

文章编号: 1001-1455(2005)06-0499-07

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*

陈小伟

(中国工程物理研究院结构力学研究所, 四川 绵阳 621900)

摘要: 在作者先前工作的基础上,进一步明确了适合于动能深侵彻弹的撞击函数和弹体几何函数的有效范围,可用于相关弹体结构的力学设计。同时从理论上研究了弹体的抗压/拉和抗弯能力,分别从抗压/拉和抗弯两方面来确定动能深侵彻弹弹体的极限壁厚。针对不同撞击速度的细长中空弹体斜侵彻混凝土靶,分析得到不出现弯曲破坏的弹体最大临界斜角和壳体壁厚下限,并给出弹体抗弯能力的最薄弱位置。对弹体的壳体厚度、局部加固和焊接位置提出建议。

关键词: 爆炸力学;壁厚;侵彻/穿甲;动能深侵彻弹;刚性弹;混凝土;撞击函数;弹体几何函数

中图分类号: O385

国标学科代码: 130·3530

文献标志码: A

1 引言

作为超音速($2Ma \sim 3Ma$)的动能侵彻弹之一,深层钻地武器(Earth Penetration Weapon,简称EPW)的作用效应是指弹体深层侵彻地下目标靶体而保持结构不受损坏,战斗部在预定深度爆炸,实现摧毁深层目标。深层钻地武器是打击敌方重要的地下坚固军事目标,如地下掩体、地下指挥所、弹药库、地下发射基地等的有效武器。目前美国的钻地武器已经发展到较高水平:型号系列化、常规与核兼顾、发射平台可置换、可实战设计等。

相关的理论研究表明,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,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。

在深层侵彻的理论研究中,Sandia国家实验室Forrestal小组的研究得到国际冲击工程界公认,其最有代表性的工作见关文献[1~2]。作者及其合作者以Forrestal小组的研究为基础,提出了撞击函数 I 和弹头形状函数 N 两个无量纲参数,给出更简便的无量纲刚性弹侵彻/穿甲的终点弹道公式,进一步发展了刚性弹侵彻/穿甲动力学[3~8]。

本文中,以作者先前的理论工作为基础,重点给出动能深侵彻弹体的抗压/拉和抗弯曲的力学分析。

2 动态空腔膨胀理论模型

设一质量 M 、弹径 d 的刚性弹以初速 v_0 正侵彻混凝土靶,靶体密度及无约束抗压强度分别是 ρ 和 f_c 。刚性弹侵彻半无限混凝土靶的破坏包括一个锥形弹坑(深度为 kd ,一般取 $k=2.0 \sim 2.5$)和一个隧道区。侵彻实验的减速度曲线表明[1],在锥形弹坑区阻力脉冲上升,在隧道区阻力脉冲下降。在锥形弹

* 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。

坑区和隧道区,作用在弹头头部的轴向总阻力分别为^[2,4,7]

$$F = \begin{cases} F = cx & x/d < k \\ \pi d^2 (Sf_c + N^* \rho v^2) / 4 & x/d \geq k \end{cases} \quad (1)$$

式中: c 是一常数; v 是刚性弹侵彻过程中的瞬时速度; S 是相关于混凝土无约束抗压强度 f_c 的一个无量纲经验常数,有^[2,4,7]

$$S = \begin{cases} 82.6 f_c^{-0.544} \\ S = 72.0 f_c^{-0.5} \end{cases} \quad (2)$$

式中: f_c 单位为 MPa。

对于方程(1)给出的刚性弹侵彻半无限混凝土靶的过载时间历程,一般而言,初始惯性项(也即 $N^* \rho v^2$)对阻力的贡献小于靶体强度项。在初速小于 1 000 m/s 时刚性弹对常规混凝土(NSC)的侵彻问题中,初始惯性项对阻力的贡献通常小于总阻力值的 1/3;在亚音速($v_0 \approx 300$ m/s)撞击时,甚至可忽略惯性项而假设阻力是常数, $F = \pi d^2 S f_c / 4$ 。

定义 N^* 为弹头形状因子^[3~4,7~8]

$$N^* = -\frac{8}{d^2} \int_0^h \frac{yy'^3}{1+y'^2} dx \quad (3)$$

上式用于描述侵彻过程中刚性弹弹头形状的影响,式中 $y = y(x)$ 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^[3~4,7~8]。

尖卵形弹头的形状因子 N^* 为

$$N^* = \frac{1}{3\psi} - \frac{1}{24\psi^2} \quad (4)$$

式中: $\psi = s/d$ 是尖卵形弹头曲径比 CRH (caliber-radius-head), s 为尖卵形母线圆弧半径。

图 1 给出尖卵形弹头的形状因子 N^* 随曲径比 ψ 的变化。当 $\psi < 3$ 时, N^* 下降迅速,表明采用尖卵形弹头并提高曲径比 ψ , 可明显优化弹头的形状;而当 $\psi > 4$ 时, N^* 下降非常缓慢,表明更高曲径比 ψ 的尖卵形对弹头的形状优化作用已不明显。根据图 1, 合适的尖卵形弹头一般取 $2.5 < \psi < 4$ 。

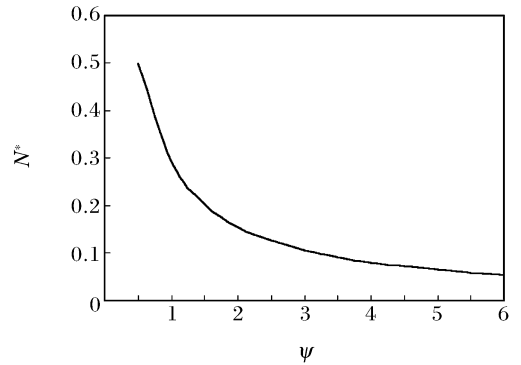


图 1 尖卵形弹头的形状因子 N^* 与曲径比 ψ 的关系
Fig. 1 Variation of the nose factor N^* of an ogive-nose projectile with its caliber-radius-head ψ

3 无量纲控制参数

作者的理论研究已表明:刚性弹的深层侵彻主要由两个无量纲物理量(即撞击函数 I 和弹头形状函数 N)控制^[3~4,7];而斜侵彻/穿甲问题中,控制参数除 I 和 N 之外,还包括靶体无量纲厚度 $\chi = H/d$ 和初始着角 β ^[5,8]。

刚性弹的撞击函数 I 和弹头形状函数 N 分别定义为

$$I = Mv_0^2 / (d^3 S f_c) \quad (5)$$

$$N = M / (N^* \rho d^3) \quad (6)$$

下面进一步分析将要用到无量纲比值

$$I/N = N^* \rho v_0^2 / (S f_c) \quad (7)$$

与弹体质量无关。图 2 给出了 $\psi = 3$ ($N^* = 0.1065$) 的尖卵形刚性弹正侵彻不同强度的混凝土靶(设靶体密度 $\rho = 2450$ kg/m³) 时 I/N 与撞击初速 v_0 的关系。

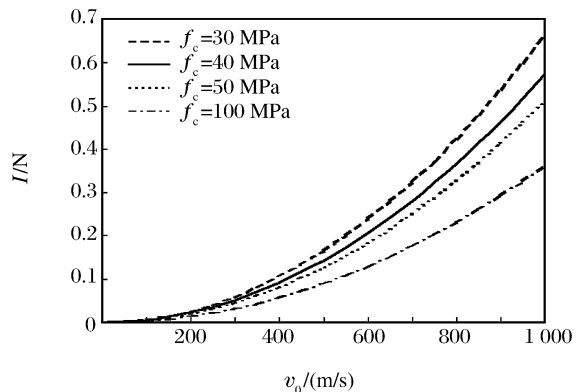


图 2 $\psi = 3$ 的尖卵形弹正侵彻不同强度混凝土靶的 I/N 与 v_0 的关系

Fig. 2 Variation of I/N with v_0 when ogive-nose projectiles ($\psi = 3$) striking concrete targets of different strengths

刚性弹在侵彻过程中的加速度是

$$a = F/M \quad (8)$$

鉴于撞击初期,即弹头侵入靶体之前(弹头长度与锥形弹坑区深度大体相当),弹体速度下降相对较慢,因此其最大减速度可近似为

$$a_{\max} = \pi d^2 (Sf_c + N^* \rho v_0^2) / (4M) = \pi d^2 Sf_c [1 + (I/N)] / (4M) \quad (9)$$

刚性弹对混凝土的深层侵彻,其无量纲的侵彻深度是^[3~4,7]

$$\frac{X}{d} = \frac{2}{\pi} N \ln \left(1 + \frac{I}{N} \right) + \frac{k}{2} \quad x/d \geq k \quad (10)$$

工程应用中,根据先前的理论分析^[3~4],深层侵彻刚性弹的优化的弹头形状函数 N 值在 100~200 之间;当 N 值足够大($N > 100$)时,弹头形状函数 N 对侵彻能力的影响是二阶的,无量纲侵彻深度近似由撞击函数决定

$$\frac{X}{d} = \frac{k}{2} + \frac{2I}{\pi} \quad x/d \geq k \quad (11)$$

工程近似为^[3]

$$X/d = I/2 \quad (12)$$

另外,在刚性弹假设前提下,对应于侵彻速度上限,单纯动能弹(深层钻地武器,弹材为高强度钢)侵彻存在侵彻深度上限^[6]。当撞击速度大于上限值,弹体将发生严重质量侵蚀、不对称破坏等,导致侵彻能力显著下降,进入半流体撞击。对应于不同的靶体,速度上限有一定差别;关于 NSC($f_c = 40$ MPa)混凝土靶的深层侵彻,相应弹体的速度上限大致为 900~1 000 m/s。对图 5, $I/N \approx 0.5$ 。

4 动能深侵彻弹体结构的力学设计

根据文献^[3~4]的理论分析,结构优化设计的深层钻地弹应有以下特点:对应于侵彻 NSC 混凝土($f_c = 40$ MPa)的速度上限(900 m/s),其弹头形状函数 N 值在 100~200 之间,撞击函数 I 在 50~100 之间,而其侵彻深度 X/d 大约在 25~50 之间。需注意的是,装药动能深侵彻弹的门槛值应向上述分析值的下限靠拢,而上述值的上限对应于实心弹体。但若进一步提高弹体材料性能,优化弹体的几何设计,并严格控制正侵彻姿态,有可能使深侵彻的速度上限提高到 1 400 m/s($\approx 4 Ma$),而装药动能深侵彻弹的无量纲侵深也有可能接近设计极限 $X/d \approx 50$ 。

根据理论分析得到动能深侵彻弹的 I 和 N 的合理取值范围,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、头部设计、筒体设计、炸药装填比以及焊接连接等等。由此可找寻合理的动能深侵彻弹弹型。

本文中给出动能深侵彻弹弹体的抗压/拉和抗弯曲的力学分析,另一文献《动能深侵彻弹的力学设计 II: 弹靶的相关力学分析与实例》将就剩余问题展开分析。接近垂直方向撞击靶体时,弹体主要发生压缩变形(后端可能发生拉伸断裂);当斜侵彻的着角较大时,弹体主要发生弯曲变形和弯曲断裂。在撞击相图中,决定完整穿透的各种间界线时,其破坏准则较简单,一是根据压缩破坏或拉伸断裂的临界应力,二则是根据弯曲型破坏的临界弯矩进行分析。因此理论分析可分别从抗压(拉)和抗弯两方面来确定动能深侵彻弹筒体的极限壁厚。

5 动能深侵彻弹的抗压和抗拉分析

在弹形和弹材确定的情况下,弹体壳体壁厚的选择是保证弹体在侵彻过程中结构完整的关键,同时对装药质量装填比也有直接影响。在弹体接近垂直方向撞击混凝土靶的过程中,弹体主要发生压缩变形(以前端为主)。另外,由于应力波的自由面反射,弹体后端将产生反射卸载波(拉伸波),反射卸载波与入射波相互作用,材料响应阶段(微秒量级)的应力波作用将导致宏观的惯性效应,弹体后端可能由于拉应力的作用发生拉伸断裂。因此有必要从弹体的抗压和抗拉强度分析两方面来确定其极限壁厚。本节对该问题进行理论分析。

对于内部装药的弹体,因炸药抗拉性能较差,一般假设炸药不承受拉应力;同样,炸药的破坏强度和模量远小于外壳体的破坏强度和模量,虽然炸药的变形可能比外壳体的显著,但炸药的承载能力远小于外壳体。因此若非强调动能深侵彻弹内装炸药件的安定性分析,强度分析中可忽略炸药部件而认为弹体是中空的,撞击过程的所有过载将完全由外壳体承受。

原则上讲,弹体壳体承受复杂的应力状态,应根据最大过载采用相应的强度理论计算等效应力,然后进行壳体壁厚设计。相关的设计方法可参见文献[9]。但由于弹体正侵彻混凝土靶体时,弹体所受轴向载荷远大于弹体所受的横向力,因此可简化问题,按一维(沿轴向)问题进行强度分析。

若弹体壳体材料的临界破坏(抗拉)强度是 σ_{cr} ,设弹体任一截面 $n-n$ 的壳体壁厚是 h_t ,弹体 $n-n$ 截面后面的质量是 M_L ,根据式(9)可估算弹体壳体在截面 $n-n$ 上需承受的最大载荷是

$$\pi d h_t \sigma_{cr} = (M_L/M) (\pi d^2 S f_c / 4) (1 + I/N) \quad (13a)$$

弹体头尖部分的质量远小于全弹质量,因此弹体头尖部壳体截面上需承受的最大载荷可近似为

$$\pi d h_t \sigma_{cr} = (\pi d^2 S f_c / 4) (1 + I/N) \quad (13b)$$

考虑到弹体的刚度要求,工程中常取等厚度壳体设计,则弹体设计厚度 $h_t' > h_t$ 。因此,弹体壳体在抗压条件下的无量纲极限厚度是

$$h_t/d = S f_c (1 + I/N) / (4 \sigma_{cr}) \quad (14)$$

该式包括了靶材、弹材、撞击函数以及弹体形状函数对弹壳厚度设计的影响。

另外,弹体后端面在撞击过程中是自由端面,应力波到达后端面将反射为拉伸卸载波,应力波作用导致宏观惯性效应,弹体后端将有拉伸应力存在。为简化,这里仍沿用一维应力波在自由端面等值反射,可估算其拉伸载荷 $T = \pi d^2 S f_c (1 + I/N) / 4$ 。若不考虑金属材料的包辛格效应,即反向加载的屈服强度较之正向加载时有所削弱,同样可得到弹体后端壳体在抗拉条件下的极限厚度式(14)。

实际情况是,弹体并非完全的一维弹性体,由于弹体结构的复杂性、内装炸药及阻尼层(高聚物)的衰减,应力波在弹体中传播、反射等过程将有一定弥散;同时,尽管塑性前驱波不能到达弹体后端面,反射拉伸卸载波仍将与前驱弹性压缩波作用而进一步衰减,因此弹体自由端面的拉伸载荷峰值将小于 $T = \pi d^2 S f_c (1 + I/N) / 4$ 。另外,金属材料的包辛格效应总是存在的,它对决定弹体极限壁厚的作用与前述影响刚好相反(参见式(14)),可部分抵消。与之相比较的是,考虑弹体后端的拉伸效应,钱伟长^[10]认为,装药弹体的最经济最安全弹壳厚度设计应该是越往弹体尾部,弹壳越厚。

工程设计中,弹材选用高强度钢,不妨假设 $\sigma_{cr} \geq 1500$ MPa,对应于 $\psi=3$ 的刚性弹正侵彻不同强度的混凝土靶,图3给出弹壳的无量纲极限厚度 h_t/d 与初速 v_0 的关系。显然,弹体壁厚存在一下限,在混凝土靶强度 $f_c=40$ MPa的情形下, $h_t/d > 0.076$;对应于半穿甲问题(亚音速或音速撞击), $h_t/d \approx 0.08$;而两倍音速以上的深侵彻问题, $h_t/d \approx 0.10$ 。由于弹体常选择多段筒体焊接连接,焊接强度通常为本体强度的70%~80%,因此相应的弹体壁厚应考虑安全裕度而适当加厚。

6 动能深侵彻弹的抗弯曲分析

实战中弹体撞击混凝土靶体不可能是完全正侵彻,战标通常允许一定的着角条件。深层钻地弹弹体常为细长中空结构,故其抗弯能力和各截断体的连接(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。本节分析细长弹体的抗弯能力。

考虑刚性弹以初速 v_0 、初始着角 β 撞击半无限混凝土靶(如图4)。根据以往的工作,对于半无限靶体,刚性弹的斜侵彻包括两阶段,即初始弹坑和隧道区。弹体在初始弹坑阶段发生方向角改变,其值为 δ 。在撞击的第一阶段,与弹体轴线垂直的侧向作用力先增大,然后再减小,直至进入隧道区时减小至

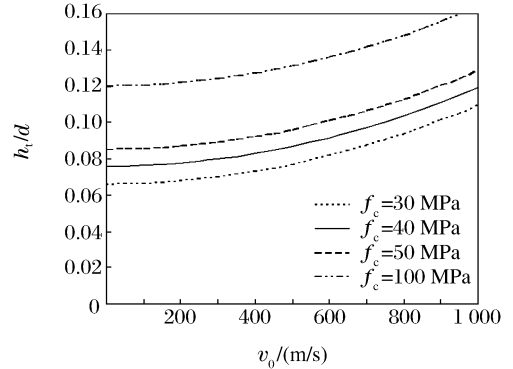


图3 弹体极限弹壳厚度 h_t/d 与初速 v_0 的关系
Fig. 3 Relationship between the limit thickness of the cartridge of projectiles h_t/d and the initial velocity v_0

零。根据文献[5,8],平均侧向作用力是

$$F_{\perp av} = (1/2)F_{\max} \sin\beta = (1/2)(\pi d^2/4)(Sf_c + N^* \rho v_0^2) \sin\beta \quad x/d > k \quad (15)$$

因刚性弹的尖卵形头部长度与初始弹坑区深度相当,其最大侧向作用力发生在第一阶段中间,即弹体头部部分进入靶体时。

因第一阶段时间很短,在斜撞击初期,弹体轴向速度下降缓慢。同样可假设在斜撞击第一阶段弹体轴向(沿 $\beta + \delta$ 角)速度不变,其轴向作用力是^[5,8]

$$F_{ax} = (\pi d^2/4)(Sf_c + N^* \rho v_0^2 \cos^2\delta) \quad (16)$$

类似于 R. F. Recht^[11~12] 针对尖卵形头的圆柱壳弹体斜撞击金属靶体的载荷分布分析,在求得刚性弹斜撞击混凝土的作用力后,可给出沿弹体轴线的载荷分布。设弹体头部侵入靶体,以后端为零点,沿弹体轴线方向距弹体后端 x' 距离的截面上,等价的轴向力、平均横向作用力、作用弯矩分别为

$$F_x = x'F_{ax}/L \quad (17)$$

$$F_T = [3(x'/L)^2 - 2(x'/L)]F_{\perp av} \quad (18)$$

$$M_y = (x'/L)[(x'/L) - (x'/L)^2]LF_{\perp av} \quad (19)$$

这里的 L 理论上是弹体头部载荷等效作用点至弹体后端的长度,因弹体头部部分侵入靶体, L 介于弹体全长和筒体长度之间。为简化,以下分析认为 L 等于弹体全长。

中空圆柱壳(内径 d_i)可承受的最大弯矩是

$$M_{cr} = \pi\sigma_{cr}(d^4 - d_i^4)/(32d) \quad (20)$$

式中: $\pi(d^4 - d_i^4)/(32d)$ 是中空圆柱壳的抗弯截面距,同样这里未考虑金属材料的包辛格效应。因此有

$$\Phi(x'/L) = M_y/M_{cr} \leq 1 \quad (21)$$

由式(18)、(19)可知,当 $x'/L = 2/3, F_T = 0$,而作用弯矩 M_y 最大

$$M_y^{\max} = 4LF_{\perp av}/27 \quad (22)$$

也就是说,弹体在 $x'/L = 2/3$ 处要承受最大的弯矩。弹体结构设计中可考虑在该处及附近加筋,以增加抗弯刚度;同时在弹体分段设计时,应避免在该处及附近截断,因为各种连接方式(如焊接,螺纹、法兰)一般都不能达到其本体强度。下面的分析中将进一步讨论该问题。

进一步要求设计满足

$$\Phi = \frac{M_y^{\max}}{M_{cr}} = \frac{16}{27} \frac{L}{d} \frac{Sf_c}{\sigma_{cr}} \left(1 + \frac{I}{N}\right) \frac{\sin\beta}{1 - (d_i/d)^4} \leq 1 \quad (23)$$

因为 $d_i = d - 2h_t$, 推导出

$$\sin\beta \leq \frac{27}{2} \frac{d}{L} \frac{\sigma_{cr}}{Sf_c} \frac{N}{N+I} \frac{h_t}{d} \left(1 - \frac{3h_t}{d} + \frac{4h_t^2}{d^2} - \frac{2h_t^3}{d^3}\right) \quad (24a)$$

若 h_t/d 足够小(如 $h_t/d \leq 0.10$),因为数学上满足 $(h_t/d)(1 - 3h_t/d) \leq 1/12$,可略去小量而近似得

$$\sin\beta \leq \frac{27}{24} \frac{d}{L} \frac{\sigma_{cr}}{Sf_c} \frac{1}{1 + I/N} \quad (24b)$$

这就是细长中空薄壁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计算公式。可相比较的是,细长实心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是

$$\sin\beta \leq \frac{27}{16} \frac{d}{L} \frac{\sigma_{cr}}{Sf_c} \frac{1}{1 + I/N} \quad (25)$$

另外,在战标确定最大着角后,也可根据式(24a)得到不出现弯曲型破坏的弹壳理论壁厚。

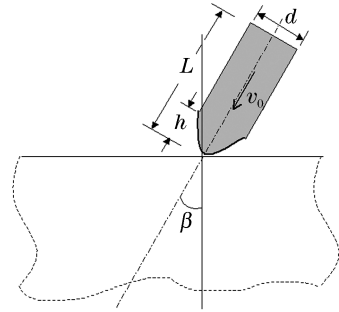


图 4 刚性弹以初始着角 β 撞击混凝土靶

Fig. 4 Penetration of concrete target by hard projectile at initial obliquity angle β

表1 弹体最小壁厚
Table 1 The minium thickness of cartridges

$v_0/(m/s)$	h_t/d		
	$L/d=6, \beta=25^\circ$	$L/d=8, \beta=20^\circ$	$L/d=10, \beta=15^\circ$
850	0.12	0.13	0.12
600	0.10	0.11	0.10
350	0.08	0.09	0.08

mm

图5给出了不同弹长的动能深侵彻弹($\psi=3, \sigma_{cr} \geq 1500 \text{ MPa}$)在 $v_0=850 \text{ m/s}$ 时斜侵彻不同强度混凝土靶的最大理论着角。对于 $f_c=40 \text{ MPa}$ 的混凝土靶,长径比 $L/d=6, 8, 10$ 的细长中空弹体斜侵彻混凝土靶体的最大理论着角分别是 $25.9^\circ, 19.1^\circ$ 和 15.2° ; 当混凝土强度增加时,弹体斜侵彻的最大理论着角将显著下降。可见,深层侵彻钻地弹对入靶姿态要求是相当严格的。

对应于不同弹长的动能深侵彻弹($\psi=3, \sigma_{cr} \geq 1500 \text{ MPa}$)以不同战标着角侵彻 $f_c=40 \text{ MPa}$ 的 NSC 混凝土靶($\rho=2450 \text{ kg/m}^3$),表1给出了不同长径比弹体在不同的侵彻速度和入射角条件下保证不发生弯曲破坏的最小弹体壁厚。

7 弹体壳体设计

若侵彻弹体采用等厚度设计,则动能深侵彻弹的壳体壁厚应选用弹体抗压/拉分析和抗弯分析的极限壁厚的最大值。根据以上分析,在半穿甲问题(即一倍音速以内)中,在表1规定的最大侵彻着角条件下,弹体抗弯的极限壁厚与前面的抗拉分析的极限壁厚相当,且可知 $h_t/d \geq 0.08$ 。对于 $2Ma \sim 2.5Ma$ 的超音速深侵彻问题,弹体抗弯分析的极限壁厚大于抗压/拉分析的极限壁厚,故应选用 $h_t/d \geq 0.12$ 。同样地,因弹体常选择多段筒体焊接连接,焊接强度通常为本体强度的 $70\% \sim 80\%$,相应的弹体壁厚应考虑一定的安全裕度而适当加厚。

另外,正如引言所述,深层钻地武器结构优化设计的目标函数主要包括侵彻深度与爆炸当量,但在战斗部总质量一定条件下两者之间是相互矛盾的。为实现理想的侵彻深度,理论分析要求弹体形状函数 $100 < N < 200$ 。对一定几何尺寸的弹体,影响其形状函数值的主要因素是弹体质量,该质量又主要由弹体壳体提供。实例分析表明,对于实用的尖卵头形特定弹型(弹体长径比在 $5 \sim 8$ 之间, $2 < \psi < 4$),一般情况下,只有当弹体壁厚 $h_t/d \geq 0.15$,才能确保弹体形状函数在设计范围内($100 < N < 200$)。因此建议深侵彻弹体壁厚 $h_t/d \geq 0.15$;其有效荷载(炸药)质量装填比约是 $0.10 < \zeta < 0.15$ 。

这里着重指出,在不考虑串联复合侵彻方式时,尽管深层侵彻钻地弹也属于动能弹范畴,但其与传统的(亚)音速动能弹有很大的区别。深层侵彻钻地弹的侵彻初速通常在 $2Ma$ 以上,撞击速度的不同以及作战目的差异导致弹体结构设计有显著差异,不能简单将(亚)音速动能弹的弹体结构推广到深层侵彻钻地弹。由前面的抗压/拉分析和抗弯分析,(亚)音速动能弹的弹体壁厚一般在 $h_t/d \approx 0.10$ 左右。

需指出的是,本文工作是弹体壁厚设计的强度分析,没有考虑中空薄壁弹体在撞击侵彻中可能引起的动力屈曲和塑性变形,因此具体应用中需进一步考虑弹体刚度的校核。

8 结论

刚性弹假设可用于动能深侵彻弹侵彻/穿甲动力学分析,本文的研究进一步明确了适合于动能深侵彻弹的 I 和 N 的有效范围。通过对动能深侵彻弹弹体的抗压/拉和抗弯曲的力学分析,确定动能深侵彻弹壳体的极限壁厚,并得到不出现弯曲破坏的弹体最大临界斜角以及弹体抗弯的最薄弱位置。在此基础上,给出对动能深侵彻弹弹体壳体设计的具体建议。相关穿甲理论和力学分析可用于指导动能深

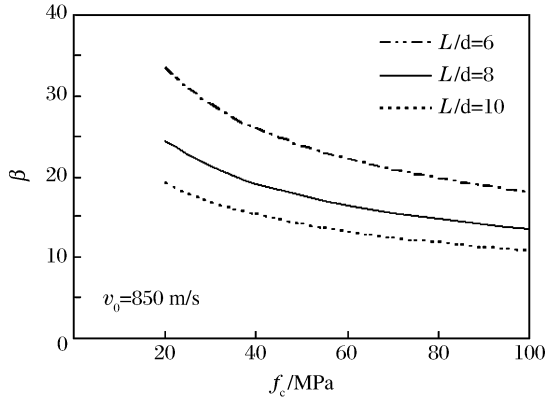


图5 最大理论着角

Fig. 5 Predictions of maximum obliquity angle

侵彻弹的结构设计。

参考文献:

- [1] 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.
- [2] 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.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] 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.
- [6] 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.
- [7] 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结构力学研究所,2003.
- [8] 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结构力学研究所,2003.
- [9] 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.
- [10] 钱伟长. 穿甲力学[M]. 北京:国防工业出版社,1984.
- [11] Recht R F. Ballistic impact dynamics, Parts I and II[R]. US: US Army Research Office, 1986.
- [12] 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*, 1996,18:141—230.

Mechanics of structural design of EPW(I): The penetration/Perforation theory and the analysis on the cartridge of projectile

CHEN Xiao-wei*

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

Abstract: The assumption of rigid projectile is usually employed to study the penetration/perforation of EPW. It is well known that only two dimensionless numbers, i. e., the impact function I and the geometry function of projectile N , dominate the whole penetration process. The present paper further declares the available range of I and N of EPW, which are likely to be applicable to design the projectile body. The analyses on the compress/stretch and bending of projectiles are conducted to obtain the limit thickness of the cartridges. The minimum thickness of the cartridges and the maximum obliquity angle of projectile, without any bending failure and damage, are formulated in the case of hollow and slender missiles penetrating into concrete targets at different initial velocities. The weakest location of projectile under oblique impact is also predicted. Some suggestions are carried out to define the thickness of cartridge, the local strengthening and the weld locations.

Key words: mechanics of explosion; thickness of the cartridges; penetration/perforation; EPW; rigid projectile; concrete; impact function; geometry function of projectile

* Corresponding author: CHEN Xiao-wei

E-mail address: chenxiaoweintu@yahoo.com

Telephone: 0816-2485473