DOI: 10.11883/1001-1455(2017)04-0621-08

PELE 贯穿薄靶后外壳破片径向速度计算方法与影响因素分析*

樊自建[1,2],冉宪文[2],汤文辉[2],于国栋[3],陈为科[3],任才清[1]
(1. 国防科学技术大学指挥军官基础教育学院,湖南 长沙 410072;
2. 国防科学技术大学理学院,湖南 长沙 410073;
3. 国营 806 厂,广东 佛山 528231)

摘要: 基于横向效应增强型弹丸(PELE)侵彻金属薄靶板过程分析,将弹体前端在撞击作用下的变形过程分解为轴向一维压缩和径向自由膨胀两个变形阶段;依据冲击波理论,给出了弹体前端的冲击波压缩势能,由功能转化原理,给出了 PELE 前端外壳在靶后形成破片的最大径向飞散速度计算公式。计算结果在多种工况下均与文献的实验结果较为一致。计算结果表明:PELE 靶后外壳破片的最大径向飞散速度与外壳和内芯材料的体积模量和泊松比有关,且随二者的增大而增大;PELE 外壳破片的最大径向飞散速度是壳体和内芯在冲击波压缩作用下共同径向膨胀的结果,且外壳膨胀能在弹体整体膨胀能中所占比例较大,计算中应当同时考虑弹体外壳和内芯材料的横向膨胀效应对弹体破片径向飞散速度的影响。

关键词: 侵彻力学;横向效应增强型弹丸;冲击波;破片
中图分类号: O385 **国标学科代码**: 13035 **文献标志码**: A

横向效应增强型弹丸(penetrator with enhanced lateral efficiency,PELE)是一种新概念弹药,主要由高密度外壳和低密度内芯组成;弹丸不含高能炸药,穿靶时弹体材料的轴向压缩力因泊松效应部分转化为径向膨胀力;弹丸穿靶后,依靠转化径向膨胀力使外壳破碎,并形成具有一定径向飞散速度的破片,从而大大增强了弹丸穿靶后的杀伤效能[1-2]。PELE 在侵彻薄靶板的过程中,外壳与靶板、内芯与靶板以及内芯与外壳之间存在着各不相同且相互影响的作用力,使得外壳的破裂机理较为复杂。从现有的文献报道来看,有关内部爆炸冲击波作用下外壳破片的飞散理论研究和普通弹体对薄靶板的破坏模式研究[3-8]较多,关于 PELE 侵彻靶板后外壳破片的径向飞散实验与数值模拟研究也较常见[9-12],但是相关的理论研究较少。内部爆炸冲击波对外壳的作用分布较均匀,相互作用关系较为简单;普通弹丸侵穿薄靶板的理论研究中一般不同时考虑弹丸和靶板的变形,在研究靶板的防护性能时通常将弹丸看作刚体,而在研究弹丸的撞击变形时则通常将靶板看作刚体。PELE 破片径向飞散的能量来自弹-靶撞击产生的弹体压缩势能的径向二次分配,弹体轴向冲击波的强弱及径向分配关系受撞击初始条件、弹靶材料性质和靶板厚度等多种因素的影响,因此 PELE 靶后外壳破片的径向飞散机理与普通穿爆弹或易碎弹的弹丸破片飞散机理有较大区别。G. Paulus 等[13]简要介绍了依据弹性波理论和动量定理建立的 PELE 靶后外壳破片径向飞散速度模型;朱建生等[14]同样基于弹性波理论和内芯材料的弹性势能,按照材料的泊松比关系进行分配,建立了 PELE 靶后外壳破片径向飞散速度模型;杜忠华等[15]基于动能和冲量定理,考虑 PELE 外壳材料轴向冲击波能量对破片径向飞散速度的影响,建立了 PELE 靶后破片径向飞散速度模型。以上研究工作中有关 PELE 靶后破片径向飞散速度模型均是基于弹性波理论,然而在 PELE 侵彻靶板过程中弹靶中的冲击波压力远远超过了弹靶材料的弹性范围,在冲击波影响范围内弹靶材料的密度和弹性模量均发生了较大变化,因此用以上理论分析 PELE 对靶板的侵彻过程与实际情况存在一定偏差。J. Verreault 等[16-18]分析了采用弹性波理论计算 PELE 弹丸破裂及破片飞散

* **收稿日期**: 2015-11-17; **修回日期**: 2016-04-18
第一作者: 樊自建(1978—),男,博士,副教授; **通信作者**: 汤文辉,wenhuitang@163.com。

速度的误差，给出了利用冲击波理论和动量定理计算弹体破片径向飞散速度的方法，但是计算中未考虑外壳轴向压缩作用对破片速度的影响。

本文中，基于一维应变冲击波理论和功能转化原理，建立了 PELE 靶后破片径向飞散最大速度的理论计算模型，利用文献中的实验结果验证理论模型的正确性，并在此基础上分析 PELE 靶后破片最大径向飞散速度的影响因素。

1 PELE 靶后破片最大径向飞散速度的两阶段模型

1.1 PELE 穿靶过程分析

PELE 与靶板撞击瞬间，在弹-靶接触面产生两个大小相等、传播方向相反的冲击波，分别向弹体和靶板中传播。由于在撞击区域靶体材料的运动受到剪切力的影响，此时产生的冲击波强度大于界面周边自由情况下两界面撞击产生的冲击波强度；由于靶板较薄，穿靶过程短暂，并且考虑到穿靶时周边靶体的约束，PELE 在侵彻过程中的径向变形并不明显，因此可将弹体穿靶过程看作一维轴向应变；PELE 穿靶后，周边失去了靶板材料的约束，弹体在压势能和泊松效应的作用下将发生较大的径向变形，当这种变形达到弹体外壳的破裂极限时，弹体便会破裂，形成具有一定径向飞散速度的破片。为此，利用一维应变冲击波理论建立 PELE 破片径向最大飞散速度分析模型，并对弹体穿靶过程作如下假设和简化：

(1) 假设弹体在穿靶过程中处于一维应变状态，仅发生轴向变形，穿靶后弹体处于一维应力状态，仅发生径向变形，即将弹体同时发生的轴向和径向变形进行解耦；

(2) 忽略弹体破裂的能量损耗，认为径向分配的压势能全部转化为外壳破片的径向飞散动能；

(3) 弹体破裂时的最大径向飞散速度仅与侵彻时弹靶间的最大压力有关，因此只考虑靶板塞块最大剪切力对弹-靶撞击面压力的影响。根据文献[19]的报道，侵彻过程中此剪切力主要由弹体外壳承担，因此认为剪切力仅对弹体外壳产生影响。

1.2 PELE 穿靶过程中弹体压缩储能分析

用 ρ、u、D 分别表示材料的密度、质点速度和冲击波速度，c 表示材料声速，s 表示材料的雨贡纽(Hugoniot)参数；用双下标分别表示材料的状态和种类，其中“0”表示冲击波波前状态，“1”表示冲击波波后状态，“j”表示 PELE 壳体，“f”表示弹芯，“t”表示靶板；对于 PELE 弹靶系统，靶板的初始速度和压力为零，弹体撞击靶板前的初始压力为零，如图 1 所示。

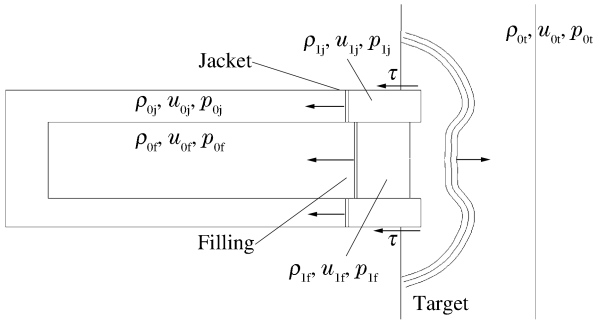

图 1 弹靶撞击后冲击波在弹靶中的传播示意图

Fig. 1 Shock wave propagation in the target and the projectile

根据一维应变冲击波理论，考虑侵彻过程中靶板最大剪切力(τ)的影响，可得如下关系式[20]：

$$p_{1j} + p_\tau - p_{0j} = \rho_{0j}(D_{1j} - u_{0j})(u_{1j} - u_{0j}) \tag{1}$$

$$p_{1f} - p_{0f} = \rho_{0f}(D_{1f} - u_{0f})(u_{1f} - u_{0f}) \tag{2}$$

$$p_{1t} - p_{0t} = \rho_{0t}(D_{1t} - u_{0t})(u_{1t} - u_{0t}) \tag{3}$$

$$D = c_0 + su \tag{4}$$

式中：p_τ 为弹体对靶板的最大剪切力引起的 PELE 外壳弹-靶接触面的单位面积压力增量。依据平头弹侵穿靶板的计算理论[21]，考虑周边材料约束对靶板屈服应力的影响，p_τ 可表示为：

$$p_\tau = \frac{2\alpha\sigma_{\mathrm{D,y}}Rh}{\sqrt{3}(R^2-r^2)} \tag{5}$$

式中：α 为考虑靶板对塞块约束后靶板材料的动态屈服强度增强系数，对于铝可取 2.7，对于钢可取 3.0[21]；$\sigma_{\mathrm{D,y}}$ 为靶板材料的动态屈服应力；R 为 PELE 弹体的半径；r 为弹体中间填充材料的半径；h 为靶板材料的厚度。

由弹-靶撞击面压力与速度的关系，依据式(1)、式(3)、式(4)以及式(2)、式(3)、式(4)，可分别得出弹体外壳与靶板以及弹体内芯与靶板撞击后的冲击波波后质点速度表达式：

$$\begin{aligned} u_{1\mathrm{j}} = &[\sqrt{(\rho_{0\mathrm{t}}c_{0\mathrm{t}}+\rho_{0\mathrm{j}}c_{0\mathrm{j}}+2\rho_{0\mathrm{j}}s_{0\mathrm{j}}u_{0\mathrm{j}})^2+4(\rho_{0\mathrm{t}}s_{0\mathrm{t}}-\rho_{0\mathrm{j}}s_{0\mathrm{j}})(\rho_{0\mathrm{j}}s_{0\mathrm{j}}u_{0\mathrm{j}}^2+\rho_{0\mathrm{j}}c_{0\mathrm{j}}u_{0\mathrm{j}}-p_\tau)}- \\ &(\rho_{0\mathrm{t}}c_{0\mathrm{t}}+\rho_{0\mathrm{j}}c_{0\mathrm{j}}+2\rho_{0\mathrm{j}}s_{0\mathrm{j}}u_{0\mathrm{j}})]/[2(\rho_{0\mathrm{t}}s_{0\mathrm{t}}-\rho_{0\mathrm{j}}s_{0\mathrm{j}})] \end{aligned} \tag{6}$$

$$\begin{aligned} u_{1\mathrm{f}} = &[\sqrt{(\rho_{0\mathrm{t}}c_{0\mathrm{t}}+\rho_{0\mathrm{f}}c_{0\mathrm{f}}+2\rho_{0\mathrm{f}}s_{0\mathrm{f}}u_{0\mathrm{f}})^2+4(\rho_{0\mathrm{t}}s_{0\mathrm{t}}-\rho_{0\mathrm{f}}s_{0\mathrm{f}})(\rho_{0\mathrm{f}}s_{0\mathrm{f}}u_{0\mathrm{f}}^2+\rho_{0\mathrm{f}}c_{0\mathrm{f}}u_{0\mathrm{f}})}- \\ &(\rho_{0\mathrm{t}}c_{0\mathrm{t}}+\rho_{0\mathrm{f}}c_{0\mathrm{f}}+2\rho_{0\mathrm{f}}s_{0\mathrm{f}}u_{0\mathrm{f}})]/[2(\rho_{0\mathrm{t}}s_{0\mathrm{t}}-\rho_{0\mathrm{f}}s_{0\mathrm{f}})] \end{aligned} \tag{7}$$

由一维应变冲击波理论的质量守恒方程和弹体弹芯材料的 D-u 雨贡纽线性关系式，可以得出冲击波后弹芯前端材料的比体积[20]：

$$v_{1\mathrm{f}} = v_{0\mathrm{f}}\left[1-\frac{u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}}}{c_{0\mathrm{f}}+s_{0\mathrm{f}}(u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}})}\right] \tag{8}$$

式中：$v_{0\mathrm{f}}$ 和 $v_{1\mathrm{f}}$ 分别为弹芯材料的初始比体积和波后比体积。由式(8)可得弹芯前端材料的体应变为：

$$\theta_{1\mathrm{f}} = \frac{v_{0\mathrm{f}}-v_{1\mathrm{f}}}{v_{0\mathrm{f}}} = \frac{u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}}}{c_{0\mathrm{f}}+s_{0\mathrm{f}}(u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}})} \tag{9}$$

式中：$\theta_{1\mathrm{f}}$ 为冲击波后弹芯材料的体应变。

1.3　PELE 靶后破片径向速度两阶段模型的建立

依据两阶段假设，在第一阶段弹芯材料发生一维轴向应变，此时弹芯材料的轴向应变 ε_z 与体应变 $\theta_{1\mathrm{f}}$ 相等，即：

$$\varepsilon_z = \frac{u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}}}{c_{0\mathrm{f}}+s_{0\mathrm{f}}(u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}})} \tag{10}$$

第二阶段弹芯为轴向一维应力状态，若材料为各向同性材料，泊松比 μ_f 为常数，则弹芯材料在柱坐标下的三向应变关系为：

$$\begin{cases} \varepsilon_r = -\mu_\mathrm{f}\varepsilon_z \\ \varepsilon_\theta = -\mu_\mathrm{f}\varepsilon_z \end{cases} \tag{11}$$

结合式(9)和式(10)，可得弹芯材料第二阶段终态的体应变 $\theta_{2\mathrm{f}}$：

$$\theta_{2\mathrm{f}} = \varepsilon_z+\varepsilon_r+\varepsilon_\theta = (1-2\mu_\mathrm{f})\theta_{1\mathrm{f}} \tag{12}$$

弹芯由第一阶段状态向第二阶段状态转化的过程中，若材料的体积模量 K_f 不受压力、材料应变率和温度的影响，认为是常数，则单位体积弹芯的径向膨胀做功 W_f 可表示为：

$$W_\mathrm{f} = \int_{\theta_{1\mathrm{f}}}^{\theta_{2\mathrm{f}}} K_\mathrm{f}(\theta_{2\mathrm{f}}-\theta)\mathrm{d}\theta \tag{13}$$

将式(9)、式(12)代入式(13)并积分可得：

$$W_\mathrm{f} = 2K_\mathrm{f}\mu_\mathrm{f}^2\left[\frac{u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}}}{c_{0\mathrm{f}}+s_{0\mathrm{f}}(u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}})}\right]^2 \tag{14}$$

同理可得单位体积 PELE 外壳在第二阶段径向膨胀时的对外做功 W_j：

$$W_\mathrm{j} = 2K_\mathrm{j}\mu_\mathrm{j}^2\left[\frac{u_{0\mathrm{j}}-u_{1\mathrm{j}}}{c_{0\mathrm{j}}+s_{0\mathrm{j}}(u_{0\mathrm{j}}-u_{1\mathrm{j}})}\right]^2 \tag{15}$$

根据式(14)和式(15),单位长度的弹体内芯和外壳获得的径向膨胀能(W_{f}' 和 W_{j}')可分别表示为:

$$W_{\mathrm{f}}' = 2K_{\mathrm{f}}\mu_{\mathrm{f}}^2\left[\frac{u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}}}{c_{0\mathrm{f}}+s_{0\mathrm{f}}(u_{0\mathrm{f}}-u_{1\mathrm{f}})}\right]^2\pi r^2 \tag{16}$$

$$W_{\mathrm{j}}' = 2K_{\mathrm{j}}\mu_{\mathrm{j}}^2\left[\frac{u_{0\mathrm{j}}-u_{1\mathrm{j}}}{c_{0\mathrm{j}}+s_{0\mathrm{j}}(u_{0\mathrm{j}}-u_{1\mathrm{j}})}\right]^2\pi(R^2-r^2) \tag{17}$$

若假设弹体外壳和内芯的径向膨胀能全部转化为 PELE 外壳破片动能,则弹体穿靶后形成破片的最大径向飞散速度 u_{rad} 为:

$$u_{\mathrm{rad}} = \sqrt{\frac{2(W_{\mathrm{f}}'+W_{\mathrm{j}}')}{(R^2-r^2)\rho_{1\mathrm{j}}}} \tag{18}$$

由式(16)、式(17)和式(18)可以看出,PELE 靶后外壳破片最大径向分散速度与外壳和内芯的体积模量及泊松比有关,且随二者的增加而增大。

2 算例与讨论

G. Paulus 等[13]开展了不同内芯材料、不同外形尺寸的 PELE 侵彻钢靶和铝靶的实验,并给出了实测 PELE 靶后外壳破片径向飞散速度。当弹体速度在 2 500 m/s 以下时,PELE 弹丸的总长度为 50 mm,直径为 10 mm,外壳厚度为 2 mm,内芯直径为 6 mm;当弹体速度在 2 500 m/s 以上时,PELE 弹丸长度为 40 mm,直径为 8 mm,外壳厚度为 2 mm,内芯直径为 4 mm。两种尺寸的弹丸外壳材料均为钨合金(D180K),弹芯材料分别采用铝(A-G3)和聚乙烯(PE)材料;靶板分别采用 3 mm 和 8 mm 厚的铝靶(A-U4G)以及 3 mm 厚的钢靶(XC48)。实验中所用弹体如图 2 所示,弹体与靶板材料的性能参数如表 1 所示,其中 σ_{y} 为屈服应力。



图 2 实验弹体[13]

Fig. 2 Experimental projectile[13]

表 1 弹靶材料参数[6,13]

Table 1 Material parameters of projectile and target[6,13]

弹/靶	材料	ρ/(g·cm^{-3})	c_0/(m·s^{-1})	s	K/GPa	μ	σ_{y}/GPa
弹体	D180K	18.0	4 029	1.237	292	0.28	
	A-G3	2.65	5 176	1.35	71	0.33	
	PE	0.92	2 187	1.48	4.4	0.44	
靶板	A-U4G	2.80	5 106	1.35			0.43
	XC48	7.823	4 797	1.49			0.72

根据式(18)可以计算 PELE 靶后破片的最大径向飞散速度 u_{rad}。表 2 和表 3 给出了不同撞击速度(u_0)下 PELE 靶后破片的最大径向飞散速度计算结果,同时还列出了实测弹体破片的最大径向速度以及 G. Paulus 等[13]利用弹性波理论计算得到的破片最大径向飞散速度。图 3、图 4 分别给出了 A-G3 内芯和 PE 内芯 PELE 在不同实验条件下弹体外壳破片最大径向飞散速度的计算值和实验测量值随弹体着靶速度的变化情况。

对比表 2、表 3 及图 3、图 4 的结果,可以看出:在高速情况下弹性波理论无法准确给出 PELE 靶后破片的最大径向飞散速度,而本研究中的模型可以较好地预测弹体破片的最大径向飞散速度;对于 A-G3 内芯的 PELE,两阶段模型计算结果在所有实验工况下均优于弹性波理论给出的结果;对于 PE 内芯的 PELE,两阶段模型计算结果在低速下与实验结果相差较大,但在高速下优于弹性波理论给出的结果。

表 2 A-G3 内芯 PELE 穿靶后弹体破片的最大径向飞散速度

Table 2 Maximum radial velocity of the jacket fragments of PELE with A-G3 as filling material

靶板材料	h/mm	u_0/(m·s^{-1})	u_{rad}/(m·s^{-1})		
			实测值[13]	计算值	计算值[13]
A-U4G	3	929	112	123	135
		1 275	158	164	193
		2 457	333	289	
	8	937	143	132	195
		1 254	221	168	230
		2 472	356	296	
		2 984	306	321	
XC48	3	925	184	198	226
		1 261	243	255	288
		2 441	492	418	

表 3 PE 内芯 PELE 穿靶后弹体破片的最大径向飞散速度

Table 3 Maximum radial velocity of the jacket fragments of PELE with PE as filling material

靶板材料	h/mm	u_0/(m·s^{-1})	u_{rad}/(m·s^{-1})		
			实测值[13]	计算值	计算值[13]
A-U4G	3	924	39	120	35
		1 279	100	156	78
		2 420	223	259	
	8	939	112	129	123
		1 258	184	161	148
		2 445	321	267	
		2 977	348	300	
XC48	3	936	94	188	57
		1 262	145	237	102
		2 475	361	388	

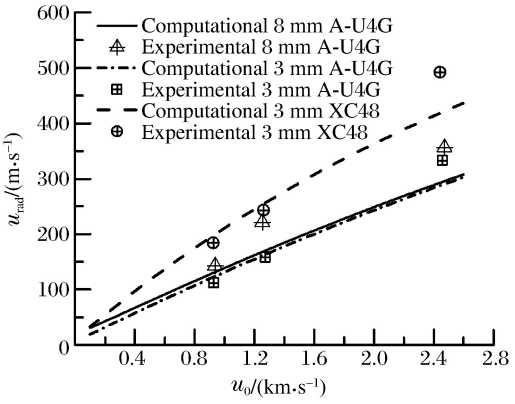

图 3 A-G3 内芯 PELE 在不同工况下的靶后外壳破片最大径向速度

Fig. 3 Maximum radial velocity of the jacket fragments of PELE with A-G3 as filling material under different conditions

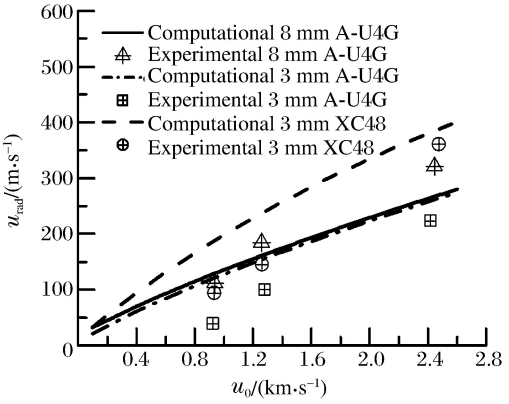

图 4 PE 内芯 PELE 在不同工况下的靶后外壳破片最大径向速度

Fig. 4 Maximum radial velocity of the jacket fragments of PELE with PE as filling material under different conditions

分析计算结果和实验结果的差异可以发现:大多数工况下低速时的弹体径向速度计算结果比实测结果高,而高速时计算结果较实测结果低,并且 PE 内芯 PELE 在低速时偏高较多。这主要是因为:低速下弹体外壳径向膨胀破裂消耗弹体径向膨胀能量的比例较大,计算中忽略了外壳破碎能,使得能量较多地分配到外壳的飞散动能上,而在较高的碰撞速度下,弹体外壳破碎耗能在膨胀能中的比例减小;另外,外壳和内芯材料的体积模量并不是常数,而是随着压力的增大而升高,计算时采用常压下的体积模量,导致计算中低估了弹体轴向体积压缩的能量增量,从而使高速下弹体外壳破片速度偏低;此外,对于 PE 内芯材料,因其体积模量小,在碰撞过程中,除了破碎能的影响外,在冲击波压缩下其体积压缩大,温升效应较明显,熵增较多,能量消耗大,同时由于内芯材料的体积模量比外壳小,外壳与内芯相互作用过程中,外壳的轴向应变能部分作用在内芯材料的压缩上,而计算结果忽略了这些能量耗散因素的影响。

图 5 和图 6 分别为 A-G3 内芯和 PE 内芯 PELE 在不同实验条件下计算所得单位长度弹体外壳径向膨胀能(W_j')与单位长度弹体外壳和内芯径向膨胀能($W_j'+W_f'$)的比值 $W_j'/(W_j'+W_f')$ 随弹体着靶速度的变化情况。从图 5 和图 6 可以看出,在单位弹体长度上,外壳提供的径向膨胀能在弹体整体径向膨胀能中所占比例随弹体撞击速度的提高先下降后上升,最后趋于恒定。这主要是因为:低速下,冲塞剪切能量对弹丸轴向压缩能的影响较大,并且随着弹靶撞击速度的升高,这一影响逐渐变小。在文献[13]的实验工况下,对于不同材质同一厚度或同一材质不同厚度的靶板,弹丸外壳径向膨胀能占弹体总膨胀能的比例随靶板密度的提高和厚度的增加而增大,随内芯材料密度的增大而减小。但是在所有的实验工况下,弹体外壳存储的径向膨胀能均占整体径向膨胀能的 50%以上,因此在弹丸前端外壳破片径向飞散能的计算中,不能忽略外壳径向膨胀能对靶后壳体破片径向飞散速度的影响。

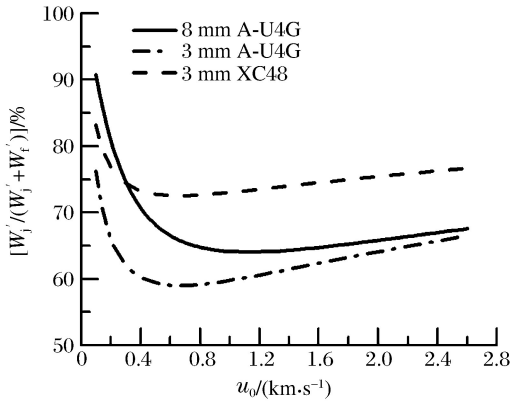

图 5 不同工况下单位长度 A-G3 内芯 PELE 的外壳径向膨胀能占单位长度弹体整体径向膨胀能的百分比

Fig. 5 Percentage of the unit-length radial expansion energy from the unit-length expansion energy of PELE with A-G3 as filling material

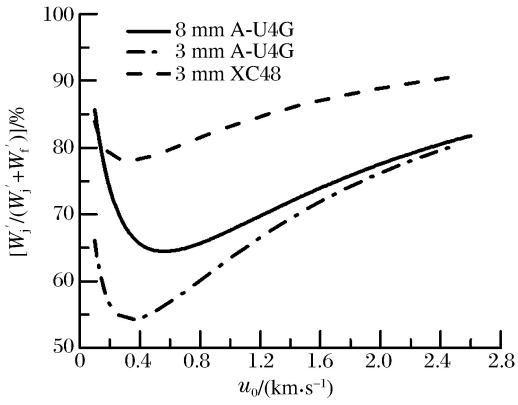

图 6 不同工况下单位长度 PE 内芯 PELE 的外壳径向膨胀能占单位长度弹体整体径向膨胀能的百分比

Fig. 6 Percentage of the unit-length radial expansion energy from the unit-length expansion energy of PELE with PE as filling material

3 结 论

(1) 基于冲击波理论的 PELE 弹体侵彻过程的两阶段假设方法,可以较准确地描述靶后 PELE 前端外壳破片的最大径向速度,不仅比弹性波理论计算结果更加接近实验结果,而且可以用于计算高速撞击下 PELE 外壳破片的最大径向飞散速度;

(2) PELE 外壳破片的最大径向飞散速度与弹体的体积模量和泊松比的平方相关,且随体积模量和泊松比的增大而增大;

(3) PELE 外壳破片的最大径向飞散速度是壳体和内芯在冲击波压缩作用下共同径向膨胀的结果,且外壳的膨胀能在弹体整体膨胀能中所占比例较大,计算中应当同时考虑弹体外壳和内芯材料的横向

膨胀效应对弹体破片径向飞散速度的影响；

(4) PELE 外壳径向膨胀能占弹体总膨胀能的比例随靶板密度的提高和厚度的增加而增大，随内芯材料密度的增大而降低。

参考文献：

[1] Paulus G, Chanteret P Y, Wollmann E. PELE: A new penetrator concept for generating lateral effects[C]// 21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia, 2004:104-110.

[2] Kesberg G, Schirm V, Kerk S. PELE: The future ammunition concept[C]// 21st International Symposium on Ballistics. Adelaide, Australia, 2004:1134-1144.

[3] 汤铁钢，谷岩，李庆忠，等. 爆轰加载下金属柱壳膨胀破裂过程研究[J]. 爆炸与冲击，2003，23(6)：529-533.
Tang Tiegang, Gu Yan, Li Qingzhong, et al. Expanding fracture of steel cylinder shell by detonation driving[J]. Explosion and Shock Waves, 2003,23(6):529-533.

[4] Wesenberg D L, Sagartz M J. Dynamic fracture of 6061-T6 aluminum cylinders[J]. Journal of Applied Mechanics, 1977,44(4):643-646.

[5] 胡八一. 金属圆筒在内部爆轰加载下的膨胀断裂机理研究[D]. 绵阳：中国工程物理研究院，1992.

[6] Meyers M A. Dynamic behavior of materials[M]. New York: Wiley-Interscience Publication, 1994:229-242.

[7] Gold V M, Baker E L. A model for fracture of explosively driven metal shells[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008,75(2):275-289.

[8] Børvik T, Hopperstad O S, Langseth M, et al. Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox 460 E steel plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,28(4):413-464.

[9] 朱建生，赵国志，杜忠华，等. 靶板厚度对横向效应增强型侵彻体作用效果的影响[J]. 南京理工大学学报(自然科学版)，2009，33(4)：474-479.
Zhu Jiansheng, Zhao Guozhi, Du Zhonghua, et al. Influence of target thickness on lateral effect of PELE[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology (Natural Science), 2009,33(4):474-479.

[10] 涂胜元，沈晓军，王军波，等. 着速和靶厚对钢弹体 PELE 侵彻后效影响的实验研究[J]. 弹箭与制导学报，2010，30(3)：69-71.
Tu Shengyuan, Shen Xiaojun, Wang Junbo, et al. Research on the influence of impact velocity and thickness of RHA on the penetration aftereffect of steel shell PELE by experiment[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2010,30(3):69-71.

[11] Tu S, Wang J, An Z, et al. Influence of thickness of armor on the burst-effect of steel shell PELE[C]// International Conference on Electronic Measurement & Instruments. IEEE, 2009(4):926-929.

[12] 蒋建伟，张谋，门建兵，等. PELE 弹侵彻过程壳体膨胀破裂的数值模拟[J]. 计算力学学报，2009，26(4)：568-572.
Jiang Jianwei, Zhang Mou, Men Jianbing, et al. Numerical simulation of penetration process for PELE projectile against target[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2009,26(4):568-572.

[13] Paulus G, Schirm V. Impact behaviour of PELE projectiles perforating thin target plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2006,33:566-579.

[14] 朱建生，赵国志，杜忠华，等. PELE 垂直侵彻薄靶的机理分析[J]. 爆炸与冲击，2009，29(3)：281-288.
Zhu Jiansheng, Zhao Guozhi, Du Zhonghua, et al. Mechanism of PELE projectiles perpendicularly impacting on thin target plates[J]. Explosion and Shock Waves, 2009,29(3):281-288.

[15] 杜忠华，宋丽丽. 横向效应增强型侵彻体撞击金属薄板理论模型[J]. 南京理工大学学报，2011，35(6)：822-826.
Du Zhonghua, Song Lili. Theoretical model of penetrator with enhanced lateral effect impacting thin metal target [J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2011,35(6):822-826.

[16] Verreault J, van Hinsberg N, Abadjieva E. PELE fragmentation dynamics[C]// Wickert M, Salk M. International Symposium on Ballistics. DLR, 2013:1289-1300.

[17] Verreault J. Modelling of the PELE fragmentation dynamics[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2014, 500(15):152015.

[18] Verreault J. Analytical and numerical description of the PELE fragmentation upon impact with thin target plates

[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015,76:196-206.

[19] 樊自建,冉宪文,汤文辉,等. PELE 正侵穿金属薄靶轴向剩余速度近似计算与分析[J]. 国防科技大学学报, 2015(5):84-90.
Fan Zijian, Ran Xianwen, Tang Wenhui, et al. Approximate calculation on the axial residual velocity of the PELE penetrate thin metal target plate[J]. Journal of National University of Defense Technology, 2015(5):84-90.

[20] 汤文辉. 冲击波物理[M]. 北京:科学出版社,2011:180-192.

[21] 钱伟长. 穿甲力学[M]. 北京:国防工业出版社,1984:327-328.

Calculation method and influencing factors of the fragmental radial velocities of PELE after penetrating thin target

Fan Zijian[1,2], Ran Xianwen[2], Tang Wenhui[2],
Yu Guodong[3], Chen Weike[2], Ren Caiqing[1]

(1. *College of Basic Education Commanding Officer, National University of Defense Technology, Changsha* 410072, *Hunan, China*;
2. *College of Science, National University of Defense Technology, Changsha* 410073, *Hunan, China*;
3. *State-Operated* 806 *Company of Guangdong, Foshan* 528231, *Guangdong, China*)

Abstract: Based on an analysis of the PELE (penetrator with enhanced lateral efficiency) penetrating thin metal targets, the deformation process of the front-end projectile was divided into two distinct phases: one-dimensional decomposition in the axial direction and the free conversion in the radial direction, for experimental study. Based on the shock wave theory, we obtained the shock wave compression energy of the front end of the projectile and, on the basis of the conservation of energy and the assumption of two-stage deformation, presented a method for determining the scattered radial velocity of the PELE jacket fragments behind the target. The calculated results in a variety of conditions are fairly consistent with the experimental results. The theoretical analysis showed that the maximum radial velocity of the PELE jacket fragments depends on the radial expansion of both the jacket and the filling part under the shock compression, the former playing a major role in the overall expansion of the projectile whereas the maximum radial velocity of the PELE jacket fragments increasing with the bulk modulus and the Poisson's ratio of the jacket and the filling part. The results suggest that the lateral expansion of both the jacket and the filling part should be taken into account when calculating the radial velocity of the PELE fragments.

Keywords: penetration mechanics; penetrator with enhanced lateral efficiency; shock wave; fragments

(责任编辑 王 影)