

文章编号: 1001-1455(2009)03-0281-08

# PELE 垂直侵彻薄靶的机理分析\*

朱建生<sup>1,2</sup>, 赵国志<sup>1</sup>, 杜忠华<sup>1</sup>, 王贤治<sup>1</sup>

(1. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094;

2. 解放军炮兵学院炮兵指挥系, 安徽 合肥 230031)

**摘要:** PELE(横向效应增强型侵彻体)撞击靶板能够产生明显的横向效应, 横向效应的强弱受多种因素的影响。通过改变 PELE 的外壳材料、弹芯材料及着靶速度, 对 PELE 垂直侵彻薄靶进行了实验研究。基于实验结果, 对 PELE 侵彻靶板的过程进行了受力分析, 阐明了横向效应产生的机理, 建立了破片轴向剩余速度和径向速度的理论模型, 模型计算结果与实验结果吻合较好。理论分析和实验结果表明, 外壳材料的压拉强度比、弹芯材料的泊松比和弹性模量以及着靶速度等对 PELE 横向效应影响显著。本研究对 PELE 的设计和改进行有一定的参考价值。

**关键词:** 爆炸力学; 横向效应; 侵彻; PELE; 轴向剩余速度; 径向速度

**中图分类号:** O383; TJ410.1

**国标学科代码:** 130 · 35

**文献标志码:** A

## 1 引言

PELE 是一种新型侵彻体, 主要由外壳和弹芯 2 部分组成。外壳通常由钢或钨等重金属制成, 在攻击钢板时可发挥良好的侵彻性能; 弹芯则由侵彻性能相对较弱的塑料或铝等惰性材料制成。当 PELE 击中目标后, 外壳侵彻靶板, 惰性弹芯前行缓慢, 被挤压在弹坑和外壳之间, 弹芯中不断升高的压力使周围的外壳膨胀, 同时对外壳产生径向作用力, 如图 1(a)所示。当侵彻体穿透靶板后, 弹芯材料径向力释放, 外壳沿径向分解成大量破片, 如图 1(b)所示。可见, PELE 不仅具有较强的穿甲能力, 而且具有很强的横向毁伤性能<sup>[1-2]</sup>。

PELE 概念可以应用于各种不同口径的侵彻体。小口径方面主要用于防空反导、反地面和海面轻型装甲; 中、大口径方面主要用于城市作战中穿墙凿洞等领域, 破坏混凝土工事、砖墙等目标。本文中在实验研究的基础上, 对小口径 PELE 作用金属薄靶的物理过程和横向效应的形成机理进行分析, 以能量守恒的观点建立 PELE 垂直侵彻金属薄靶轴向剩余速度和破片径向速度的理论模型, 给出影响 PELE 横向效应的关键因素。

## 2 实验

PELE 的外壳主要有 2 个作用: 凭借其良好的侵彻性能穿甲; 穿透靶板后破碎, 提供具有一定数量、质量和速度的破片。弹芯的作用主要是将轴向力转化为径向力, 提供迫使外壳径向膨胀、靶后破碎及沿径向飞散的能量。而着靶速度是 PELE 穿甲、靶后破碎及径向飞散的能量来源。由此可以判断, 外壳材料、弹芯材料及着靶速度是影响 PELE 作用效果的重要因素。下面通过实验的方法, 研究这 3 种因素对 PELE 作用效果的影响<sup>[3]</sup>。

### 2.1 实验方法

采用 12.7 mm 弹道枪, 枪口距离靶板 50 m, 采用天幕靶测速。采用长径比为 4 的全口径 PELE 弹丸, 如图 2 所示, 由 2 类不同组分的钨合金分别装填 5 类惰性材料组成; 采用分装式药筒, 通过改变发射装药量调整着速, 使弹丸以不同速度垂直撞击靶板。采用 2 mm 厚的均质装甲钢板作前置主靶板, 1 mm 厚的铝板作后效靶, 记录破片的数量和散布情况, 主靶板与后效靶之间的距离为 600 mm。实验布置如图 3 所示。

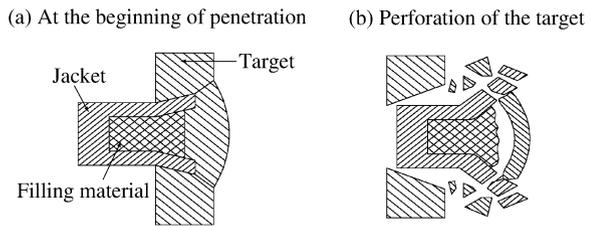


图 1 PELE 作用原理示意图

Fig. 1 Sketch map of functional principle of PELE

\* 收稿日期: 2007-12-13; 修回日期: 2008-04-28

作者简介: 朱建生(1979—), 男, 博士研究生, 讲师。

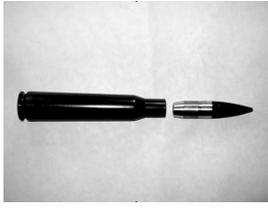


图2 实验用弹照片

Fig. 2 Photo of projectile used in the test

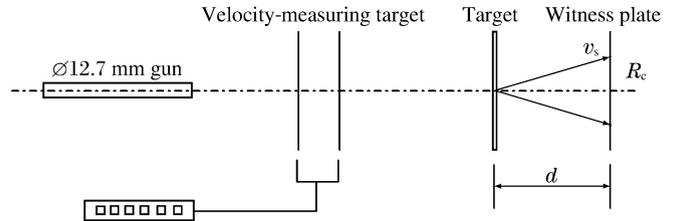


图3 实验布置示意图

Fig. 3 Sketch of experimental equipments

## 2.2 改变外壳材料

为了分析外壳材料对 PELE 作用效果的影响,选用 2 种不同组分的钨合金 W-I 和 W-II 作外壳材料。弹丸以  $(800 \pm 30)$  m/s 的着速垂直撞击靶板,实验结果如表 1 所示。表中  $m_d$  为发射药量,  $v_0$  为着速,  $n$  为破片数目,  $R$  为破片在后效靶上的散布半径。由表 1 可以看出,在装填不同材料弹芯时,采用 W-I 作外壳时的靶后破碎情况明显优于采用 W-II 时的情况。W-I 和 W-II 的抗压强度接近,不同之处在于 W-I 的压拉强度比 W-II 低得多。可见,外壳材料的压拉强度比对 PELE 横向效应影响较大。

## 2.3 改变弹芯材料

为分析弹芯材料对 PELE 作用效果的影响,分别选用 PE、PA610、PA1010、FRP、Al 这 5 种材料作弹芯,外壳材料均采用破碎性能较好的 W-I 型钨合金(如表 1 所示)。PELE 弹丸以  $(775 \pm 40)$  m/s 的着速垂直撞击靶板,实验结果如表 2 所示。由表 2 可见,弹芯材料不同,PELE 靶后横向效应差别很大,其中 PELE 装填前 4 种材料时破片后效明显好于第 5 种。分析后发现,与第 5 种材料相比,前 4 种弹芯材料的泊松比明显偏大而弹性模量偏小,因此初步推测弹芯材料的泊松比和弹性模量对 PELE 横向效应影响较大。

## 2.4 改变着靶速度

为考察 PELE 在不同着靶速度时的作用效果,在弹靶系统一定的条件下,通过调整发射药量改变弹丸的着速,开展了此类侵彻体垂直撞击金属薄靶后破片效应的实验研究。实验结果如图 4 所示。

其中,弹芯材料为 PA610 时 PELE 以不同着速撞击靶板,穿透靶板后破片在后效靶上的散布情况如图 5 所示。从图 4、5 可以看出,当着速范围为  $400 \sim 900$  m/s 时,破片数量和破片散布半径均随着速的提高呈增大趋势,即在该速度范围内,着靶速度提高,PELE 靶后横向效应增强。

表 1 外壳材料对横向效应的影响

Table 1 Influence of jacket on the lateral effect of PELE

No.	外壳	弹芯	$m_d/g$	$v_0/(m/s)$	$n$	$R/mm$
101	W-II	PE	16.0	824	7	30
102	W-I	PE	15.0	783	29	70
103	W-II	PA1010	15.5	816	2	10
104	W-I	PA1010	15.5	809	47	100
105	W-II	PA610	15.5	805	3	15
106	W-I	PA610	15.5	809	45	105
107	W-II	FRP	15.5	803	8	20
108	W-I	FRP	15.5	797	36	120
109	W-II	Al	15.5	808	4	10
110	W-I	Al	15.5	798	29	45

表 2 弹芯材料对横向效应的影响

Table 2 Influence of filling material on the lateral effect of PELE

No.	外壳	弹芯	$m_d/g$	$v_0/(m/s)$	$n$	$R/mm$
201	W-I	PE	14.0	742	52	75
202	W-I	PE	15.0	783	29	70
203	W-I	PA1010	15.0	775	56	80
204	W-I	PA1010	15.5	809	47	100
205	W-I	PA610	15.5	811	65	95
206	W-I	PA610	15.5	809	45	105
207	W-I	FRP	15.5	811	51	120
208	W-I	FRP	15.5	797	36	120
209	W-I	Al	15.5	798	29	45

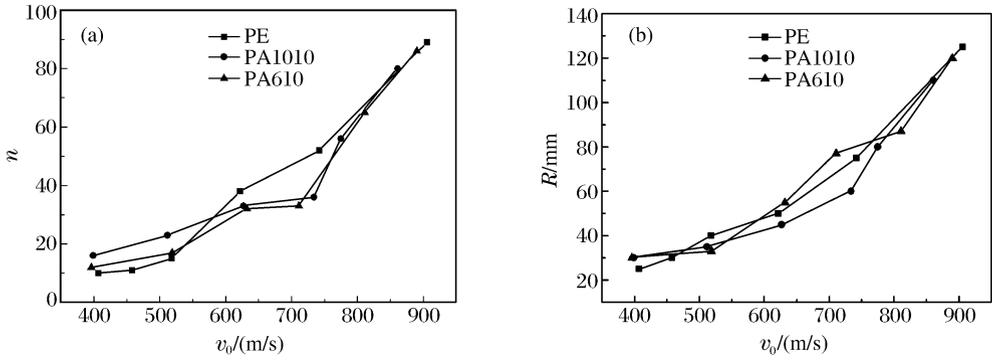


图4 破片数量和散布情况随着速变化曲线

Fig. 4 Debris number and radius of scattered circle for debris of PELE with different impact velocities

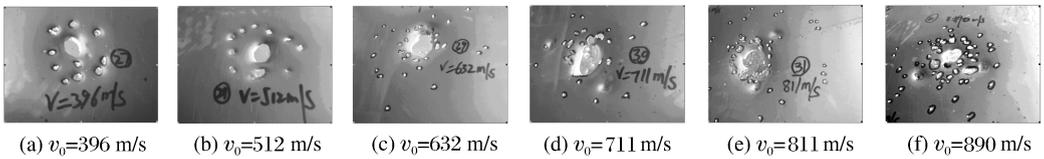


图5 不同着速时后效靶破片散布情况

Fig. 5 Pictures of debris dispersion on the witness plate for PELE with different impact velocities

### 3 分析模型

由以上实验可以发现,PELE 的外壳材料、弹芯材料和着靶速度对靶后破片效应影响显著,为进一步确定影响 PELE 横向效应的关键因素,弄清横向效应的形成机理,对小口径 PELE 垂直侵彻金属薄靶进行了理论分析。

根据 G. Paulus<sup>[4]</sup> 的观点,PELE 侵彻靶板可以分为 3 个阶段。

第 1 阶段为 PELE 开始撞击靶板的瞬间。此时 PELE 可以看作一般的动能侵彻体,主要影响因素是 PELE 的动能,靶板的厚度影响甚微。撞击产生的应力波从撞击面开始分别向靶板背面和弹尾方向传开。在该阶段,受撞击影响的区域仅局限于弹靶直接接触区,弹靶的大部分区域为无应力区。

第 2 阶段为稳定侵彻阶段。由于靶厚较弹长相对较小(PELE 主要适用于薄靶侵彻,靶板相对厚度(靶厚/弹径)通常为 0.5~1.0,而实验和数值模拟表明 PELE 的最佳长径比约为 5,所以靶厚与弹长比约为 0.1~0.2),故撞击产生的应力波先到达靶板背面,在靶板背面反射为稀疏波,向弹靶撞击面传播,该稀疏波传至弹靶界面时,靶板应力突然卸载到近似为 0。由于弹芯侵彻能力较弱,随着外壳侵彻的深入,弹芯被挤压在外壳与靶板之间,压力越来越大,在该压力作用下外壳受挤压径向膨胀;塞块一经形成,则压力不再增加,PELE 与塞块以相同的速度前进,直至将塞块推离靶板。

第 3 阶段,PELE 穿透靶板,靶板约束力卸载,弹芯材料径向应力释放,迫使外壳失效破碎,形成具有一定径向速度的破片。

可见,在整个侵彻过程中,第 2 阶段对横向效应的形成起主要作用。下面主要对第 2 阶段进行分析讨论。

#### 3.1 基本假设

独特的结构使 PELE 在撞击靶板过程中,弹体的受力及应力波在弹体中的传播非常复杂。由于弹芯不仅受到轴向压力,还受到外壳径向束缚力,使它在撞击靶板过程中的受力和变形不同于常规动能长杆体;而外壳则类似于弹性波导管,弹性波在其中传播时受到径向内、外 2 个界面的影响,发生色散现象;此外,应力波在外壳的尾部以及弹芯的尾部还会产生反射,从而带来反射波与反射波、反射波与弹靶界面之间的作用。这些因素使得弹靶之间的相互作用异常复杂。为了简化 PELE 垂直侵彻薄靶问题,做如下假设:

(1) PELE 对薄靶的侵彻过程可作为一维准定常运动考虑,即在运动过程中各物理量随时间变化比较缓慢,在某一时刻前后,运动的物理图像基本相同。

(2) 靶板材料具有线性硬化本构关系,外壳为理想弹塑性材料,弹芯为理想弹性材料;忽略 3 种材料在侵彻过程中的体积变化。

(3) 忽略外壳材料在侵彻靶板过程中的侵蚀,即外壳质量不变。由于靶板较薄且多为合金钢,而外壳通常采用钨或钢等重金属材料制成,两者强度相差不多,所以该假设成立。

(4) 由于变形能与总能量相比较小,所以忽略外壳材料变形和破碎时的能量消耗。根据前面的假设,弹芯为均匀的理想弹性材料,而弹性变形是可逆的,物体在变形过程中所贮存的能量在卸载过程中将全部释放出来,所以穿透靶板后弹芯中由泊松效应引起的那部分弹性能将全部转化外壳破碎所产生破片的径向飞散动能。

由于 PELE 与靶板作用的过程非常复杂,为便于分析,将作用过程分为轴向作用和径向作用来考虑。轴向作用以弹丸整体为对象分析其受力,研究弹丸的轴向剩余速度和弹道极限;径向作用以弹芯的受力及在其作用下外壳变形为对象,研究破片的产生和径向飞散速度。

### 3.2 受力分析

设 PELE 以一定的速度  $v_0$  垂直撞击金属薄靶,PELE 外壳密度为  $\rho_j$ ,外径为  $D_0$ ,内径为  $D$ ,长度为  $L_0$ ;弹芯密度为  $\rho_t$ ,弹性模量为  $E$ ,泊松比为  $\mu$ ,长度为  $l_0$ ;靶板密度为  $\rho_t$ ,厚度为  $h_t$ 。弹丸在轴向上主要受到 2 个力的作用:撞击靶板产生的接触压应力和挤凿剪切引起的压应力。由于材料性能不同,将弹芯与外壳的受力分开讨论。

#### 3.2.1 接触应力

由假设,外壳采用理想弹塑性材料,弹芯采用理想弹性材料,故可认为 PELE 撞击靶板产生的应力波在弹芯和外壳中分别以弹性波速  $c_{0f}$  和  $c_{0j}$  传播;在靶内以平面膨胀波速  $c_{Ht}$  传播<sup>[5-6]</sup>。

设弹芯撞击靶板产生的接触压应力为  $\sigma_{cf}$ 、外壳撞击靶板产生的接触压应力为  $\sigma_{cj}$ 。弹丸撞击靶板后,从撞击界面处分别向弹芯、外壳和靶板中传播应力波。设弹芯因碰撞应力  $\sigma_{cf}$  作用而引起的背向靶板运动的速度为  $v_{1f}$ ,靶面由于  $\sigma_{cf}$  作用顺着撞击方向运动的速度为  $v_{2f}$ ,根据碰撞时的动量守恒关系,可求得

$$\sigma_{cf} = v_0 \frac{\rho_t c_{0f} \rho_t c_{Ht}}{\rho_t c_{0f} + \rho_t c_{Ht}}, \quad v_{2f} = v_0 \frac{\rho_t c_{0f}}{\rho_t c_{0f} + \rho_t c_{Ht}} \quad (1)$$

同理可得外壳与靶板之间的接触应力  $\sigma_{cj}$  以及外壳与靶板接触表面的运动速度  $v_{2j}$  为

$$\sigma_{cj} = v_0 \frac{\rho_j c_{0j} \rho_t c_{Ht}}{\rho_j c_{0j} + \rho_t c_{Ht}}, \quad v_{2j} = v_0 \frac{\rho_j c_{0j}}{\rho_j c_{0j} + \rho_t c_{Ht}} \quad (2)$$

式(1)、(2)表明了碰撞速度与撞击应力的关系。从式中可以看出,撞击应力与靶板厚度无关,仅与碰撞速度有关。

#### 3.2.2 挤凿剪应力

由于小口径 PELE 通常用于对付薄装甲,因此忽略外壳在穿靶过程中的变形,把塞块近似看作阶梯圆柱状。除上述接触应力外,在接触面上还有 2 个与挤凿剪应力平衡的压应力,即弹芯对靶板的压应力  $\sigma_{qf}$  和外壳对靶板的压应力  $\sigma_{qj}$ ,如图 6 所示。

设在直径为  $D_0$  的靶块柱形截面上,有剪应力  $\sigma_{xr}$  作用。它的强度在  $x^* = x$  处是屈服剪应力,在背面处 ( $x^* = h_t$ ) 为 0。设剪应力大小沿靶板厚度方向直线变化(见图 6(b)),于是在压应力  $\sigma_{qf}$ 、 $\sigma_{qj}$  和挤凿剪应力  $\sigma_{xr}$  平衡时,有

$$\frac{\pi D^2 \sigma_{qf}}{4} + \frac{\pi (D_0^2 - D^2) \sigma_{qj}}{4} = \pi D_0 \int_x^{h_t} \sigma_{xr} dx = \pi D_0 \sigma_{Yt}^D (h_t - x) / 2 \quad (3)$$

式中: $\sigma_{Yt}^D$  为动态屈服应力。根据假定,挤凿剪应力  $\sigma_{xr}$  沿靶板厚度方向呈线性分布,弹体对靶板的剪切冲塞过程可以看作由无数个静态瞬间组成,每个静态瞬间可以认为  $\sigma_{qf} = \sigma_{qj}$ ,于是有

$$\sigma_{qj} = \sigma_{qf} = \frac{2\sigma_{Yt}^D (h_t - x)}{D_0} \quad (4)$$

#### 3.2.3 外壳压应力

当 PELE 以一定的速度  $v_0$  垂直撞击金属薄靶时,弹芯轴向上除了受到  $\sigma_{cf}$  和  $\sigma_{qf}$  的作用外,还受到 PELE 尾端作用其上的压应力  $\sigma_{wn}$ 。不考虑侵彻体的自重。外壳在其与靶板间的接触应力  $\sigma_{cj}$ 、挤凿剪切引起的压应力  $\sigma_{qj}$  和弹芯的轴向压应力作用下减速,由达朗贝尔原理<sup>[7]</sup>,有

$$-m_j a_j + \sigma_{cj} A_j + \sigma_{qj} A_j - \sigma_{wn} A_t = 0 \quad (5)$$

式中: $m_j$  为外壳的质量,忽略外壳在侵彻过程中的质量消耗,则有  $m_j = \rho_j \pi (D_0^2 L_0 - D^2 l_0) / 4$ ;  $a_j$  为外壳尾端平均加速度,方向背向靶板;  $A_j$  和  $A_t$  分别为外壳和弹芯的横截面积,  $A_j = \pi (D_0^2 - D^2) / 4$ ,  $A_t = \pi D^2 / 4$ 。

根据泰勒理论<sup>[5]</sup>,在弹丸撞击靶板瞬间,弹靶接触端的压应力迅速增长,立刻达到弹性极限,同时有一个弹性压缩波以声速  $c_{0j}$  向弹体尾部自由端传播。这个弹性压缩波的应力强度等于外壳的弹性压缩极限强度  $\sigma_{Yj}^D$ 。当时间  $t = L_0 / c_{0j}$  时,

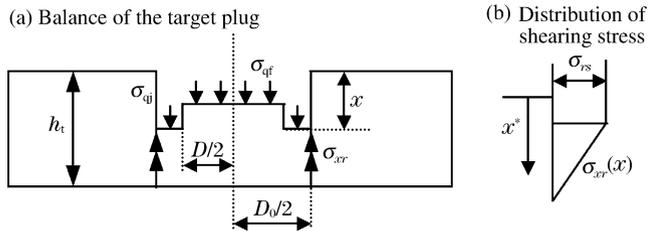


图 6 靶板受力示意图

Fig. 6 Sketch map of strength of the target

弹性波到达自由端, 在那里得到反射, 弹性拉伸波以相同的声速向弹靶接触界面传播, 此时尾端速度减小为

$$v' = v_0 - 2\sigma_{Yj}^D / (\rho_j c_{0j})$$

所用时间为  $t' = 2L_0 / c_{0j}$ , 故尾端平均加速度

$$a_j = \frac{\Delta v}{\Delta t} = \frac{v_0 - v'}{t'} = \frac{2\sigma_{Yj}^D / (\rho_j c_{0j})}{2L_0 / c_{0j}} = \frac{\sigma_{Yj}^D}{\rho_j L_0}$$

由式(5)可得外壳尾端对弹芯的轴向压应力

$$\sigma_{\omega n} = \frac{\sigma_{cj} A_j + \sigma_{qi} A_i - m_j a_j}{A_i} = \frac{(D_0^2 - D^2)(\sigma_{cj} + \sigma_{qi})}{D^2} - \frac{\sigma_{Yj}^D (D_0^2 L_0 - D^2 L_0)}{D^2 L_0} \tag{6}$$

可见, 外壳尾端对弹芯的轴向压应力与外壳材料、弹体结构以及靶板材料等因素有关。

### 3.3 轴向剩余速度

由于弹芯与外壳在穿甲前具有相同的初速度, 穿靶后轴向剩余速度也近似相同, 故忽略中间过程, 认为其速度变化一致, 把弹芯与外壳作为一个整体进行考虑。由以上受力分析知, PELE 在接触应力和挤凿剪应力作用下减速。由冲量定理, 得 PELE 弹丸轴向运动方程

$$M \frac{dv}{dt} = -\frac{\pi D^2}{4} (\rho_t + \sigma_{qt}) - \frac{\pi (D_0^2 - D^2)}{4} (\rho_j + \sigma_{qi}) \tag{7}$$

利用初始条件和边界条件, 积分可得弹体的轴向剩余速度

$$v_{res} = \sqrt{v_0^2 (1 - A - B) - C} \tag{8}$$

$$A = \frac{4h_t \rho_j^2 c_{0j}^2 \rho_t c_{Ht} (D_0^2 - D^2)}{[\rho_t D^2 l_0 + \rho_j (D_0^2 L_0 - D^2 l_0)] (\rho_j c_{0j} + \rho_t c_{Ht})^2 \left( c_{Ht} + v_0 \frac{\rho_j c_{Hj}}{\rho_j c_{0j} + \rho_t c_{Ht}} \right)}$$

$$B = \frac{4h_t \rho_t^2 c_{0t}^2 \rho_t c_{Ht} D^2}{[\rho_t D^2 l_0 + \rho_j (D_0^2 L_0 - D^2 l_0)] (\rho_t c_{0t} + \rho_t c_{Ht})^2 \left( c_{Ht} + v_0 \frac{\rho_t c_{0t}}{\rho_t c_{0t} + \rho_t c_{Ht}} \right)}$$

$$C = \frac{2D_0 \sigma_{Yt}^D h_t^2}{\rho_t D^2 l_0 + \rho_j (D_0^2 L_0 - D^2 l_0)}$$

忽略破片形成消耗能量, 即可认为  $v_{res}$  为破片轴向速度。  $v_{res} = 0$  时,  $v_0$  即为弹道极限速度。

### 3.4 破片的径向速度

#### 3.4.1 弹芯的变形

上文提到, 弹丸撞击靶板后, 应力波在弹芯中以弹性波速  $c_{0t}$  传播。由于假定弹芯为理想弹性材料, 所以在弹性波通过的区域内, 材料发生弹性变形且满足胡克定律。将坐标原点取在弹芯横截面中心,  $x$  轴平行于撞击方向即轴向, 则有

$$\epsilon_x = \partial u_x / \partial x = -\sigma_x(x, t) / E \tag{9}$$

式中:  $\epsilon_x$  为轴向应变,  $u_x$  为轴向位移,  $\sigma_x$  为弹芯受到的轴向应力, 负号表示压应力。

由于泊松效应, 弹芯除轴向应变外, 必定还同时存在径向变形<sup>[8]</sup>

$$\epsilon_y = \partial u_y / \partial y = -\mu_t \epsilon_x, \quad \epsilon_z = \partial u_z / \partial z = -\mu_t \epsilon_x \tag{10}$$

式中:  $\epsilon_y$  和  $\epsilon_z$  为轴向应变;  $u_y$  和  $u_z$  为  $y$  轴和  $z$  轴方向位移;  $\mu_t$  为弹芯的泊松比。

由于泊松效应的存在, 弹芯将部分轴向应力转化为径向力, 径向力又造成外壳受压膨胀。由于假设弹靶作用过程为准静态, 所以在侵彻过程中, 可将径向主要受到内部弹芯的挤压力 and 外围靶板的约束力的外壳近似看作受力平衡。当 PELE 穿透靶板后, 外围靶板的约束力突然卸载, 弹芯应力释放, 外壳在弹芯的径向力作用下分解成大量破片。

由于研究的是垂直侵彻且弹芯为圆柱形, 因此上述问题可以简化为轴对称的二维问题。根据能量守恒定律, 可求得弹芯单个质点受压缩贮存的、最终对破片径向飞散有贡献的弹性能<sup>[7]</sup>

$$de = \sigma_y d\epsilon_y \tag{11}$$

由于质点仅受轴向外力作用, 根据广义胡克定律, 可整理求得

$$de = \frac{\mu_t^2}{(1 - \mu_t) E} \sigma_x d\sigma_x \tag{12}$$

根据上文假设, 弹体穿透靶板后, 弹芯受压缩贮存的、与泊松效应有关的弹性能将全部转化为外壳的径向飞散动能。

#### 3.4.2 破片的径向速度

为研究 PELE 壳体的横向效应, 另作如下假设<sup>[9-11]</sup>:

- (1) 采用最大拉应力断裂准则作为壳体材料的失效准则, 只考虑壳体的一维径向运动;
- (2) 由于所研究的问题为壳体的大变形问题, 其弹性阶段可不考虑;

(3) 弹芯对外壳壁的压力为外法线方向,即忽略外壳壁与弹芯间的摩擦影响。

弹体穿透靶板后,外壳原本在内部弹芯的径向压应力和外围靶板的约束力作用下受力平衡,由于外围靶板的约束力突然卸载,径向上仅受到弹芯的径向压力。在该力作用下外壳迅速膨胀,一旦该力达到材料的破坏强度,外壳即可瞬间破碎。

根据 Mott 理论<sup>[12]</sup>,可以把 PELE 外壳看成由一系列共轴的圆环堆积而成。从任一圆环上取一单元体进行分析,如图 7 所示,由以上假设,可知  $d\theta$  所对应扇面体的与泊松效应有关的弹性能全部转化为外壳径向飞散动能。忽略外壳所受轴向应力对径向变形的影响,设破裂瞬间破片径向速度为  $v_r$ ,由能量守恒定律有

$$\rho_j V_j v_r^2 / 2 = \int_0^{t_f} \oint_{V_f} \rho_i d\epsilon \tag{13}$$

式中: $t_f$  为击穿结束时间; $\rho_i$  和  $\rho_j$  分别为弹芯和外壳的密度; $V_f$  和  $V_j$  分别为  $d\theta$  对应的弹芯和外壳的体积,根据假设,弹芯和外壳体积均不可压缩。由式(13)可得

$$v_r = \sqrt{\frac{\rho_i}{\rho_j} \frac{D^2}{D_0^2 - D^2} \frac{\mu_i^2}{(1 - \mu_i)E} \int_0^{t_f} \sigma_x^2 dt} \tag{14}$$

式(14)即为由能量守恒原理得到的破片沿径向运动的一般形式。由上文受力分析知,弹芯受到的轴向压应力  $\sigma_x$  由 3 部分组成,即撞击靶板产生的接触压应力  $\sigma_{cf}$ 、挤凿剪切引起的压应力  $\sigma_{qi}$  和 PELE 外壳后端作用其上的压应力  $\sigma_{on}$ 。

口径为 10 mm、长径比为 5 的 PELE 弹丸以 925 m/s 的着靶速度侵彻 3 mm 厚钢板后弹丸破碎情况的 X 光照片如图 8 所示<sup>[4]</sup>。从图 8 可以看出,PELE 穿透靶板后并非全部破碎,而是有残余弹杆存在。弹杆残留而不破碎,是由于弹芯的径向应力小于外壳材料的抗拉强度,不足以克服材料内力所致。由此可以推测,径向应力  $\sigma_r$  从外壳最前沿开始,沿弹杆呈线性变化,如图 9 所示。设由弹芯轴向应力引起的对外壳前端(图 9 中  $s-s$  截面处)的径向应力为  $\sigma_r$ ,对外壳尾端的径向应力为  $k\sigma_r$  ( $0 < k < 1$ )。由于靶板较薄,故可忽略  $s-s$  截面距离外壳最前沿的长度,应力分布  $k$  值可通过实验拟合求得。由几何关系求得距离前沿  $h$  处外壳单元所受径向应力为  $\sigma_r(l_0 - h + kh)/l_0$ 。

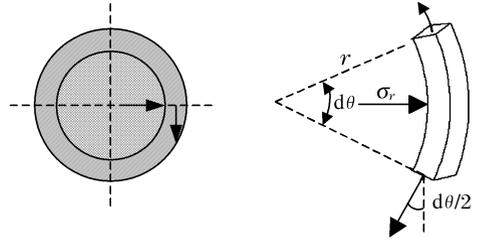


图 7 外壳单元体上的应力

Fig. 7 Stress in the cell of the jacket

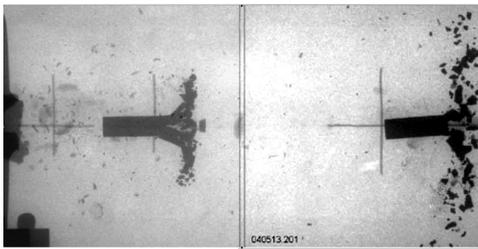


图 8 PELE 作用效果 X 光照片

Fig. 8 X-ray of function effect of PELE

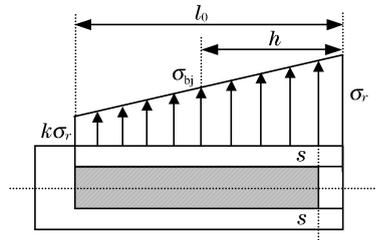


图 9 外壳径向应力分布示意图

Fig. 9 Sketch of radial stress distribution of the jacket

采用最大拉应力断裂准则来考察外壳材料的失效。根据这一准则,断裂判据为  $\sigma_1 = \sigma_0$  ( $\sigma_0$  表示材料的强度极限)。由以上分析,主应力  $\sigma_1$  对应径向应力  $\sigma_r(l_0 - h + kh)/l_0$ ,所以最大拉应力断裂准则可写为

$$\sigma_r(l_0 - h + kh)/l_0 = \sigma_{bj} \tag{15}$$

式中: $\sigma_{bj}$  为外壳材料的抗拉强度。

设从外壳前沿至距离前沿  $h$  长度处外壳满足最大拉应力断裂准则,则有长度为  $h$  的外壳瞬间破碎,残留弹杆长度为  $L_0 - h$ 。由以上分析知,外壳最前沿破裂产生的破片径向速度最大。由初始条件和边界条件,可以求得破片最大初始径向速度

$$v_{r,max} = \sqrt{\frac{\rho_i}{\rho_j} \frac{D^2}{D_0^2 - D^2} \frac{\mu_i^2}{(1 - \mu_i)E} \left\{ \frac{D_0^2}{D^2} \frac{2v_0 \rho_i c_{of} \rho_i c_{Ht} h_i}{c_{Ht} (\rho_i c_{of} + \rho_i c_{Ht}) + v_0 \rho_i c_{of}} + \left( \frac{l_0}{L_0} - \frac{D_0^2}{D^2} \right) \frac{2\sigma_{Yi}^0 h_i}{v_0 + v_{res}} + \frac{D_0^2}{D^2} \frac{2\sigma_{Yi}^0 h_i^2}{v_0 + v_{res}} \right\}} \tag{16}$$

### 3.5 破片的合成速度

根据矢量求和法则,破片的实际飞散速度即破片轴向速度和径向速度的矢量合成。由假设(4),忽略外壳在破碎过程中的能量消耗,则可以认为破片具有与残余弹杆相同的轴向剩余速度  $v_{res}$ ,所以破片的实际最大飞散速度大小为

$$v_s = \sqrt{v_{res}^2 + v_{r,max}^2} \tag{17}$$

方向如图 3 所示。可见,破片最大飞散速度与外壳、弹芯的密度、内外径比、弹芯泊松比、弹性模量、PELE 的着靶速度、外壳材料的屈服强度以及靶板材料和厚度等因素有关。

## 4 结果分析

为了检验上述理论分析模型的可靠性,采用与上文实验研究相同的方法对理论计算结果进行实验验证,结果如表 3 所示。由于实验中破片的径向速度不易测量,而理论模型中破片的数量不易计算,因此可以运用理论模型计算破片的散布半径  $R_c$ ,并与实验的破片散布半径  $R_{exp}$  进行比较,验证模型的可靠程度。

当弹丸穿透靶板后,轴向应力突然卸载,横向力释放,迫使弹丸产生大量具有较高横向速度的破片。忽略破片与弹芯残留物、破片自身之间的相互作用。由于用于验证破片散布的后效靶与前置靶板之间的距离  $d$  通常较小,因而可以忽略破片所受空气阻力。破片在碰到后效靶前,将作匀速飞行。因此,若给出后效靶与前置靶板之间的距离  $d$ ,利用破片的轴向剩余速度和径向速度公式,可以计算出破片在后效靶上的散布半径  $R_c$ ,如图 3 所示。

实验用 PELE 外壳密度为  $18.5 \text{ g/cm}^3$ ,外径  $0.80 \text{ cm}$ ,内径  $0.45 \text{ cm}$ ,长  $4.00 \text{ cm}$ ;3 类装填物材料密度分别为  $1.09$ 、 $0.96$  和  $1.40 \text{ g/cm}^3$ ,对应的泊松比分别为  $0.45$ 、 $0.40$  和  $0.33$ ,对应的弹性模量分别为  $10.7$ 、 $28.3$  和  $68.1 \text{ GPa}$ ;靶板密度  $7.85 \text{ g/cm}^3$ ,厚  $0.2 \text{ cm}$ 。

通过式(8)和(16)可以求得弹丸穿透靶板后的轴向剩余速度和破片径向速度,再利用后效靶板与前置靶间的距离,可以计算出破片在后效靶上的散布半径,如表 3 所示。

表 3 实验结果与计算结果对比

Table 3 Comparison between experimental and theoretical results

No.	$v_0 / (\text{m/s})$	$\mu$	$E/\text{GPa}$	实验结果		计算结果		
				$n$	$R_{exp}/\text{cm}$	$v_{res}/(\text{m/s})$	$v_r/(\text{m/s})$	$R_c/\text{cm}$
1	632	0.45	10.7	26	5.6	603	45	4.4
2	711	0.45	10.7	33	7.2	681	79	7.0
3	811	0.45	10.7	65	8.5	779	116	8.9
4	890	0.45	10.7	71	9.7	857	143	10.0
5	775	0.40	28.3	36	7.7	744	90	7.2
6	802	0.33	68.1	23	4.3	770	51	4.1

由表 3 可见,弹丸着靶速度、弹芯材料泊松比和弹性模量对 PELE 横向效应影响显著。着靶速度为  $600 \sim 900 \text{ m/s}$  时,破片数量、破片径向速度和散布半径随着速增加呈递增趋势;在着速相近时,破片数量、破片径向速度和散布半径随弹芯材料泊松比的增大而增大,随弹性模量的增大而减小;计算结果与实验结果基本一致。在着速较低时,计算结果与实验结果相差较大,随着靶速度的增大,两者之间的差距逐渐减小。出现这种现象的原因在于,理论模型中忽略了外壳材料本身横向向惯性引起的弥散效应。与高速着靶相比,当着速较低时,侵彻体贯穿靶板所需时间较长,外壳材料本身的弥散效应明显,从而导致理论计算结果比实验结果偏小。而在着速度较高时,理论计算结果比实验结果稍大的原因在于,实际上外壳并非穿透靶板后立即完全破碎,而是一边沿轴向飞行一边破碎,如图 3 所示,利用后效靶与前置靶板之间的距离  $d$  计算破片散布半径,致使计算结果比实验结果偏大。

## 5 结束语

为了简化 PELE 垂直侵彻靶板问题,结合实验,对弹靶侵彻条件做了一些假设,以能量法建立了 PELE 垂直侵彻金属薄靶破片飞散速度的理论模型,运用该模型对 PELE 垂直侵彻靶板进行了工程近似计算,计算结果与实验结果基本一致,说明本文中建立的模型是可行的。理论分析和实验结果表明,外壳材料的压拉强度比、弹芯材料泊松比和弹性模量以及 PELE 的着靶速度等因素对横向效应产生重要影响。该模型对 PELE 的设计与研究有一定的参考价值。本文中只讨论了垂直侵彻的情况,对于斜侵彻的情况有待进一步的研究。

## 参考文献:

- [1] Paulus G, Chanteret P Y, Wollmann E. PELE: A new penetrator-concept for the generation of lateral effects[C]// The 21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia: IBC, 2004:104-110.
- [2] Kesberg G, Schirm V, Kerk St. PELE-The future ammunition concept[C]// The 21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia: IBC, 2004:1134-1144.
- [3] 朱建生, 赵国志, 杜忠华, 等. 小口径 PELE 作用薄靶板影响因素的实验研究[J]. 实验力学, 2007, 22(5): 505-510.  
ZHU Jian-sheng, ZHAO Guo-zhi, DU Zhong-hua, et al. Experimental study of the influence factors on small caliber PELE impacting thin target[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2007, 22(5): 505-510.
- [4] Paulus G. Impact behavior of PELE projectiles perforating thin target plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2006, 33: 566-579.
- [5] 钱伟长. 穿甲力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1984.
- [6] 赵国志. 穿甲工程力学[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1992.
- [7] 刘延柱. 理论力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2001.
- [8] 王礼立. 应力波基础[M]. 北京: 国防工业出版社, 2005.
- [9] 张国伟. 终点效应及其应用技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2006.
- [10] 魏惠之. 弹丸设计理论[M]. 北京: 国防工业出版社, 1985.
- [11] 迈耶斯. 材料的动力学行为[M]. 张庆明, 等, 译. 北京: 国防工业出版社, 2006.
- [12] Mott N F. Fragmentation of shell cases[J]. Proceedings of the Royal Society London, Series A, 1947, 189: 300-308.

## Mechanism of PELE projectiles perpendicularly impacting on thin target plates

ZHU Jian-sheng<sup>1,2\*</sup>, ZHAO Guo-zhi<sup>1</sup>, DU Zhong-hua<sup>1</sup>, WANG Xian-zhi<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;

2. Department of Artillery Command, Artillery Academy of People's Liberation Army, Hefei 230031, Anhui, China)

**Abstract:** By changing the jacket, the filler and the impact velocity of the PELE projectiles, the impact behaviors of the PELE projectiles perpendicularly perforating thin target plates were investigated experimentally. On the basis of the experimental results, the stresses of the PELE projectiles during their penetration into the targets were analyzed and the lateral effect production mechanism was illuminated. On some hypotheses, the theoretic models were established for the residual and radial velocities of PELE projectiles penetration into thin targets. The calculated results by the established models are in approximate agreement with the experimental results. The theoretical and experimental investigations show that the ratio of the compressive-to-tensile strength of the jacket, the Poisson's ratio and elastic modulus of the filling material, and the impact speed of the PELE projectile affect the lateral effect markedly.

**Key words:** mechanics of explosion; lateral effect; penetration; PELE; residual velocity along axis; radial velocity

\* Corresponding author: ZHU Jian-sheng  
Telephone: 86-551-5740604

E-mail address: zhujsheng1025@yahoo.com.cn