。根据 Von-Mises 屈服准则,取 $\tau_y = \sigma_y / 3^{0.5}$,则靶材的动态剪切强度为 418.6MPa。

表 2 试验用靶板参数

Table 2 Parameters of targets in experiment

$\rho_t/(\text{kg/m}^3)$	$c_t/(\text{m/s})$	G/GPa	τ_d/MPa	α/K^{-1}	$c/(\text{J/kg/K})$	T_m/K
7800	5127	81	418.6	0.001	502.4	1673

3.2 计算结果的讨论

由于文中提出的钝头弹计算模型是按照圆柱形破片建立的,因此,在保证破片质量不变和弹、靶接触面积不变的前提下,并结合有关文献^[11],将边长为 a 的立方体破片等效成高为 a 、半径为 $a/\pi^{0.5}$ 的圆柱形破片。

根据本文提出的解析计算模型,并利用 3.1 节提出的材料参数对弹道试验的对象分别进行计算,得到了不同弹体类型侵彻不同厚度靶板后的剩余速度,并将计算值与试验值进行了对比,如表 3 所示。

从表 3 中可以看到,对于大部分数据,采用本文提出的计算模型得到的立方体、圆柱体侵彻钢板后的剩余速度与试验得到的剩余速度值吻合的较

好;只有试验 5、试验 15 呈现出较大的误差,这可能与试验结果、材料动态参数等的取值有关。

1) 从 3.3g 立方体侵彻 4mm 靶板的计算结果可以看到,随着初始速度的增加,剩余速度的相对误差也随之增大,这表明侵彻过程的速度效应逐渐明显;6mm 靶板的计算结果与试验结果有较好的吻合,只是在弹道极限(1027.0m/s—1048.6m/s)附近出现了较大的偏差,这与弹道极限附近的靶板呈现出较大的拉伸变形有关;10mm 靶板的弹体初始速度都在弹道极限(1496.0m/s—1570.0m/s)附近,模型的计算结果与试验值有较大的误差。

2) 从 9.7g 圆柱体侵彻 4mm 靶板的计算结果可以看到,本文提出的计算模型得到的剩余速度与试验结果吻合的较好,其主要原因是圆柱体的初始侵彻速度都远大于靶板的弹道极限,模型所假设的弹、靶系统的吸能机理与真实的侵彻机理差别不大;6mm 靶板的计算结果与试验结果有较好的预测;10mm 靶板的计算结果与试验结果有较好的吻合,只是在弹道极限(861.0m/s—1043.0m/s)附近出现了较大的偏差,这与弹道极限附近的靶板呈现出较大的拉伸变形有关。

文献^[7]以动态空穴膨胀理论为基础提出了一个刚性钝头弹撞击金属靶板的剪切冲塞模型,并根据模型得到了终点弹道极限和剩余速度,该计算模型的计算公式简单,便于应用,以中厚靶板的纯剪切速度场为基础,特将本文提出的计算模型与文献^[7]模型的计算结果进行对比,如表 3 所示。

从表 3 中可以看到,文献^[7]根据分析所得到的纯剪切冲塞模型与本文的试验结果有较大的偏差,其主要的原因是文献^[7]所假设的纯剪切冲塞模型在弹体初始速度较高时已经不再适用。对比本文模型和文献^[7]模型对剩余速度的计算结果,可以发现本文提出的关于剩余速度的计算模型较好的反映了试验结果,这表明本文所假设的侵彻过程比文献^[7]的假设更接近于真实的试验现象。

通过对立方体和圆柱体侵彻不同厚度靶板后的剩余速度的分析,可以发现,本文提出的计算模型在预测初始速度大于弹道极限时的剩余速度时的准确性较高,侵彻模型如实反映了弹体和靶板的变形模式;当初始速度在靶板的弹道极限附近时,本文提出的侵彻模型的预测结果会出现一定的误差,但仍能满足工程上的需要。

因此,本文提出的三阶段侵彻模型对初始速度

大于弹道极限的剩余速度的预测能将误差控制在7%以下,对于初始速度在弹道极限附近的剩余速度的预测将误差控制在12%以下。可以说,本文提出

的计算模型能够真实的反映钝头弹侵彻金属靶板的过程,能够用来预测钝头弹的剩余速度。

表3 理论计算结果与试验结果的比较

Table 3 Comparison of analytical and experimental results of residual velocity

试验编号	靶板厚度 h_i /mm	弹体类型	初始速度 v_i /(m/s)	剩余速度 v_r /(m/s)			相对误差/(%)	
				试验值	计算值		本文模型	文献[7]模型
					本文模型	文献[7]模型		
1	4.0	立方体	1066.0	449.5	450.99	300.50	0.33	43.12
2	4.0	立方体	1083.0	452.3	469.26	643.31	3.75	44.88
3	4.0	立方体	1253.3	603.8	634.44	655.30	5.08	28.18
4	6.0	立方体	1027.0	未穿透	未穿透	773.94	—	—
5	6.0	立方体	1048.6	177.0	未穿透	437.41	—	155.92
6	6.0	立方体	1252.3	325.7	364.57	452.99	11.94	81.90
7	10.0	立方体	1496.0	未穿透	未穿透	592.45	—	—
8	10.0	立方体	1570.0	16.3	未穿透	350.63	—	2390.14
9	4.0	圆柱体	1092.0	724.0	716.49	405.89	-1.04	-8.61
10	4.0	圆柱体	1339.0	931.0	939.95	661.64	0.96	-10.54
11	6.0	圆柱体	550.0	未穿透	未穿透	832.86	—	—
12	6.0	圆柱体	1049.0	582.0	509.11	262.02	-12.52	14.47
13	6.0	圆柱体	1468.0	925.0	887.03	666.23	-4.11	4.80
14	10.0	圆柱体	861.0	未穿透	未穿透	969.43	—	—
15	10.0	圆柱体	1043.0	98.5	未穿透	263.21	—	331.52
16	10.0	圆柱体	1119.0	199.0	204.53	425.05	2.78	142.81
17	10.0	圆柱体	1338.0	543.0	477.11	483.20	-12.14	17.41
18	10.0	圆柱体	1383.0	559.0	519.43	637.53	-7.08	19.44

4 结论

本文通过对高速钝头弹对中厚金属靶板侵彻过程的分析,提出了简单压缩阶段、压缩剪切阶段和绝热剪切阶段,并在此基础上建立了三阶段解析计算模型,得到的主要结论有:

(1) 三阶段高速钝头弹的侵彻模型综合用力学和热力学的有关理论对穿甲现象进行了分析、研究,考虑了试验中出现的发热、发光等现象的吸能;穿甲现象应包含有金属靶板的熔化过程,穿甲原理应包含力学和热力学,穿甲的完整理论应是机械破坏(力学的)与热熔解(热力学的)相结合的理论。

(2) 三阶段侵彻模型对金属靶板的抗弹能力和高速钝头弹的侵彻能够进行合理的预测,可以降低试验成本,具有一定的理论价值和工程应用价值。

参考文献:

[1] Gupta N K, Iqbal M A, Sekhon G S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behavior of aluminum plates [J]. International Journal of Solids and Structures, 2007, 44(10): 3411—3439.

[2] 潘建华, 文鹤鸣. 平头弹丸撞击下延性金属靶板的破坏模式[J]. 高压物理学报, 2007, 21(2): 157—164.

Pan Jianhua, Wen Heming. Failure modes of ductile metal plates under normal impact by flat-ended projectiles [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2007, 21(2): 157—164. (in Chinese)

[3] 刘文韬, 张数道, 李恩征. 金属材料侵彻的理论分析和数值模拟研究[R]. 中国国防科学技术报告, GF-A-0061577G, 2004.

Liu Wentao, Zhang Shudao, Li Enzheng. Theoretical analysis and numerical simulation of penetration problem of metallic material [R]. Defence Scientific and Technical Reports of China, GF-A-0061577G, 2004. (in Chinese)

[4] 朱学旺, 黄寅生, 李永池. 贯穿有限厚金属靶板的一种模型[J]. 弹道学报, 2001, 13(2): 1—6.

Zhu Xuewang, Huang Yinsheng, Li Yongchi. A model for penetration of limited-thickness targets [J]. Journal of Ballistics, 2001, 13(2): 1—6. (in Chinese)

[5] 张国伟. 爆炸作用原理[M]. 北京: 国防工业出版社, 2006.

Zhang Guowei. Action principle of explosion [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2006. (in Chinese)

(参考文献[6]—[15]转第223页)

- 227—230. (in Chinese)
- [8] Tan Meilan, Gan Lifei. Equilibrium equations for nonlinear buckling analysis of drill-strings in 3D curved well-bores [J]. *Science in China, Series E: Technological Sciences*, 2009, 52(3): 590—595.
- [9] Wang X W, Wang Y L, Zhou Y. Application of a new differential quadrature element method to free vibrational analysis of beams and frame structures [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2004, 269(3-5): 1133—1141.
- [10] 张广清, 陈勉, 路永明. 斜直井段旋转钻柱稳定性试验研究[J]. *石油钻采工艺*, 2001, 23(1): 23—25.
- Zhang Guangqing, Chen Mian, Lu Yongming. Test study on drilling stem stability of rotary drilling in the stant hole [J]. *Oil Drilling Technology*, 2001, 23(1): 23—25. (in Chinese)

(上接第 218 页)

- [6] 蒋志刚, 曾首义, 周建平. 金属薄靶板冲塞破坏最小穿透能量分析[J]. *工程力学*, 2004, 21(5): 203—208.
- Jiang Zhigang, Zeng Shouyi, Zhou Jianping. Analysis of critical impact energy for plugging failure of thin metallic plates [J]. *Engineering Mechanics*, 2004, 21(5): 203—208. (in Chinese)
- [7] 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.
- [8] 王儒策, 赵国志. 弹丸终点效应[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1993.
- Wang Ruce, Zhao Guozhi. Terminal effect of projectiles [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1993. (in Chinese)
- [9] 马晓青, 韩峰. 高速碰撞动力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1998.
- Ma Xiaqing, Han Feng. Dynamics of high velocity impact [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1998. (in Chinese)
- [10] Marc André Meyers. Dynamic behavior of materials [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2004.
- [11] 张晓晴, 杨桂通, 黄小清. 柱形平头弹体墩粗变形的理论分析[J]. *华南理工大学学报(自然科学版)*, 2005, 33(1): 32—36.
- Zhang Xiaoqing, Yang Guitong, Huang Xiaoqing. Theoretical analysis of the mushrooming deformation of flattened cylindrical projectile [J]. *Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition)*, 2005, 33(1): 32—36. (in Chinese)
- [12] 杨扬, 程信林. 绝热剪切的研究现状及发展趋势[J]. *中国有色金属学报*, 2002, 12(3): 401—408.
- Yang Yang, Cheng Xinlin. Current status and trends in researches on adiabatic shearing [J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2002, 12(3): 401—408. (in Chinese)
- [13] 胡昌明, 贺红亮, 胡时胜. 45 号钢的动态力学性能研究[J]. *爆炸与冲击*, 2003, 23(2): 188—192.
- Hu Changming, He Hongliang, Hu Shisheng. A study on dynamic mechanical behaviors of 45 steel [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2003, 23(2): 188—192. (in Chinese)
- [14] 梅志远, 朱锡, 张立军. 高速破片穿透船用钢靶剩余特性研究[J]. *工程力学*, 2005, 22(4): 235—240.
- Mei Zhiyuan, Zhu Xi, Zhang Lijun. The residual characteristic of high-velocity fragments after perforation of ship hull [J]. *Engineering Mechanics*, 2005, 22(4): 235—240. (in Chinese)
- [15] 姜凤春, 刘瑞堂, 张晓欣. 船用 945 钢的动态力学性能研究[J]. *兵工学报*, 2000, 21(3): 257—260.
- Jing Fengchun, Liu Ruitang, Zhang Xiaoxin. A study on the dynamic mechanical behaviors of ship-building steel 945 [J]. *Acta Armamentarii*, 2000, 21(3): 257—260. (in Chinese)