

文章编号: 1001-1455(2006)01-0071-08

动能深侵彻弹的力学设计(II): 弹靶的相关力学分析与实例*

陈小伟, 金建明

(中国工程物理研究院结构力学研究所, 四川 绵阳 621900)

摘要: 介绍了作者关于动能深侵彻弹研究的部分工作。单纯动能弹侵彻存在侵彻深度上限, 在技战术指标一定的前提条件下, 弹体结构的优化可令动能深侵彻弹尽可能实现最大侵深。其中弹体结构的力学设计尤为重要, 如弹形、弹材、质量比、长径比等。进一步开展弹体结构设计的力学研究, 包括头部设计、战斗部后盖、装填比、弹形和弹材、侵彻效应中的尺度律、混凝土靶的设计, 最后给出若干实例。

关键词: 爆炸力学; 弹体结构; 力学设计; 动能深侵彻弹; 混凝土; 侵彻/穿甲

中图分类号: O385

国标学科代码: 130 · 3530

文献标志码: A

1 引言

深层钻地武器(Earth Penetrating Weapon, 简称 EPW)的主要技战术指标包括其侵彻能力与爆炸性能(或装药量、有效荷载), 但二者之间是相互矛盾的。深层钻地武器的战斗部主要由弹体壳体和内装药件(核钻地武器则为核部件)构成。对一定几何尺寸的弹体, 其质量主要由弹体壳体提供, 爆炸威力越强, 意味着装药的质量装填比升高, 战斗部有效质量下降, 导致侵彻能力下降。另外, 为确保战斗部的侵彻能力, 弹体设计必须要求足够质量和足够的壳体强度, 为此对装药的质量装填比有一定限制。除要求壳体材料高强度、高韧性、高密度等特性外(有时考虑用贫铀等特殊材料), 厚度、头形、连接等也是保证弹体不会破坏的关键因素。工程应用中, 深层钻地武器的装药质量装填比一般在 10%~20%。

相关的理论研究表明, 单纯动能弹侵彻存在侵彻深度上限^[1~6]。在技战术指标一定的前提条件下, 弹体结构的优化可令动能深侵彻弹尽可能实现最大侵深。其中弹体结构的力学设计尤为重要, 包括弹形、弹材、质量比、长径比等。又因为弹体常为细长中空结构, 其抗弯能力和各截体的连接(包括连接位置和方式等)对其在斜撞击中过靶结构完整性有决定作用。

在穿甲动力学的理论研究中, 常把深层钻地武器近似为刚性弹, 建立 EPW 的分析模型。据此, 可对 EPW 的侵彻性能进行预估, 并可进一步开展弹体结构的力学设计, 如弹体的抗压/拉分析、抗弯曲分析、弹形和弹材、筒体设计等。通过对深层钻地武器的弹体结构的力学设计, 可找寻合理的动能深侵彻弹弹型, 确保一定的装药质量装填比(约 15%)和优化的弹形几何($100 < N < 200$); 在一定的技战术指标前提条件(约 $2.5Ma$)下, 尽可能实现最大侵深。在文献[7]的基础上, 本文中进一步介绍作者关于动能深侵彻弹的弹靶研究的部分工作。

2 弹体头部的中空形状

弹体壁厚对于战斗部的装填比、弹体的力学强度、弹体过靶的完整性有着决定性影响; 同时弹体头部的中空形状对以上三点也有重要影响, 还可进一步调节质心位置以及改善头部受力状况。实验已证实, 在 800 m/s 正侵彻 NSC 混凝土靶的问题中, 弹体头部有明显的质量侵蚀, 质量损失可接近弹体质量的 5%~8%^[8]。另外, 根据前面的分析, 在斜侵彻中, 最大侧向作用力发生在弹体头部部分侵入靶体的

* 收稿日期: 2004-11-08; 修回日期: 2005-03-14

作者简介: 陈小伟(1967—), 男, 博士, 副研究员。

过程中。因此,弹体头部中空形状的设计,原则上头部应考虑有足够的轴向厚度克服质量侵蚀,同时在最大侧向作用力发生的作用面区域内也有足够的壁厚度(亦或实体),以克服强载荷作用中空壳体可能引起的屈曲破坏或侧面质量侵蚀。

下面分析图1所示尖卵形弹体头尖部的质量侵蚀,假设弹头为实体。对于弹体头尖部由于承受过高载荷而发生质量侵蚀,设侵蚀部分最大横截面半径 d_e ,可推导得有侵蚀部分的无量纲高度

$$\frac{\Delta}{h} = 1 - \sqrt{1 - \frac{d_e}{d} \frac{\psi - 1/2}{\psi - 1/4} - \frac{d_e^2}{d^2} \frac{1}{4\psi - 1}} \quad (1)$$

式中: h 是弹体尖卵头部的高度。若 $d_e/d \ll 1$, 上式可简化为

$$\frac{\Delta}{h} = \frac{1}{2} \frac{d_e}{d} \frac{\psi - 1/2}{\psi - 1/4} \quad (2)$$

原则上,当头尖部某一横截面(半径 d_e)的过载达到其强度极限时,可认为质量侵蚀发生。由广义形状函数 \bar{N} 的定义^[9],有弹体头尖部发生质量侵蚀的临界条件

$$\sigma_{cr} = S f_c (1 + I/\bar{N}) \quad (3)$$

式中: σ_{cr} 是弹体壳体材料的临界破坏(抗拉)强度, I 是冲击函数(定义参见文献[1~4]); 广义形状函数 \bar{N} 和广义形状因子 \bar{N}^* 分别为^[9]

$$\bar{N} = \frac{M}{N^* \rho d^3}, \quad \bar{N}^* = -\frac{8}{d^2} \int_{h-\Delta}^h \frac{y y'^3}{1+y'^2} dx \quad (4)$$

上式表示广义形状函数因子 \bar{N} 的积分项仅对应于发生质量侵蚀的局部,其中 $y=y(x)$ 是描述一般弹形的母线函数, $y'=dy/dx$, 弹形及坐标定义可参见文献[1~2, 5~6]。显然,根据式(2)~(4),可求解弹体头尖部的质量侵蚀部分的高度 Δ 和截面直径 d_e 。

对于尖卵头形的弹体,还可进一步简化分析。如图1,尖卵头形的横截面直径迅速从零过渡到弹径 d , 混凝土侵彻一般不考虑摩擦效应,因此仅有尖卵头形的前部对侵彻总阻力合成有显著作用,因此尖卵头形弹体发生质量侵蚀的临界条件可直接用下式近似

$$\left(\frac{d_e}{d}\right)^2 = \frac{S f_c}{\sigma_{cr}} \left(1 + \frac{I}{N}\right) \quad (5)$$

图2给出壳体强度 $\sigma_{cr}=1\ 500\ \text{MPa}$ 的尖卵头形弹体(曲径比 $\psi=3$) 以不同的初速度侵彻 $f_c=40\ \text{MPa}$ 常规混凝土靶体时,其头尖部发生质量侵蚀的无量纲高度。特别地,当初速为速度上限(约 $900\ \text{m/s}$) 时,由文献[7]的图2可知,有 $I/N \approx 0.5$, 可由式(5)和式(1)分别得 $d_e/d=0.67$, $\Delta/h=0.40$ 。因此尖卵头形弹体在高速侵彻过程中,其头尖部的前部分将被侵蚀掉,这与实验一致。实际侵彻中,尖卵头形将被局部钝粗或钝化为近似半球头形。对应于文献[10]中速度 $620\sim 800\ \text{m/s}$ 的实验弹体,侵蚀部分的质量分别占弹体总质量的 $2.7\%\sim 5.4\%$, 与 M. J. Forrestal 等^[8] 的实验结果是接近的。

要在刚性弹斜侵彻的过程中具体确定最大侧向作用力发生的时刻是非常困难的。鉴于头部完全侵入前,轴向作用力几乎线性增加、而侧向作用力先增加后减小的事实,不妨假设最大侧向作用力发生在对应于头部的前半部分(即 $h/2$ 长度)进入靶体的时刻。

因此建议,弹体头部中空形状采用内弧面设计,要求以 $2\sim 3$ 段圆弧面平滑过渡,避免应力集中;同时,内弧面顶部位置以不超过距弹尖 $h/2\sim 2h/3$ (h 是弹体头部长度)距离为宜。此举可保证侵彻过程中弹体头部有足够强度,并可克服弹头的质量侵蚀,同时兼顾合适的装填比。

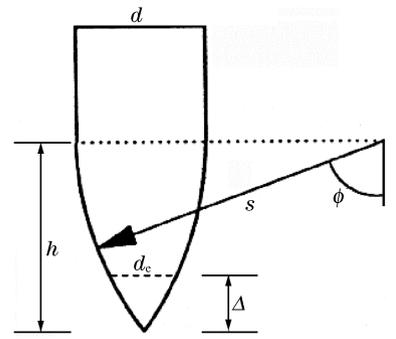


图1 尖卵形弹的剖面形状
Fig.1 Ogive nose geometry

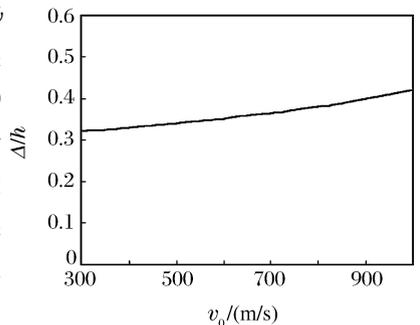


图2 尖卵形弹头部发生质量侵蚀的无量纲高度随撞击初速的变化
Fig.2 Variation of the dimensionless height of erosion nose with the initial velocity

另外,需引起注意的是,为降低侵彻过程中的强过载对弹体内部装药的响应,在弹体头部中空内弧面上设计一高分子材料缓冲阻尼层(如聚氨酯泡沫)用以包裹内部装药是非常必要的。作为初步设计方法,可根据文献[7]中式(15)和(16)分别计算侵彻过程中的最大轴向和横向过载,然后根据装药所要求的最大过载阈值以及所选高分子材料的弹性模量与阻尼系数,将壳体视作运动的刚性基础,将装药视作由阻尼层支持的质量块,求解简化的单自由系统,以确定轴向和环周向的阻尼层厚度。同样,高分子材料阻尼层的形状也应以弧面平滑过渡,避免应力集中。

3 动能深侵彻弹战斗部后盖设计

动能深侵彻弹战斗部通常需要在其后端加一后盖,以防内装物的外泄。根据以往的弹体设计技术和研究经验,建议弹体后盖整体采用螺纹联接设计。在弹体侵彻过程中,由于惯性效应,弹体后盖将受到恶劣的拉伸载荷作用。在以往实验中常出现的后盖脱落现象,正是因为弹体结构设计中未充分考虑该载荷对后盖螺纹的作用。因此有必要针对后盖的螺纹联接设计,进行强度校核计算。

为提高弹体壳体刚度,在弹体后端设计中壳体常取“内拐”形状,类似于加强筋作用。因此后盖外径通常小于弹体内径。设后盖螺纹外径和后盖螺纹内径分别是 d_e 和 d_i ,工程设计中可有

$$d_i \approx 0.83d_e \quad (6)$$

根据文献[7]的分析,考虑撞击中的惯性效应,可估算弹体后端后盖螺纹的设计载荷是

$$F_{sj} = \frac{\pi d_e^2 S f_c}{4} \left(1 + \frac{I}{N}\right) \quad (7)$$

为确保后盖螺纹内径断面的抗拉承载,由式(6,7)可知后盖(螺纹)材料的抗拉强度

$$\sigma_b > \frac{3}{2} S f_c \left(1 + \frac{I}{N}\right) \quad (8)$$

当后盖受拉时,螺纹部分受挤压并产生弯曲和剪切。后盖螺纹圈数可按弯曲和剪切计算^[11~12],也即根据强度理论,可以按螺牙的剪切应力分析和弯曲应力分析分别校核后盖螺纹螺牙的圈数 n ,取两者的较大值为实际螺纹螺牙的设计圈数。

按公制三角螺纹设计,假设 s 是螺纹螺距,有螺牙高 $h = 0.65s$,螺牙根部宽度 $b = 0.85s$,其中 0.85 是考虑实际螺纹横断面特征的系数。

按螺纹螺牙牙根处的剪切应力设计,后盖螺纹的圈数 n 应满足

$$n \geq \frac{1.14 F_{sj}}{d_i s \sigma_b} \quad (9)$$

类似地,按螺纹螺牙牙根处的弯曲应力设计,后盖螺纹的圈数 n 应满足

$$n \geq \frac{0.88 F_{sj}}{d_i s \sigma_w} \quad (10)$$

式中: σ_w 是螺纹材料的许用弯曲应力。

同时对螺纹螺牙的挤压应力进行校核,其挤压应力应满足

$$\sigma_c = \frac{1.4 F_{sj}}{\pi d_i n s} < K_{com} \sigma_b \quad (11)$$

式中: K_{com} 为挤压系数,对于不活动不可拆螺纹联接取 $K_{com} = 1.3$ 。

鉴于螺纹联接中,各圈螺纹并非均匀受载,一般建议螺纹联接螺牙数不少于 5~7 圈。

4 动能深侵彻弹的装填比

考虑一种极限情况,取等厚度筒体设计,动能深侵彻弹的圆柱段装填比

$$\zeta = \frac{M_c}{M_s + M_c} = \frac{\rho_1 (1/4 - h_t/d)}{\rho_p h_t/d + \rho_1 (1/4 - h_t/d)} \quad (12)$$

式中: ρ_1 、 ρ_p 分别是炸药和弹材的密度。不妨取 $\rho_1 = 1.65 \text{ t/m}^3$, $\rho_p = 7.85 \text{ t/m}^3$,图 3 给出了不同弹壳厚

度 h_i/d 时圆柱段的装填比。显然,当 $h_i/d=0.10$ 时, $\zeta=0.24$; 当 $h_i/d=0.12$ 时, $\zeta=0.185$; 当 $h_i/d=0.15$ 时, $\zeta=0.123$ 。根据文献[7]的分析,考虑一定的斜侵彻(抗弯)能力,动能深侵彻弹的合理筒体厚度应为 $h_i/d=0.15$ 。另外,动能深侵彻弹的整体质量还应包括弹体头部和尾部弹盖的质量(对应于弹体材料)以及引信等,因此以上的炸药装填比仅是一极限理论值,实际的动能深侵彻弹炸药装填比应小于上述分析值。对于深层侵彻钻地弹,较合理的装填比是 $\zeta=0.10\sim 0.15$ 。

根据前面对弹体壁厚的分析,可以得到以下结论:若无特别措施(如提高弹材性能等),战标要求深层侵彻钻地弹炸药装填比 $\zeta > 0.20$ 是非常困难的;与此对比的是,由于音速(亚音速)动能弹的弹壳厚度为 $h_i/d \approx 0.10$,一般动能弹(如反机场跑道弹等)炸药装填比可达 $\zeta > 0.20$ 。

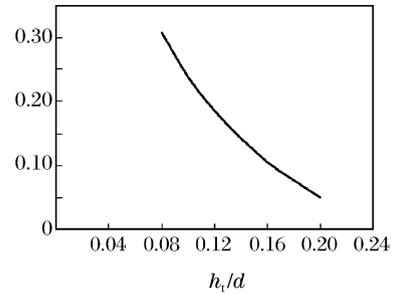


图3 不同弹壳厚度下的极限装填比

Fig. 3 Variation of limit backfill ratio of projectile with the thickness of cartridge

5 动能深侵彻弹的弹形和弹材问题

为确保弹体的侵彻能力和飞行中的稳定性,以及斜撞击时有足够的抗弯能力,根据已有的研究实例和文献[7,10]的理论工作,深层侵彻的弹体长径比一般在 $6\sim 10$ 之间,头部取尖卵形、尖锥形或截卵、截锥形。而在美国研制的弹型的长径比相对较大,弹体长径比可达 $10\sim 11$,且以尖卵头形居多。研究表明^[1~3,5~6],尖卵形弹头更适用于深层侵彻;文献[7,10]进一步建议合适的尖卵形弹头在 $2.5 < \psi < 4$ 范围,一般取 $\psi=3$ 。

一般而言,在已知的几种高强度钢中,如 G50 钢、D6AC、D6A、AerMet100、AF1410、AISI(VAR) 4340 等^[13],其相应的力学性能分别可满足不同深层侵彻战标的要求,并可应用于弹体设计。需要强调的是高强度和高韧性的匹配,关键之一在于相关材料是否适合焊接,以及焊接后强度是否满足要求。

6 侵彻效应中的尺度律

量纲分析并不要求控制方程是否存在,因而在实际中简化问题非常有用。有关刚性弹侵彻混凝土靶的量纲分析已有较详细的讨论^[2,5],这里不再赘述。值得注意的是,一组完整的无量纲量可以有不同的表达方式,各无量纲量是否重要,须根据实际情况分析判定。

对于刚性弹侵彻半无限混凝土靶问题,在一定条件下,不需考虑钢筋和骨料的影响,且可忽略动摩擦效应和混凝土的模量影响,其侵彻深度的量纲分析将简化为^[2,5]

$$\frac{X}{d} = f\left(\frac{Mv_0^2}{d^3 f_c}, \frac{M}{\rho d^3}, N^*\right) = f(I, N) \quad (13)$$

对于刚性弹穿甲有界混凝土靶问题,则还需考虑靶厚 $\chi = H/d$ 和撞击着角 β ,有^[3,6]

$$\frac{X}{d} = f(I, N, \chi, \beta) \quad (14)$$

在文献[7]的理论分析中,已得到刚性弹在侵彻过程中的阻力和减速度(见文献[7]中式(9))。而且,因为弹体质量与弹体外形几何间有关系 $M \propto d^2 L$,因此,对不同尺寸的弹体,其减速度有以下尺度律关系

$$a_{\max} \propto 1/L \quad (15)$$

相似的不同尺寸弹体,相应部位的应力则是同量级的。即其尺度律关系为

$$\sigma \propto 1 \quad (16)$$

以上尺度律关系不仅适用于深层侵彻,也适用于一般的穿甲动力学过程。这是由与侵彻阻力公式有相同表达的 Poncelet 公式或更一般的阻力公式^[14]

$$\sigma_n = AY + C\sqrt{\rho Y}v + B\rho v^2 + D\rho d\dot{v} \quad (17)$$

所决定的。

小尺寸弹体侵彻过载时间短, 侵彻深度小, 但过载(减速度)大; 对于缩比尺寸接近或大于 10 的小尺寸弹体侵彻, 其过载(减速度)甚至可比真实弹体的减速度大一量级。这已为实验和数值分析所验证。穿甲动力学研究中, 缩比实验的载荷条件通常显著比全尺寸实验恶劣; 不同的载荷条件有可能导致缩比弹体和全尺寸弹体在撞击过程中有不同的侵彻破坏模式。这是穿甲动力学研究中进行缩比实验时应特别注意的。

7 混凝土靶的设计

缩比和同比的侵彻实验是深侵彻钻地弹预先研究和设计阶段中不可缺少的研究手段。针对不同尺寸的弹体, 有必要对混凝土靶体进行恰当设计, 包括靶体强度、靶体几何尺寸、靶体边界以及骨料大小等。

靶体强度根据设计弹体的战标要求或技术预期进行设置。常规无筋混凝土 NSC(Normal strength concrete)无侧压(单轴)强度 $f_c \approx 40$ MPa, 高强度混凝土 HSC(High strength concrete)无侧压(单轴)强度 $f_c > 100$ MPa。

一般混凝土的骨料是直径大于或等于 20 mm 的卵石, 该尺寸对于弹径与之相当的小尺寸弹体的侵彻性能是敏感的, 因此须根据弹体的尺寸对骨料尺寸作出相应调整。对于弹径 20~40 mm 的小尺寸实验, 为防止侵彻过程中弹体的飞溅, 须严格限制卵石骨料的尺寸, 建议卵石平均尺寸为 5.0~10.0 mm。

靶体的几何设计则需要从实验成本和实验合理性(实验设计和实验结果)两方面进行权衡。靶径过大, 将显著升高实验成本; 靶径过小则有可能导致靶体在动能深侵彻弹侵彻过程中完全破碎, 使实验数据不真实。图 4~5 分别给出美国 BLU-109 和 GBU28/BLU-113 钻地炸弹测试实验。图中靶径与弹径比相当于 20~25, 靶体有钢筋加固, 其中图 5 用多层混凝土靶体累叠, 靶体保存完整。

同样, 靶体的厚度对深侵彻也有重要影响。对半无限靶(混凝土)的深侵彻问题, 其减速度曲线是陡升-缓降-陡停(如图 6 中的曲线 1)。而一般实验中后段历程的减速度缓降至零是由于后边界影响造成(如图 6 中的曲线 2), 实验中常表现为穿靶或后边界崩落, 对应于中厚或薄靶体, 称为“减速度拖曳”现象。M. J. Forrestal 等的空腔膨胀理论和实验工作^[8,15]可佐证以上两种现象。“减速度拖曳”有可能导致实验失真, 侵彻深度出现放大; 深侵彻实验设计应避免后边界的影响。

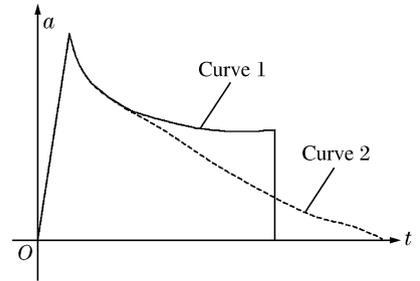
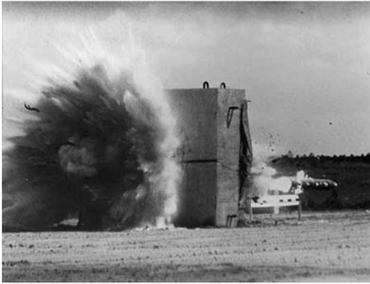


图 4 BLU-109 钻地弹火炮实验

图 5 GBU28/BLU-113 钻地弹火炮实验

图 6 混凝土靶后边界对减速度的影响

Fig. 4 The artillery test of BLU-109

Fig. 5 The artillery test of
GBU28/BLU-113

Fig. 6 The influence of the rear side of
concrete target on the deceleration

实验中常取混凝土靶为圆柱形体, 在浇制时即用薄金属桶箍紧外环面, 预应力(压应力)作用可以部分抵消侵彻时沿环向的拉应力, 以保证侵彻过程中靶体不完全破碎; 其消极的影响是径向应力波的反射。利用薄金属桶箍紧设计, 原则上可减小靶体直径。实验表明: 裸靶设计的弹靶尺寸 $D/d = 25 \sim 30$ 是合适的; 利用薄金属桶箍紧设计, 可令 $D/d \approx 20$ 。梁斌的数值模拟计算分析证实了相关结论^[16]。考虑破碎区, 利用动态空腔膨胀理论和应力波理论, 有可能对靶体的最小截面尺寸进行理论分析。

在全(大)尺寸弹体侵彻试验中, 混凝土靶体相对较大, 利用薄金属桶箍紧设计显得不太现实, 实践

中可采用加筋方靶设计,如图4~5所示,同样可有效减小靶体尺寸。

梁斌的计算分析^[16]认为,当靶厚与侵彻深度之比大于2时,在 $2Ma$ 以内对靶体的侵彻可以忽略靶体后边界的影响。该结论相对较粗糙。这里可借鉴类似于混凝土靶穿甲极限 e 的概念,定义一深侵彻中可忽略靶体后边界效应的侵彻极限 f ,作为深侵彻实验中混凝土靶的最小厚度的设计建议。

混凝土的穿甲极限 e (perforation limit)定义为靶体抵挡弹体穿甲的最小厚度。换言之,对应于后边界的崩块(冲塞)几近形成而弹体剩余速度恰好为0时的混凝土厚度。较厚混凝土靶的穿甲极限是^[3,6]

$$\frac{e}{d} = \frac{X}{d} + \frac{\sqrt{1 + \sqrt{3} \text{Stana}} - 1}{2 \tan \alpha} \quad \frac{X}{d} > k \quad (18)$$

式中: X/d 是无量纲的侵彻深度, k 是前坑凿块深度, α 是混凝土后坑凿块的半锥角。一般地,中等强度混凝土靶体后坑凿块的半锥角 $\alpha \geq \pi/3$ 。A. N. Dancygier^[17]对于中、高强度混凝土靶,将 $\tan \alpha$ 的平均值分别取为2.254和4.108(也即 $\alpha = 66.1^\circ, 76.3^\circ$)。在常规强度混凝土靶情形下, $\frac{\sqrt{1 + \sqrt{3} \text{Stana}} - 1}{2 \tan \alpha} \approx 1$ 。

更进一步,建议取混凝土的侵彻极限

$$\frac{f}{d} = \frac{X}{d} + \lambda \quad (19)$$

式中: λ 可借鉴动态空腔膨胀理论和应力波理论分析给出。简单地,这里沿用工程应用中对混凝土靶的划分,厚靶要求 $\lambda > 10$,也即后边界效应可忽略。实际的 λ 应相关于撞击速度、弹形、靶材等。

同时在混凝土靶的设计中,为避免贯穿性裂纹发展导致靶体完全破碎,类似于图5,可用多层混凝土靶体累叠。层靶间界面可阻止不同靶体间破坏的传播。

8 实例分析

8.1 实例1

图7给出38 mm自适应火炮动能深侵彻弹试验弹体结构示意图^[18],有两种长度的试验件,无量纲长径比分别是6.5、8.8。弹材为D6A钢(稍弱于G50钢),头部为截卵形,最小壁厚 $h_1/d = 0.08$ 。根据文献^[1~2,5]对截卵形弹体的分析,可知两种弹体的几何函数均在 $N < 100$ 的范围,结构尚有待优化。

因弹体结构由以前的亚音速动能弹改进而来,Fig.7 Configuration of EPW projectile with diameter 38 mm 结构设计有先天的不足,在实验弹速 $v_0 < 600$ m/s 正侵彻时弹体未能完整过靶。多数试验件分别在弹带处或壳体中段向尾段过渡处(壳体最薄处,如图7)断裂破坏^[18]。

8.2 实例2

图8是美国空军发展的用于机载发射的MMTD(Miniaturized Munitions Technology Demonstration)试验弹体的结构示意图。弹重113.4 kg,炸药重22.7 kg,装填比20%。弹体长径比12,要求以 $\pm 1^\circ$ 着角和撞击速度 $v_0 > 350$ m/s 正侵彻混凝土靶,最大无量纲侵彻深度可达12。其侵彻能力与总质量900 kg的BLU-109相当。

由图8和装填比20%可知,其弹体壁厚 $h_1/d \approx 0.10$,弹体的几何函数 $N \approx 100$,其最大侵彻速度 v_0

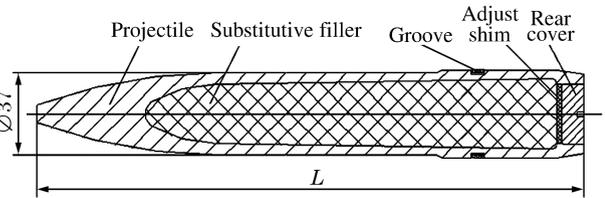


图7 38mm自适应火炮EPW试验弹体结构示意图

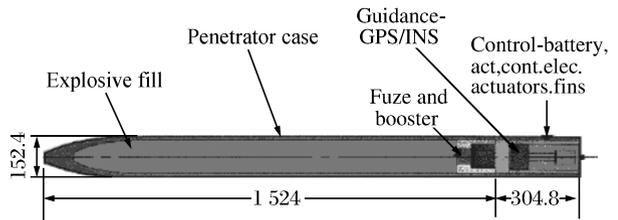


图8 MMTD弹体结构示意图

Fig.8 Configuration of MMTD projectile

$< 600 \text{ m/s}$ 。细长弹体通常允许一定着角的斜侵彻, 该着角一般在 $\pm 20^\circ$ 范围内。MMTD 弹体由于很高的长径比, 对弹体的制导要求非常严格, 仅允许正侵彻且着角误差必须在 $\pm 1^\circ$ 范围。该姿态必须在撞击前至少一个弹长距离时实现。

8.3 实例 3

图 9 是 8 kg 反跑道动能弹在 30° 斜侵彻时的变形^[19]。其弹体结构与图 8 相似, 同为截卵形薄壁细长弹体, 弹材为 D6A 钢, 弹体长径比 $L/d=11$, 弹体壁厚 $h_t/d=0.09$, 侵彻速度 $v_0=350 \text{ m/s}$ 。正侵彻弹体保持完整; 在斜 30° 斜侵彻时, 弹体发生弯曲变形但保持结构完整, 弯曲开始位置接近在与弹尖距离为全弹长的三分之一处。



图 9 动能弹斜侵彻混凝土靶后弯曲变形
Fig. 9 Bending deformation of anti-runway KE projectile after oblique penetration

根据前面的理论分析, 弹体的几何函数 $N=80$, 该弹体结构适合于(亚)音速撞击。而且由文献[7]中公式(24c)可计算该弹体斜侵彻混凝土靶体而不出现弯曲型破坏的最大理论着角 $\beta=24^\circ$, 其中弹材 D6A 钢的极限强度 $\sigma_{cr}=1570 \text{ MPa}$ 。

8.4 实例 4

图 10 是圣地亚国家实验室新近最近发展的一种 EPW 概念战斗部, 被认为最可能用于新一代钻地武器的研制(美国专利: 6 186 072)。弹体长径比 $L/d=6$, 无量纲壁厚 $h_t/d \approx 0.15$, 壳体段有 1° 锥度, 头部为尖卵形 $\psi=3$, 在距弹尖全弹长 $1/3$ 位置和壳体全长 $1/3$ 位置之间有加强筋。对应地在距后端接近全弹长 $1/3$ 位置也有加强筋。

根据前面的理论分析, 可知其弹体的几何函数 $N \approx 130$ 。该弹体可适用于一定着角的斜侵彻, 且其几何形状相对于侵彻能力已较优化。

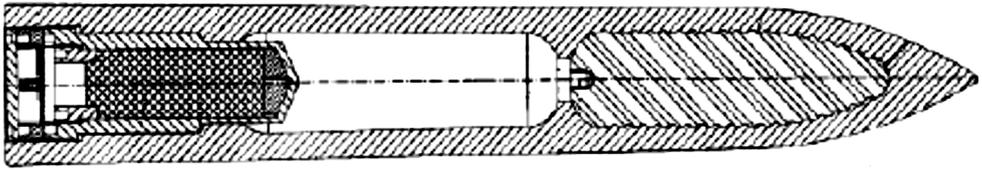


图 10 圣地亚国家实验室的一种 EPW 概念

Fig. 10 Conceptual design of a new EPW of Sandia National Laboratory

9 结 论

在穿甲动力学的理论研究中, 常把深层钻地武器近似为刚性弹, 建立 EPW 的分析模型。根据作者以前的理论工作, 本文中进一步开展动能深侵彻弹弹体结构和混凝土靶体的力学设计, 包括头部设计、战斗部后盖、动能深侵彻弹装填比、弹形和弹材、侵彻效应中的尺度律、混凝土靶的设计, 并给出若干实例分析。这些工作将有助于理论指导动能深侵彻弹的弹体结构设计和找寻合理的动能深侵彻弹弹型。

本课题组成员还包括屈明高工、杨世全工程师、梁斌工程师、高海鹰工程师、唐平研究员、张方举高工、谢若泽高工、徐艾民工程师等, 他们与作者进行了有益讨论。刘彤研究员、钱立新和蒋荣峰高工对本课题工作开展提供了便利。谨表谢意。

参考文献:

- [1] Chen X W, Li Q M. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(6): 619-637.
- [2] Li Q M, Chen X W. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a non-deformable projectile[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003, 28(1): 93-116.
- [3] Chen X W, Fan S C, Li Q M. Oblique and normal penetration/perforation of concrete target by rigid projectiles [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 30(6): 617-637.

- [4] Chen X W, Li Q M. Transition from non-deformable projectile penetration to semi-hydrodynamic penetration[J]. ASCE Journal of Engineering Mechanics, 2004,130(1):123-127.
- [5] 陈小伟. 刚性弹对混凝土靶的撞击和侵彻[R]. 绵阳:中国工程物理研究院,2003.
- [6] 陈小伟. 刚性弹对混凝土靶的斜/正穿甲和侵彻[R]. 绵阳:中国工程物理研究院,2003.
- [7] 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. Mechanics of structural design 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.
- [8] Forrestal M J, Altman B S, Cargile J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 1994,15(4):395-405.
- [9] Li Q M, Weng H J, Chen X W. A Modified model for the penetration into moderately-thick plates by a rigid, sharp-nosed projectile[J]. International Journal of Impact Engineering, 2004,30(2):193-204.
- [10] 陈小伟. 钻地弹结构的力学设计[R]. 绵阳:中国工程物理研究院,2004.
- [11] 蒋浩征,周兰庭,蔡汉文. 火箭战斗部设计原理[M]. 北京:国防工业出版社,1982.
- [12] 徐灏. 机械设计手册[M]. 北京:机械工业出版社,2000.
- [13] 杨世全. 深层钻地武器的弹体选材研究[R]. 绵阳:中国工程物理研究院,2002.
- [14] Chen X W. Dynamics of Metallic and Reinforced Concrete Targets Subjected to Projectile Impact[D]. Singapore: Nanyang Technological University, 2003.
- [15] Forrestal M J, Frew D J, Hickerson J P, et al. Penetration of concrete targets with deceleration-time Measurements[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,28(5):479-497.
- [16] 梁斌. 弹丸对有界混凝土靶的侵彻研究[D]. 绵阳:中国工程物理研究院,2004.
- [17] Dancygier A N. Rear face damage of normal and high-strength concrete elements caused by hard projectile impact [J]. ACI Structural Journal, 1998,95(3):291-304.
- [18] 杨世全. 钻地弹缩比试验件穿靶探索试验研究[R]. 绵阳:中国工程物理研究院,2002.
- [19] 钱立新. 动能弹首轮试验结果分析及九五年度工作设想[R]. 绵阳:中物院总体工程研究所,1995.

Mechanics of structural design of EPW (II):

Analyses on the design of EPW projectiles, concrete targets and examples

CHEN Xiao-wei*, JIN Jian-ming

(*Institute of Structural Mechanics, China Academy of Engineering Physics,
Mianyang 621900, Sichuan, China*)

Abstract: The mechanics problem in structural design of earth penetrating weapons (EPW) has been presented in this paper. There exists a maximum penetration depth for a pure KE projectile when its geometric configuration and impact conditions are specified. However, the structural optimization of EPW, especially the mechanical design of projectile body, is quite beneficial to improve the penetration capability. Analyses are conducted on designs of projectile nose, warhead rear cover, backfill ratio, projectile shape, materials, and the scaling law as well as the design of concrete target. Some examples are given to demonstrate the theoretical results.

Key words: mechanics of explosion; projectile structure; mechanical design; EPW; concrete; penetration/perforation

* Corresponding author: CHEN Xiao-wei
E-mail address: chenxiaoweintu@yahoo.com
Telephone: 0816-2485473