

文章编号: 1001-1455(2008)03-0252-09

大长细比结构弹体侵彻 2024-O 铝靶的 弹塑性动力响应*

皮爱国, 黄风雷

(北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081)

摘要: 为研究大长细比结构弹体在撞击典型硬目标早期的结构动力学响应, 利用 $\varnothing 57$ 轻气炮进行了直径1.4 cm、量纲一壁厚0.1和0.15、长细比8和12、头部系数3和4.5的卵形空心弹体对2024-O铝靶的侵彻实验研究, 利用高速摄影系统记录了弹体撞靶过程, 观察到大长细比弹体垂直撞击硬目标过程中的局部墩粗、塑性屈曲2种结构破坏模式, 以及斜侵彻过程中的整体塑性弯曲、弯曲与墩粗耦合、弯曲与屈曲耦合3种结构破坏模式和实时动力学响应过程。基于对指数硬化材料的空腔膨胀理论建立了弹体垂直侵彻模型, 给出了在轴向及横向载荷交互作用下计算刚塑性自由梁危险截面屈服函数的控制方程, 计算值与实验结果吻合较好。

关键词: 爆炸力学; 结构破坏模式; 侵彻; 动能弹; 空腔膨胀理论; 刚塑性梁

中图分类号: O385; TJ413

国标学科代码: 130·35

文献标志码: A

1 引言

侵彻研究可分为侧重于进攻和侧重于防护两大范畴, 前者主要关心弹体的侵彻(贯穿)能力和弹体的抗高过载设计, 后者则主要关心靶体的抗侵彻(贯穿)能力。而这一类的工作主要考察靶板的局部响应即最终侵深, 将弹体视作刚体而忽略在侵彻过程中的结构响应, 且实验弹体多为实心^[1-4]。

增加弹体长径比是一种提高动能弹侵彻能力的有效手段。大长细比动能弹在侵彻过程中可能存在两类稳定性问题: 一是弹道稳定性, 即侵彻过程中弹道偏转失稳; 二是弹体结构稳定性, 即撞击初期和侵彻过程中弹体结构可能面临的动态屈曲、弯曲破坏。两者均与侵彻速度、方向(倾角、攻角)、弹靶体材料和弹体结构相关。

本文中以大长细比结构侵彻弹体为研究对象, 进行了长杆空心卵形30CrMnSiNi2A弹在150~250 m/s范围侵彻2024-O铝靶的实验研究。给出了垂直侵彻的侵深实验结果、斜侵彻的弹体变形结果和侵彻过程的弹体着靶分幅高速摄影照片, 观察到大长细比弹体垂直侵彻硬目标过程中的局部墩粗、塑性屈曲2种破坏模式及斜侵彻过程中的整体塑性弯曲及弯曲与墩粗耦合、弯曲与屈曲耦合等3种破坏模式和实时动力学响应过程。结合空腔膨胀理论建立了垂直侵彻模型, 靶体侵彻阻力规律能较好地反映弹体减速过程和预估侵彻终点效应。给出了在轴向及横向载荷交互作用下计算刚塑性自由梁危险截面屈服函数的控制方程, 可以求解梁内任意截面的轴力、剪力及弯矩规律, 计算截面屈服函数值。

2 实验条件

实验在 $\varnothing 57$ 轻气炮上进行。实验弹体与弹托经轻气炮发射进入靶室, 触发测速探针, 弹托分离装置脱壳后弹体撞击靶板。测速探针信号触发高速摄像机记录弹体着靶姿态及撞靶过程, 记录幅频为 $2 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$ 。经光路分析的高速摄像机记录结果可判读弹体着靶速度, 获得大长细比弹体动态弯曲的实时信息。

* 收稿日期: 2006-12-31; 修回日期: 2007-05-22

作者简介: 皮爱国(1977—), 男, 博士。

2.1 靶板材料力学性质

靶板材料选用 2024-O 铝,出于实验所需载荷的需要,将材料作完全退火处理。退火后的靶板材料进行了准静态拉伸实验。由于 2024-O 铝属于一种典型的无明显屈服极限的塑性材料,本文中取 0.2% 塑性应变的应力作为屈服指标,其弹性模量 $E=67.2$ GPa,屈服强度 $Y=\sigma_p=134.4$ MPa;在塑性变形段,材料的应力-应变关系符合指数硬化特征。结合实验数据,可得该材料静态本构关系为

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & \sigma \leq Y \\ Y(E\varepsilon/Y)^n & \sigma > Y \end{cases} \quad (1)$$

靶板材料真实应力-应变实验曲线及指数硬化拟合曲线如图 1(a)所示。

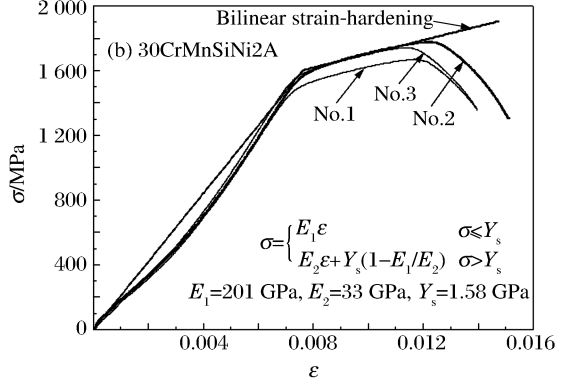
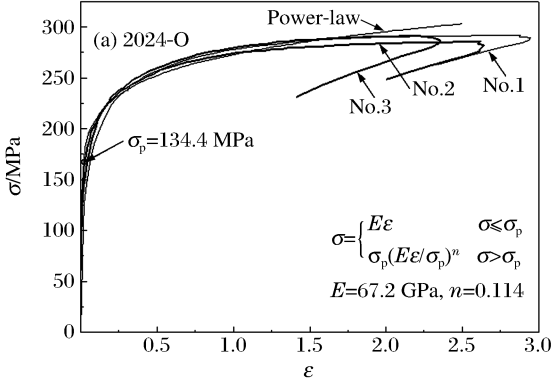


图 1 2024-O 铝靶和 30CrMnSiNi2A 材料真实应力-应变实验及拟合曲线

Fig.1 Experimental and fitted stress-strain curves of the 2024-O aluminum target and the 30CrMnSiNi2A

2.2 弹体材料力学性质

实验弹体材料为 30CrMnSiNi2A,进行准静态拉伸实验后,材料呈双线性应变硬化规律,如图 1(b) 所示。

2.3 实验弹靶结构

实验设计了直径 $D_0=14$ mm、量纲一壁厚 $\lambda_t=h_p/D_0=0.1,0.15$ 、长细比 $\lambda_l=l/D_0=8,12$ 、头部系数 $CRH=3.0,4.5$ 几种卵形空心弹体,如表 1 所示。靶板直径 140 mm,靶厚 $h_t=8.0\sim 11.0$ cm,靶板倾角 $\beta=0^\circ,10^\circ,15^\circ$ 。实验空心弹体结构示意图及 6 种实验弹体的外形如图 2 所示。

表 1 实验弹体结构情况

Table 1 Characteristics of the experimental projectiles

实验编号	D_0 /mm	CRH	λ_t	λ_l
No. 1	14	3.0	0.15	12
No. 2	14	3.0	0.15	8
No. 3	14	3.0	0.10	12
No. 4	14	3.0	0.10	8
No. 5	14	4.5	0.15	12
No. 6	14	4.5	0.10	12

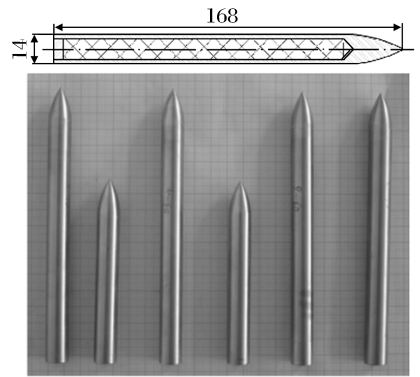


图 2 空心弹体结构示意图及 6 种实验弹体外观
Fig.2 Scheme of the structure and the aspects of the experimental projectiles

3 实验结果与分析

3.1 着靶姿态

图 3 为 No. 03-8 实验弹体着靶情况及不同时刻的弹体实时变形过程,利用 CCD 高速摄像机以 2×10^4 s⁻¹ 的幅频拍摄,所得图像帧间距为 50 μs。共 19 发实验的高速摄像表明,实验系统工作性能稳

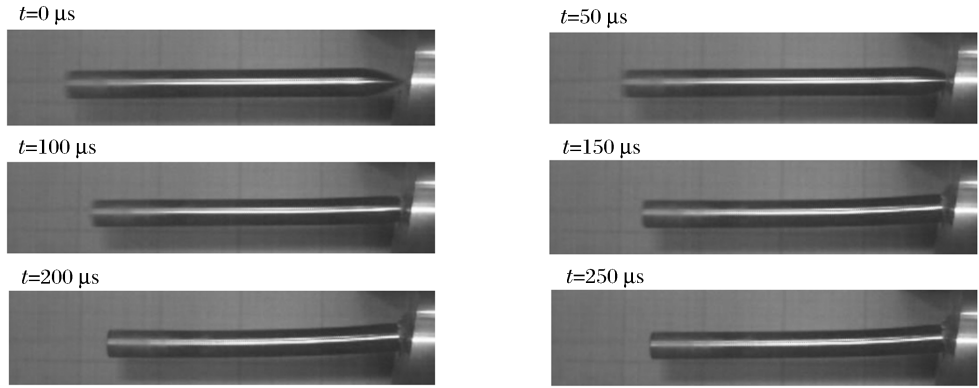


图3 高速摄像仪记录的 No. 03-8 实验着靶及弹体变形过程

Fig. 3 High-speed photographs of deformation of the projectile during its penetration

定,弹托分离装置对脱壳后弹体运动无影响,弹体着靶姿态控制较好。

为精确测量和分析,对实验后的靶板进行了线切割加工,在侵彻孔洞的中心线处沿靶板的法平面方向将靶板切开,所得典型结果如图4所示。观察并测量其剖面,具有如下特征:(1)弹体在不同倾角靶板中形成的侵彻孔洞剖面具有很好的对称性,说明实验弹靶作用过程较理想,弹体在水平面内无倾角或攻角;(2)在本文的侵彻条件范围内,侵彻孔洞几何尺寸与相应侵彻体头部几何尺寸一致,说明侵彻过程的弹体侵入部分符合刚性弹体假设;(3)对 0° 靶板的侵彻弹道无偏转,在本文的低着速范围内,随着靶板倾角增加,侵彻弹道偏转角增大, 15° 斜面靶板的弹道偏转角明显大于 10° 斜面靶板;(4)随靶板倾角增加,侵彻孔洞表面靶板材料的破坏特征加大,靶板材料的隆起部分增高且撕裂长度增长,这将消耗更多的塑性功,从而降低侵彻终点效应。

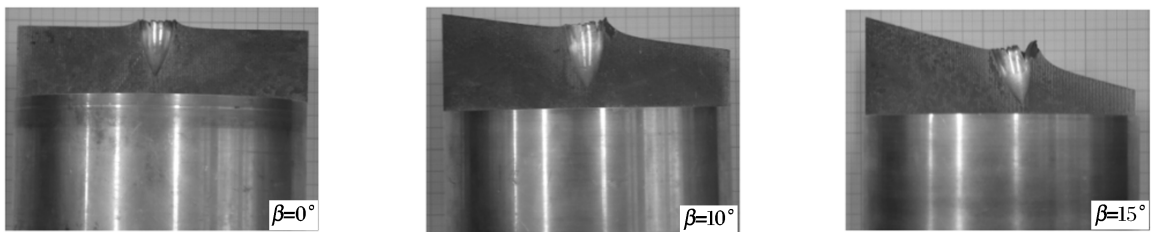


图4 对3种靶板侵彻的弹道剖面图

Fig. 4 Section planes of the ballistic trajectories in the three different targets

3.2 垂直侵彻实验结果

表2为对 0° 靶板的垂直侵彻实验工况及侵深实验结果,表中 m_p 为弹体质量, v_s 为着速, z_n 为侵深。

表2 对2024-O靶板的垂直侵彻实验结果

Table 2 Normal penetration data of 2024-O aluminum targets

实验编号	CRH	m_p/g	$v_s/(m/s)$	h_i/cm	z_n/cm
01-1	3.0	121.2	213.0	8.0	2.58
01-4	3.0	120.1	176.4	8.0	2.27
01-9	3.0	120.8	181.7	8.0	2.39
02-1	3.0	81.4	206.2	8.0	2.36
03-11	3.0	104.4	161.6	8.0	1.95
03-13	3.0	104.2	228.5	8.0	弹体屈曲、嵌入
04-1	3.0	70.7	220.1	8.0	2.12
05-1	4.5	121.4	181.5	8.0	2.52
06-1	4.5	104.6	145.2	8.0	2.03

实验结果显示,不同结构弹体在一定着速范围内,卵形弹头的尖头部分仅有少量变形($<1\text{mm}$),弹体头部无可见质量侵蚀,而在弹头约 $50\%\sim 70\%$ 范围内形成了一层熔融状态的铝膜,说明在侵彻过程中弹头表面与靶板材料的摩擦力不可忽略,在弹靶阻力理论模型中应加入相应的靶板材料摩擦阻力项。M. J. Forrestal 等^[4]进行的实心 4340 钢弹对 6061-T651 铝靶的垂直侵彻实验结果也观察到,侵彻体在介质中形成的坑道大小接近侵彻体直径,并且在坑道表面有一层厚度 $5\sim 15\ \mu\text{m}$ 的膜经历了微结构的变化。由高速摄像机记录结果可观察到,弹体侵彻结束后从侵彻孔弹出,回弹速度约 $6\sim 9\ \text{m/s}$ 。

相同弹靶作用条件下,在一定着速范围内,弹体弧柱交界危险截面应力不超过材料屈服限,回收弹体无整体塑性变形;随着着速增加,因撞击产生的碰撞应力使弹体危险截面进入塑性状态,弹体变形具有泰勒撞击特征,将产生一定范围的弹体径向墩粗,如图 5(a)所示。随着着速进一步增加,弹体危险截面将出现薄壳柱体的塑性屈曲行为,仅在局部产生塑性屈曲环,如图 5(b)所示;由高速摄像机记录结果可观察到,该塑性屈曲的壳体离面运动速度很高,迅速消耗大量塑性功,使侵彻终点效应降低,并阻止了弹体如泰勒撞击式的墩粗响应发展。图 5(c)给出了 2 种变形模式的实测弹体直径变化。墩粗变形模式的弹体径向扩张相对较小,且范围分布较宽,其中 No. 01-1 弹体的墩粗范围距离弹头位置为 $x/l=0.132\sim 0.482$,其中最大墩粗部位位于 $x/l=0.167\sim 0.190$ 处的小范围平台,直径为 $1.055D_0$,即径向有 5.5% 的扩张。No. 03-11 弹体的墩粗范围距离弹头位置为 $x/l=0.17\sim 0.31$,其中最大墩粗部位位于 $x/l=0.21$ 处,直径为 $1.034D_0$,即径向有 3.4% 的扩张。屈曲变形模式的弹体仅在局部截面产生塑性屈曲变形, No. 04-1 弹体屈曲半波数 $n=2$,其正弦波范围 $x/l=0.138\sim 0.280$,正弦波振幅即屈曲最大离面位移为 $0.121D_0$; No. 03-13 弹体的屈曲最大离面位移甚至达到 $0.237D_0$ 。

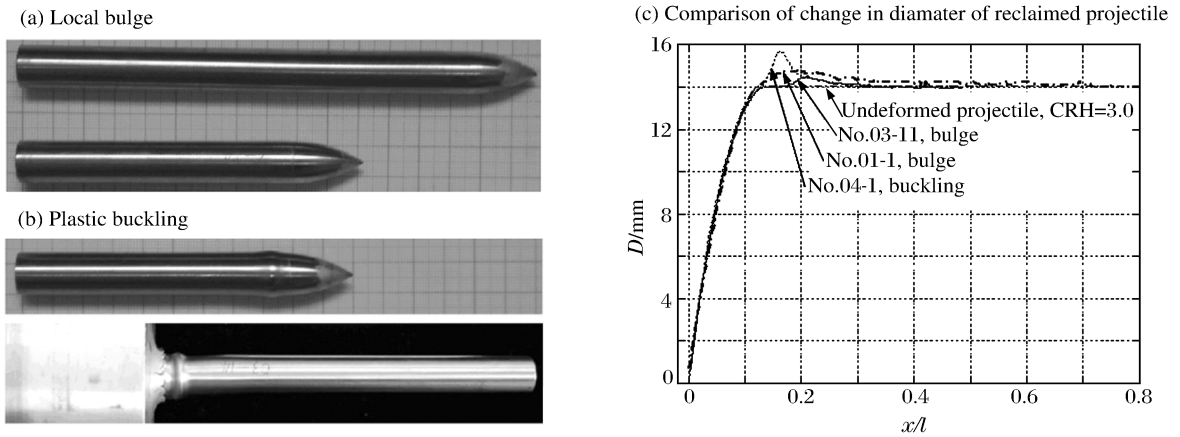


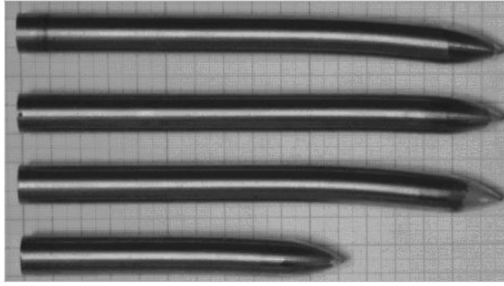
图 5 大长细比弹体垂直撞击典型硬目标的 2 种典型动力学响应模式

Fig. 5 Two dynamic response modes of the slender projectiles normally penetrating into hard targets

3.3 斜侵彻实验结果

对 0° 靶板的垂直侵彻实验主要目的是为研究靶板的阻力形式提供基准数据。斜侵彻实验中,发射不同结构弹体侵彻 10° 和 15° 斜面靶板,得到了不同撞击情况下结构弹体的 3 种典型弹体动力学响应模式。在一定侵彻状态下的斜侵彻过程早期,弹体由于卵形头部上下表面作用载荷不对称和斜侵彻的自由面效应受到横向载荷,此横向载荷导致弹体的侵彻弹道发生偏转,并在弹体横截面上产生弯曲应力,由于撞击载荷的轴向分量所致的弹体截面应力已接近塑性屈服限,横向弯曲应力将在危险截面超过截面有效塑性极限弯矩,从而在该截面产生轴压与弯矩的耦合塑性铰并向尾部自由端移行,使得一定范围的弹体产生塑性弯曲变形,直至塑性铰停止移行。弹体的变形模式具有自由梁受斜撞击的响应特征,回收弹体的变形为一定范围的截面塑性弯曲;在弹靶结构相同的条件下,随着撞击速度的增加,轴向撞击应力超过截面塑性屈服限,弹体将产生一定范围的径向墩粗和截面塑性弯曲,如图 6(a)所示。若着速超过结构的塑性动态屈曲速度限,弹体将产生数道塑性屈曲环,具有薄壁壳体轴向塑性屈曲的特征,同时,移行塑性铰在其作用范围内使弹体产生塑性弯曲,如图 6(b)所示。

(a) Global bending, global bending coupled with bulge



(b) Global bending coupled with buckling

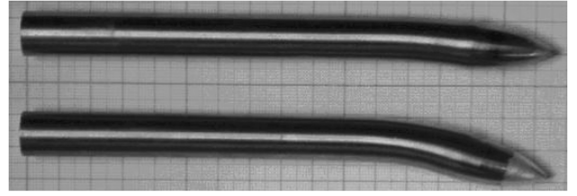


图 6 大长细比弹体斜撞击典型硬目标的 3 种典型动力学响应模式

Fig. 6 Three dynamic response modes of the slender projectiles obliquely penetrating into hard targets

为表征斜侵彻终点效应,对斜侵彻弹道剖面定义侵彻结果参数如图 7 所示。将回收弹体轮廓线数值化处理后得到其曲率 k 的变化如图 8 所示,由曲率值及其变化规律可判断弹体弯曲范围、截面最大相对转角 α 等结果。由图 8 可知,斜侵彻中弹体的弯曲范围从弧柱交界面至 $x/l \approx 0.35 \sim 0.45$ 。

按图 8 定义的参数所得实验结果如表 3 所示。

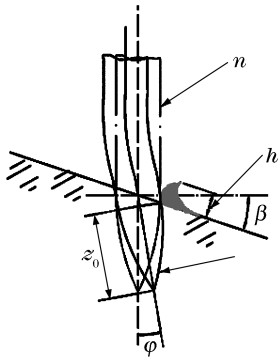


图 7 斜侵彻结果参数定义示意图

Fig. 7 Definition of the parameters on oblique penetration

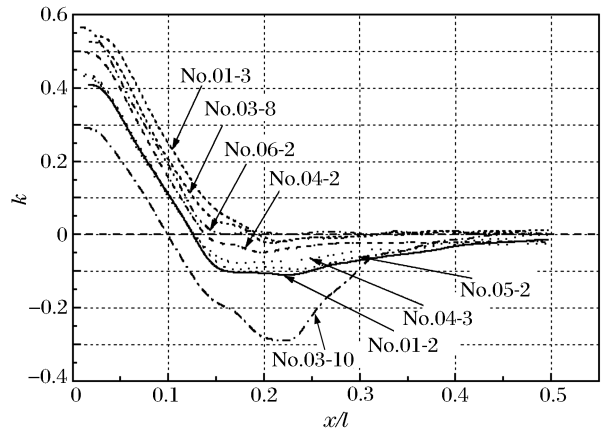


图 8 斜侵彻弹体形变轮廓曲线斜率变化图

Fig. 8 Profile slopes of the projectiles on oblique penetration

表 3 对 2024-O 靶板的斜侵彻实验结果

Table 3 Oblique penetration data of 2024-O aluminum targets

实验编号	CRH	m_p/g	$v_s/(m/s)$	$\beta/(\circ)$	z_0/cm	h/cm	$\varphi/(\circ)$	x/l	$\alpha/(\circ)$
01-2	3.0	118.4	173.6	15	2.24	1.29	7.4	0.42	2.9
01-3	3.0	119.2	180.7	10	2.32	0.70	2.7	0.44	1.4
03-8	3.0	104.2	138.8	10	1.76	0.88	2.5	0.36	1.8
03-10	3.0	102.1	183.5	15	2.28	0.68	5.6	0.43	16.7
04-2	3.0	73.0	169.8	10	1.91	0.77	2.9	0.39	2.0
04-3	3.0	72.2	169.3	15	1.91	0.92	5.8	0.40	2.3
05-2	4.5	120.6	187.4	15	2.39	1.30	6.8	0.44	5.1
06-2	4.5	106.3	15.8	10	0.32	0.03	0	弹体无可见塑性变形	

与 No. 03-13 实验相比,虽然弹体结构相同,但 No. 03-10 实验的撞击速度低得多,在较大的侧向载荷和侧向扰动下,实验得到了更高的屈曲模态,说明侧向扰动将使结构屈曲模态放大;实验后弹体塑性弯曲程度较大,反映了壳体特征部位进入屈曲类屈服后,该处截面更容易在横向弯矩作用下产生较大的截面转动。从有限的实验结果初步判断,薄壁大长细比弹壳体具有多阶屈曲模态,伴随撞击速度的增加,将发生模态的跃迁转换,即由单波的屈曲模态向多波的屈曲模态转换,弹体壳体在此类响应模式下,

显然已经丧失了侵彻能力,侵彻速度的提高将更多地用于弹体结构塑性屈曲模态进一步增长所需的能量消耗,这是高速大长细比硬目标侵彻弹体最危险的响应模式。

4 基于空腔膨胀理论的预估及弹体载荷分析

空腔膨胀理论在预测刚性弹侵彻规律上取得了较大成功。M. J. Forrestal 等^[4]的研究表明,实心 4340 钢弹对 6061-T651 铝靶侵彻速度小于 1.4 km/s 时,可以忽略弹体变形,空腔膨胀理论可以给出与实验结果吻合较好的侵深解。根据实验结果,假设在本文的研究速度范围内侵入靶体部分的弹体为刚体,基于空腔膨胀理论进行分析。

4.1 基于空腔膨胀理论的正侵彻规律

卵形弹头对靶板垂直侵彻的示意图如图 9 所示, S 为卵形头部的曲率半径。假设侵彻过程中 t 时刻弹头尖部与靶面相距 z , 相对头部曲率中心夹角为 ϕ , 卵形头部长为 l_h 。当 $z \geq l_h$ 时, $\phi = \pi/2$; 当 $z < l_h$ 时, 定义

$$\phi = \arccos(\cos \phi_0 - z/S) \tag{2}$$

式中: $\phi_0 = \arcsin(1 - 1/(2\psi))$, $\psi = S/D_0$ 。

根据 M. J. Forrestal 等^[4]的讨论, 假定切向摩擦力 σ_t 与径向应力 σ_n 成正比

$$\sigma_t = \mu \sigma_n \tag{3}$$

本文中假定摩擦 μ 因数为定值。

弹头在 t 时刻所受的阻力

$$F_z = \int_{\phi_0}^{\phi} \sigma_n (\cos \theta + \mu \sin \theta) 2\pi S^2 (\sin \theta - \sin \phi_0) d\theta \tag{4}$$

M. J. Forrestal 等^[5]研究了对应变指数强化材料侵彻的空腔膨胀理论, 给出了弹靶作用空腔表面压力 σ_n 具有如下形式

$$\sigma_n/Y_t = A + B\rho_t v_n^2/Y_t \tag{5}$$

式中: Y_t 为靶板屈服强度, ρ_t 为靶板密度, v_n 为垂直于作用点的法向速度。采用不可压应变硬化材料模型时, 该理论可以给出 A 、 B 的显式表达式^[5]

$$A = \frac{2}{3} \left[1 + \left(\frac{2E_t}{3Y_t} \right)^n I_s \right], \quad B = 1.5 \tag{6}$$

式中: E_t 为靶板的弹性模量, $I_s = \int_0^{1 - \frac{3Y_t}{2E_t}} \frac{(-\ln x)^n}{1-x} dx$ 。

采用可压应变硬化材料模型时, 必须用数值解求解, 按(5)式的形式拟合得到。弹体侵彻深度大于卵形头部长后, (4)式的积分上限为常量。求得弹体阻力后, 按牛顿运动定律可求解侵彻规律

$$m_p \frac{dv_z}{dt} = m_p v_z \frac{dv_z}{dz} = m_p v_z \frac{dv_z}{d\phi} \frac{d\phi}{dz} = -F_z, \quad \frac{dv_z}{d\phi} = -F_z(v_z, \phi) \frac{S \sin \phi}{m_p v_z} \tag{7}$$

对于侵彻速度较低的工况, 采用不可压应变硬化材料模型对侵彻实验进行计算。因侵彻过程中弹体阻力随头部侵入范围和侵彻速度变化, (4)式的积分限和积分项随之变化, 必须进行数值解。

图 10~12 给出了 No. 01-1 实验条件下的侵彻效应理论预估。图 10 所示为考虑不同摩擦因数下的弹体刚体减加速度曲线, 摩擦因数不同对弹体过载峰值影响较大, 不考虑摩擦力的弹体过载峰值仅为 $\mu = 0.2$ 时的 57%。图 11 所示为不同摩擦因数下的侵深-时间曲线, 由最终侵深的比较可知, 摩擦因数 $\mu = 0.02$ 时, 理论模型与实验值有较好的一致性。图 12 给出了不同摩擦因数下侵彻速度-时间曲线。

图 13 为基于该侵彻模型的 6 种实验结构弹体垂直侵彻着速-侵深曲线, 实验数据点与理论曲线的误差小于 7%。No. 01-1 实验的侵深偏低, 是由于侵彻弹体的塑性墩粗较大, 消耗了较多弹体动能。

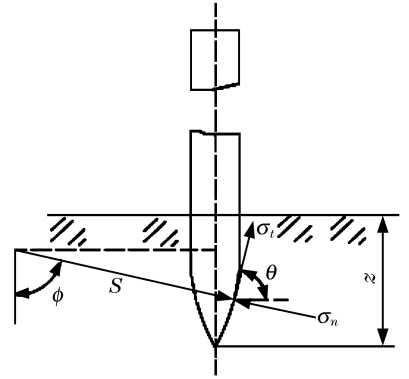


图 9 卵形弹头垂直侵彻载荷分析示意图
Fig. 9 Scheme of load for normal penetration

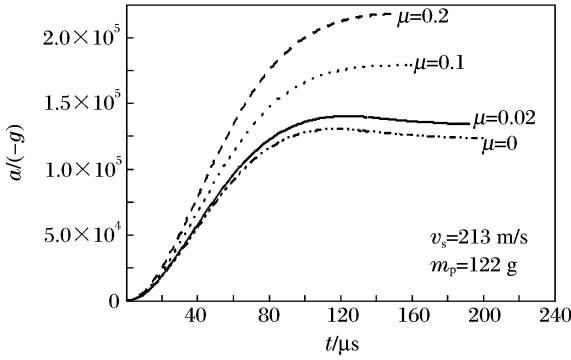


图 10 不同摩擦因数下减加速度-时间曲线
Fig. 10 Deceleration curves with different friction factors

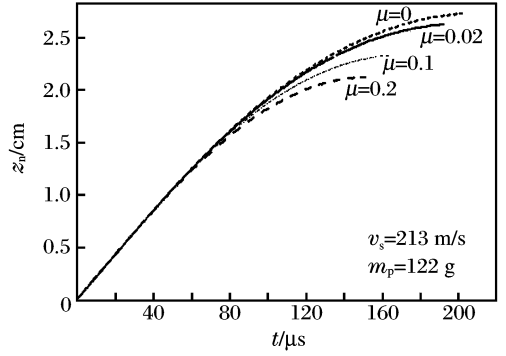


图 11 不同摩擦因数下侵深-时间曲线
Fig. 11 Penetration depth curves with different friction factors

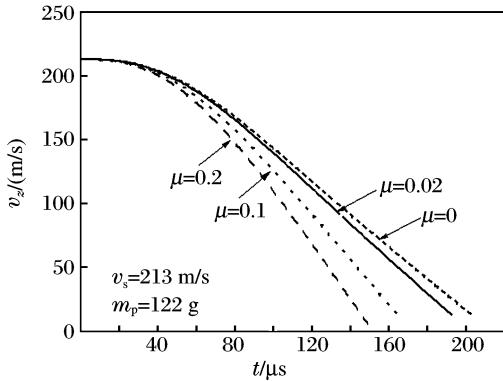


图 12 不同摩擦因数下侵彻速度-时间曲线
Fig. 12 Penetration velocity curves with different friction factors

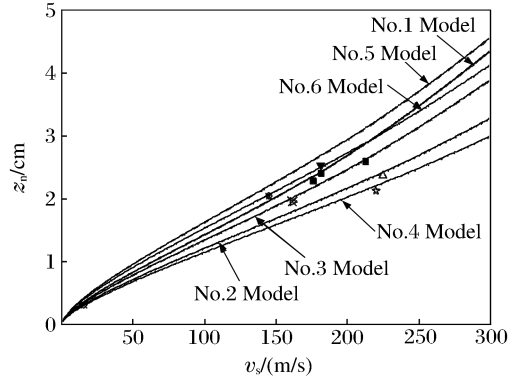


图 13 对 2024-O 靶板的侵深-着速曲线
Fig. 13 Penetration depth vs. striking velocity curves for 2024-O targets

4.2 基于惯性载荷作用的弹体强度及刚度设计要求

在垂直侵彻条件下,对于等壁厚设计的弹体结构,其危险截面位于承受最大惯性载荷的弧柱交界面处。设弹体壁厚为 h_t ,材料容许应力为 σ_{cr} ,忽略弹体开坑阶段的速度损失,不计材料强度的应变率强化效应,忽略装填物对抗拉/压强度的贡献,惯性载荷中不计弹头部分质量,这是偏安全的考虑。由(4)式可得满足正撞击压缩强度要求的弹体量纲-壳体壁厚条件为^[6]

$$h_t/D_0 \geq [1/(4\pi D_0^2)][N^*(AY_t + B\rho_t v_s^2)/\sigma_{cr}] \tag{8}$$

式中: N^* 为与头部形状相关的系数, $N^* = \int_{\phi_0}^{\pi/2} (\cos\theta + \mu\sin\theta)2\pi S^2(\sin\theta - \sin\phi_0)d\theta$ 。

如图 14(a)所示,在斜侵彻条件下,由于弹体头部承受的不对称载荷产生横向载荷 F_{\perp} ,参考陈小伟等^[6]给出的刚性弹丸斜侵彻混凝土靶板时的平均侧向作用力形式

$$F_{\perp} = (F_z \sin\beta)/2 \tag{9}$$

式中: F_z 具有(4)式的形式,计算空腔表面应力 σ_n 时,忽略侵彻早期弹道小偏转,假设 $v_n = v_s \cos\beta \cos\theta$ 。

在横向载荷下的自由梁响应模式如图 14(b)所示,此时梁截面因承受较大的轴向载荷,其截面抗弯能力已经非常有限。假设弹体材料为率无关理想刚塑性材料,截面塑性极限弯矩 M_p 为常数,将弹体弧柱交界面后的结构简化为等截面薄壁圆筒,且不考虑剪力对截面屈服的影响。这对弹体截面设计而言是偏安全的考虑。采用理想弹塑性材料在弹性范围内承受轴力 N_A 和弯矩载荷 M 共同作用梁截面的屈服函数及屈服条件为^[7]

$$\Psi_e = |N_A|/N_Y + |M|/M_Y - 1 < 0 \tag{10}$$

式中: N_Y 、 M_Y 分别为截面的分离的屈服极限。在危险截面出现塑性铰之前,基于小变形假定,可建立弹

体的刚体动力学运动方程组^[8]

$$\begin{cases} P = \rho A l (\ddot{u} - \frac{l}{2} \ddot{\theta}) \\ P \frac{l}{2} = \frac{\rho A l^3}{12} \ddot{\theta} \\ Q(x) = P - \rho A x (\ddot{u} - \frac{x}{2} \ddot{\theta}) \\ M(x) = P x - \frac{\rho A \ddot{u}}{2} x^2 + \frac{\rho A \ddot{\theta}}{6} x^3 \end{cases} \quad (11)$$

式中： A 为截面积， P 为施加于梁左端的阶跃载荷， Q 为截面剪力。

联立(4)、(9)、(10)、(11)式可求解大长细比弹体斜侵彻硬目标时的危险截面屈服函数，判断截面应力是否在安全容许应力范围内，从而得到弹体在相应战术指标下的截面强度、刚度设计要求。求解过程需要进行数值解。针对 No. 03-8 实验条件，按上述原理求解侵彻过程中两个典型时刻的弹体结构响应如图 15 所示。

计算结果表明，弹体着靶后 50 μ s，所有截面屈服函数均小于 0，即弹体无塑性变形；着靶后 100 μ s，尽管分离的量纲一轴力和弯矩值均小于 1，但两者交互作用导致部分截面屈服函数大于 0，即弹体已发生塑性弯曲。首先发生屈服的位置为 $x/l \approx 0.3$ 处。计算结果与图 4 所示的高速摄像机记录结果吻合。

5 结论

(1) 实验结果表明，大长细比结构弹体对典型硬目标靶板的侵彻过程中存在 5 种动力学响应模式：垂直侵彻时的局部墩粗、塑性屈曲，斜侵彻时的整体塑性弯曲及弯曲与墩粗耦合、弯曲与屈曲耦合，不同破坏模式与弹体结构、弹靶作用条件相关。大长细比结构弹体的危险截面在承受较大轴向惯性压力载荷后，对由非正侵彻导致的横向载荷极为敏感。(2) 薄壁侵彻弹体的屈曲萌生、发展及屈曲的模式与横向扰动非常相关。在单独的轴向强动载荷作用下，薄壁壳体的屈曲可能与初缺陷相关，实验观察到的后屈曲为相应部位的初缺陷运动放大结果；在轴向载荷与横向载荷交互作用下，薄壁壳体的屈曲不仅与初缺陷相关，横向弯曲所造成的弹体截面加、卸载将更容易使特征截面产生屈曲，随弯矩发展的横向位移也更容易使后屈曲特征放大。横向扰动可导致结构屈曲模式的跃迁。(3) 基于对线性硬化材料的空腔膨胀理论模型可较好预估刚性弹体对 2024-O 靶板的侵彻规律，能较好地反映弹体减速过程和预估侵彻终点效应，说明基于空腔膨胀理论的阻力模型能用于弹体结构响应规律研究。(4) 结合空腔膨胀理论给出的载荷分析，基于对刚塑性自由梁的斜碰撞理论，一方面可以给出一定结构弹体撞击典型硬目标的着速、着角要求，另一方面可以给出在约束条件下的弹体结构设计要求。

感谢北京理工大学段卓平、池军智、马沁巍和 624 厂孟凡星对实验工作的帮助。

参考文献：

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

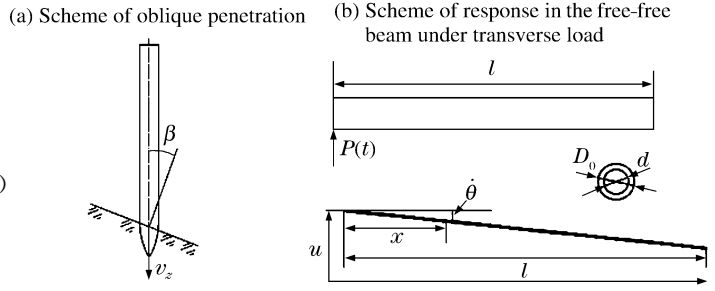


图 14 塑性铰出现之前的自由梁刚体响应
Fig. 14 Rigid body response before plastic hinge formed in the free-free beam

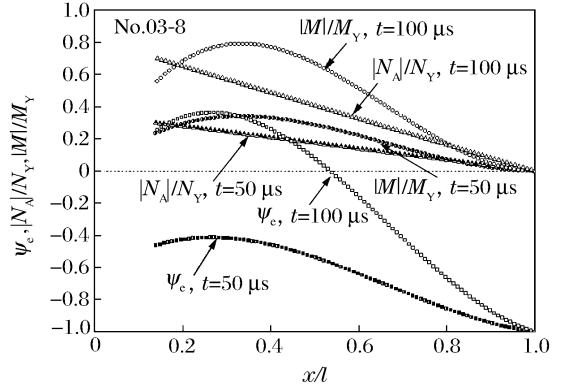


图 15 两个典型时刻的截面屈服函数分布
Fig. 15 Distribution of normalized yield function values

- [2] Forrestal M J, Piekutowski A J. Penetration experiments with 6061-T6511 aluminum targets and spherical-nose steel projectiles at striking velocities between 0.5 and 3.0 km/s[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000,24(1):57-67.
- [3] Warren T L, Poormon K L. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets by ogive-nosed VAR 4340 steel projectiles at oblique angles: Experiments and simulations[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001,25(10):993-1022.
- [4] Forrestal M J, Okajima K, Luk V K. Penetration of 6061-T6511 aluminum targets with rigid long rods[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1988,55(7):755-760.
- [5] Forrestal M J, Brar N S, Luk V K. Penetration of strain-hardening targets with rigid spherical-nose rods[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1991,58(01):7-10.
- [6] 陈小伟. 动能深侵彻弹的力学设计(I):侵彻/穿甲理论和弹体壁厚分析[J]. *爆炸与冲击*, 2005,25(6):499-505. CHEN Xiao-wei. Mechanic designs of EPW(I): The penetration/perforation theory and the analysis on the cartridge of projectile[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005,25(6):499-505.
- [7] 余同希,章亮炽. 塑性弯曲理论及其应用[M]. 北京:科学出版社,1992.
- [8] Yu T X, Yang J L, Reid S R. Dynamic behavior of elastic-plastic free-free beams subjected to impulsive loading [J]. *International Journal of Solids Structures*, 1996,33(8):2659-2680.

Elastic-plastic dynamic response of slender projectiles penetrating into 2024-O aluminum targets

PI Ai-guo^{*}, HUANG Feng-lei

(*State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China*)

Abstract: A series of normal and oblique penetration experiments were performed to explore the dynamic response of slender projectiles penetrating into typically hard targets. In the experiments, the parameters of the ogive-nose steel projectiles are as follows: the diameter is 14 mm; the lengths are 168, 112 mm; the dimensionless wall thicknesses of the cartridges are 0.1, 0.15; the head factors are 3.0, 4.5. The projectiles were made from 30CrMnSiNi2A and were launched by a light gas gun with 57 mm diameter impact velocities of 100~250 m/s. The processes of impact and projectile deformation were photographed at up to $2 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$ using a photron fastcam. The recorded information indicates the following five different structural failure modes for a slender hollow projectile penetrating a typically hard target: (1) local bulges near the dangerous sections on normal impact; (2) plastic buckling on the especial sections without local bulges on normal impact; (3) plastic bending along the deformed region on oblique impact; (4) local plastic bulges coupled and local plastic buckling coupled with generally plastic bending on oblique impact. The penetration modes were established based on the cavity expansion theory. And the control equations were given, which can be used to calculate the yield function in a rigid-perfect plastic free-free beam section subjected to dynamic lateral loading and axial loading. The calculated results are in good agreement with the experiment.

Key words: mechanics of explosion; structural failure mode; penetration; EPW; cavity expansion theory; rigid-plastic beam

* Corresponding author: PI Ai-guo

E-mail address: aiguo_pi@bit.edu.cn

Telephone: 86-10-68461702