

DOI: 10.11883/1001-1455(2017)04-0611-10

基于局部相互作用理论的侵彻弹 头部形状优化及仿真^{*}

邓佳杰¹, 张先锋^{1,2}, 葛贤坤^{1,3}, 陈东东¹, 郭磊¹

(1. 南京理工大学智能弹药技术国防重点学科实验室, 江苏 南京 210094;

2. 解放军理工大学爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 江苏 南京 210007;

3. 中国人民解放军 95856 部队, 江苏 南京 210000)

摘要: 以局部相互作用理论为基础, 引入与弹体头部形状相关的开坑计算方法和归一化弹体头部形状方程, 给出了任意头部形状弹体侵彻混凝土深度的计算模型。利用最大侵深法, 得到了无量纲头部形状控制参数表达式及经典变分头部形状优化设计方法。理论计算及弹靶分离仿真模拟计算结果与实验结果吻合较好。研究表明: 弹体头部相对半径较小时, 球头锥形和球头卵形弹体优化后得到的头部形状分别为尖头锥形和尖头卵形; 优化截头弹体的侵彻深度大于优化尖头弹体, 而优化截锥形弹体的侵彻深度最大; 弹体头部形状对弹体侵彻过载的影响显著, 优化弹体头部形状可以有效地提高侵彻深度。

关键词: 侵彻弹; 混凝土靶; 局部相互作用模型; 弹体头部形状优化

中图分类号: O385

国标学科代码: 1303530

文献标志码: A

动能弹对混凝土目标的冲击侵彻效应是钻地武器研发领域的重点研究内容之一。弹体侵彻深度是表征其破坏效能的关键参数。弹体头部作为侵彻过程中弹、靶的主要接触区域, 其形状影响弹体的侵彻过程, 进而影响侵彻深度和过载特性。因此, 弹体头部形状优化具有十分重要的意义。

局部相互作用理论作为一种数学方法论, 近年来引起了国外学者的重视, 并开始应用于动能弹侵彻及弹体头部形状优化研究。A. I. Bunimovich 等^[1]最早提出密实介质间的局部相互作用理论。G. Ben-Dor 等^[2-9]利用最大侵彻深度和最小贯穿剩余速度优化了弹体头部形状和靶体结构, 并开展了多种类型靶体侵彻和贯穿问题的局部相互作用模型研究。G. Yakunina^[10-13]研究了摩擦形式对基于局部相互作用模型计算弹体侵彻深度的影响, 并通过优化得到了星形头部和“U”形刻槽头部弹体; F. Ragnedda 等^[14]采用粒子群优化算法和局部相互作用模型, 得到了优化楔形头部弹体; S. E. Jones 等^[15]基于不计及开坑的侵彻深度计算模型, 由最小二乘法优化得到弹体头形函数; X. W. Chen 等^[16]基于动态空腔膨胀模型, 提出了适用于不同头部形状弹体侵彻半无限靶过程的分析模型; 皮爱国等^[17]、刘坚成等^[18-19]利用最小阻力法得到弹形系数, 并采用变分法优化了复杂头部形状函数及分段卵形头部弹体, 该优化过程为后续研究提供了较好的方法论支撑。在当前的实际应用中, 复杂头部形状弹体由于适应性不好、加工工艺复杂等缺点很难实现。针对目前的工程实际需求, 动能弹侵彻混凝土靶标研究中亟待解决的是传统侵彻弹头部形状的优化问题。

本文中基于局部相互作用理论和弹体头部形状优化的相关研究工作, 结合侵彻开坑计算方法, 提出任意头部结构弹体侵彻混凝土靶的局部相互作用模型, 用以预测弹体的侵彻深度; 在此基础上, 开展典型的常规侵彻弹体头部形状优化研究, 采用最大侵深法得到无量纲弹体头部形状控制参量表达式; 利用变分优化方法, 得到最佳侵彻深度对应的弹体优化头部形状, 同时利用弹靶分离数值模拟方法, 对比分析优化后弹体的侵彻深度及侵彻过程参数的变化规律。

^{*} 收稿日期: 2015-12-04; 修回日期: 2016-03-14

基金项目: 中共中央组织部青年拔尖人才支持计划项目;

爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室(解放军理工大学)开放基金项目(DPMEIKF201405)

第一作者: 邓佳杰(1990—), 男, 博士研究生; 通信作者: 张先锋, lynx@njust.edu.cn。

1 弹体侵彻混凝土靶的局部相互作用理论

1.1 局部相互作用理论简介

局部相互作用理论的基本思想^[1-2]是弹靶间的完整作用由弹靶接触区域所有微元的相互作用叠加而成。任意微元 ds 由弹体几何形状、弹体运动学参数及靶体材料特性决定。如图 1 所示,在侵彻速度 v 时刻,微元 ds 受内法向(内法向单位矢量 $\mathbf{e}_n$)和切向(切向单位矢量 $\mathbf{e}_\tau$)两部分作用力。

根据作用力与速度方向单位矢量 $\mathbf{e}_v$ 的坐标关系,当单元 Δs 趋近于零时,作用于微元上的力为^[2]:

$$\mathbf{c}_F = \lim_{\Delta s \rightarrow 0} \frac{\Delta \mathbf{F}}{\Delta s} = \begin{cases} 0 & \varphi \leq 0^\circ \\ \Omega_n(u, v)\mathbf{e}_n + \Omega_\tau(u, v)\mathbf{e}_\tau & 0^\circ < \varphi < 90^\circ \\ \Omega_n(1, v)\mathbf{e}_n & \varphi = 90^\circ \end{cases} \quad (1)$$

式中: $u = \mathbf{e}_v \cdot (-\mathbf{e}_n) = \cos \varphi$, $\Omega_n(u, v)$ 和 $\Omega_\tau(u, v)$ 分别表示局部相互作用模型的靶体正应力和切应力。

如图 2 所示,建立柱坐标系 (x, ρ, θ) , 假设弹体为刚性, 弹体头部长为 L , 弹体半径为 R , 截平面半径为 r , 则归一化弹体头部形状方程可表示为:

$$\Phi = \Phi(x, \theta) \quad (2)$$

在速度 v 时刻, 作用于弹体的表面阻力为:

$$D = (-\mathbf{e}_v) \cdot \iint_s d\mathbf{F} = \iint_s [u\Omega_n(u, v) + \sqrt{1-u^2}\Omega_\tau(u, v)] ds \quad (3)$$

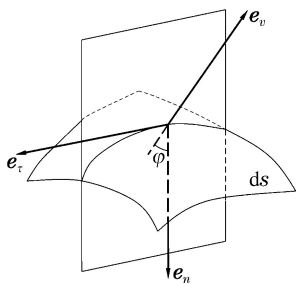


图 1 任意头部形状弹体局部相互作用模型

Fig. 1 Local interaction model of projectile with arbitrary nose-shape

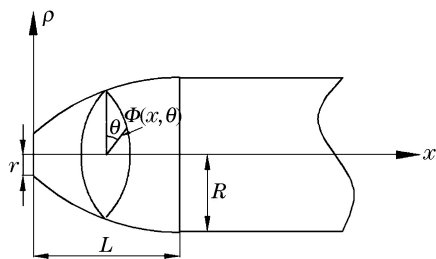


图 2 任意头部形状弹体结构示意图

Fig. 2 Structure diagram of projectile with arbitrary nose-shape

根据弹靶相对位置的不同,侵彻过程中弹靶的相互作用可分为两个阶段(如图 3 所示):第 1 阶段为弹体头部局部区域与靶体接触,第 2 阶段为弹体头部完全与靶体接触。弹靶接触区域 $\Theta(h)$ 表示为:

$$\Theta(h) = \begin{cases} h & 0 \leq h \leq L \\ L & h > L \end{cases} \quad (4)$$

式中: h 为弹体瞬时侵彻深度。

(a) Local interaction between projectile nose and target

(b) Full interaction between projectile nose and target

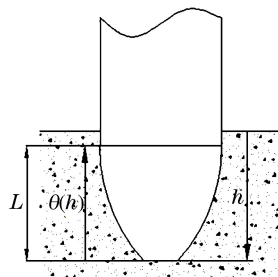
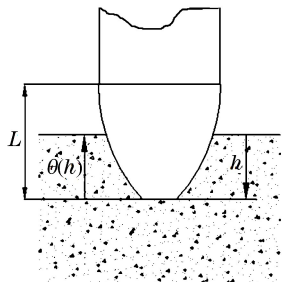


图 3 弹靶相互作用区域示意

Fig. 3 Interaction region between projectile and target

1.2 任意头部形状弹体侵彻混凝土深度计算模型

局部相互作用理论需借助空腔膨胀模型确定靶体阻力函数。基于修正的动态空腔膨胀模型^[20-21], 拟合得到靶体阻力函数三项式:

$$\frac{\Omega_n(u, v)}{Y_t} = a_2 \frac{u^2 v^2}{Y_t / \rho_t} + a_1 \frac{uv}{\sqrt{Y_t / \rho_t}} + a_0 \quad (5)$$

式中: Y_t 为混凝土无围压强度, ρ_t 为混凝土密度, 参数 a_1, a_2, a_3 为混凝土材料的相关系数。由滑动摩擦系数 μ 可确定靶体切应力 $\Omega_\tau(u, v) = \mu \Omega_n(u, v)$ 。若弹体头部存在截平面, 则式(3)可改写为:

$$D(h, v) = \frac{1}{2} \Omega_n(1, v) \int_0^{2\pi} \Phi^2(0, \theta) d\theta + \int_0^{\Theta(h)} dx \int_0^{2\pi} [u \Omega_n(u, v) + \sqrt{1-u^2} \Omega_\tau(u, v)] \sqrt{\Phi^2(\Phi_x^2 + 1) + \Phi_\theta^2} d\theta \quad (6)$$

式中: Φ_x 和 Φ_θ 分别表示 Φ 对 x 和 θ 的偏导数; 等号右边第1项为弹体头部截平面作用力, 第2项为侧面区域作用力。式(6)中:

$$u = \frac{\Phi \Phi_x}{\sqrt{\Phi^2(\Phi_x^2 + 1) + \Phi_\theta^2}} \quad (7)$$

将弹靶间表面应力的表达式代入式(7), 侵彻速度 v 时刻弹体表面阻力可简化为:

$$D(h, v) = B_2 v^2 + B_1 v + B_0 \quad (8)$$

式中: $B_i (i=0, 1, 2)$ 为过程参量。若考虑混凝土侵彻开坑阶段, 则当弹体进入稳定侵彻阶段, 弹体头部完全侵入靶体, 弹靶相互作用可视作弹体头部与靶体完全接触, 由此给出式(8)对应的 B_i 值:

$$B_i = a_i \int_0^{2\pi} \Phi^2(0, \theta) d\theta + a_i \int_0^L dx \int_0^{2\pi} \frac{\Phi^i \Phi_x^i (\Phi \Phi_x + \mu \sqrt{\Phi^2 + \Phi_\theta^2})}{[\Phi^2(\Phi_x^2 + 1) + \Phi_\theta^2]^{i/2}} d\theta \quad (9)$$

基于局部相互作用理论思想, 采用混凝土侵彻两阶段模型, 给出任意头部形状弹体侵彻混凝土深度的计算模型。开坑区的侵彻深度 h_1 可表示为^[22-23]:

$$h_1 = 2R \left(0.707 + \frac{L}{2R} \right) \quad (10)$$

以开坑深度为边界条件, 侵彻过程中弹体的阻力可表示为:

$$D = \begin{cases} \kappa h + D^* & 0 \leq h \leq h_1 \\ B_2 v^2 + B_1 v + B_0 & h > h_1 \end{cases} \quad (11)$$

式中: D^* 表示开坑阶段任意头部形状弹体的截平面区域阻力, κ 为开坑阶段的阻力系数。

$$D^* = \iint_{S_1} \Omega_n(1, v_0) ds = \pi r^2 \Omega_n(1, v_0) \quad (12)$$

式中: S_1 为弹体截平面面积, v_0 为弹体初始侵彻速度。开坑阶段与稳定侵彻阶段过渡处的速度 v_1 和开坑阶段阻力系数 κ 由以下方程组求解:

$$\begin{cases} m \int_{v_0}^{v_1} v dv = - \int_0^{h_1} (\kappa h + D^*) dh \\ \kappa h_1 + D^* = D(h_1, v_1) \end{cases} \quad (13)$$

式中: m 为弹体质量。由此, 弹体侵彻混凝土靶的深度 P 可表示为:

$$P = h_1 + m \int_0^{v_1} \frac{v}{B_2 v^2 + B_1 v + B_0} dv \quad (14)$$

1.3 弹体侵彻混凝土靶局部相互作用模型有效性验证

在上述理论推导的基础上, 参考国内外学者开展的不同头部形状弹体侵彻半无限混凝土靶实验^[24-28], 验证任意头部形状弹体侵彻混凝土靶的局部相互作用模型的有效性。

表1列出了尖卵形、截卵形及尖锥形弹体侵彻混凝土靶实验的弹靶参数^[24-28], 其中 d_p 为弹体直径, σ_c 为无围压强度。对比图4所示的侵彻深度的理论计算和实验结果, 可以看出: 对于不同头部形状弹体侵彻混凝土靶问题, 理论计算结果与实验结果吻合较好, 弹体侵彻混凝土靶局部相互作用模型能较准确地预测任意头部形状弹体的侵彻深度。

表 1 弹体模型参数及混凝土材料参数

Table 1 Parameters for projectile geometry model and concrete material

弹体头部形状	实验编号	弹体模型参数			混凝土材料参数	
		m/kg	d_v/mm	弹体头形方程	σ_c/MPa	$\rho_c/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$
尖卵形	1 ^[24]	4.43	57.0	$\Phi = [228.0^2 - (x - 110.4)^2]^{1/2} - 199.5$	35	2 450
	2 ^[25]	12.90	76.2	$\Phi = [228.6^2 - (x - 126.4)^2]^{1/2} - 190.5$	39	2 300
截卵形	3 ^[26]	0.28	25.3	$\Phi = [90.1^2 - (x - 33.2)^2]^{1/2} - 83.8$	40	2 300
尖锥形	4 ^[27]	0.08	10.0	$\Phi = x \tan 22.5^\circ$	44	2 200
	5 ^[27]	0.08	10.0	$\Phi = x$	44	2 200

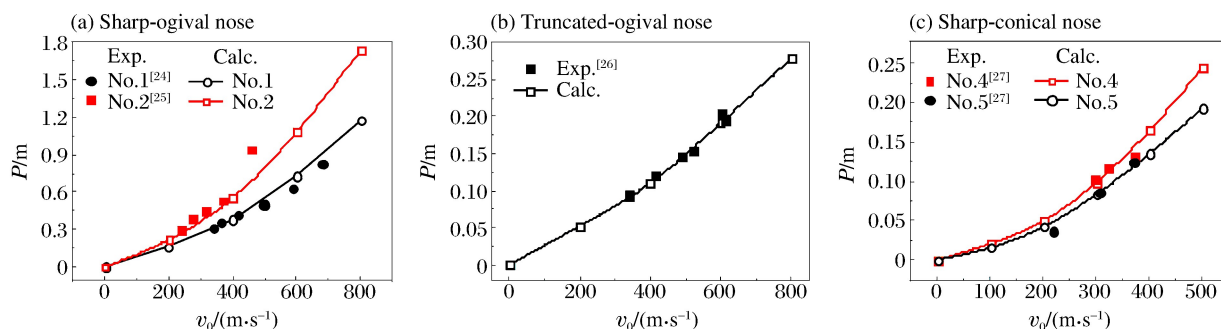


图 4 不同头部形状弹体侵彻混凝土的局部相互作用模型计算结果与实验数据对比

Fig. 4 Comparison of local interaction model calculation with experimental results for projectiles with different nose shapes penetrating into concrete

2 弹体头部形状数值优化

2.1 基于最大侵深法的弹体头部形状优化

弹体头部形状优化方法可分为最小阻力法和最大侵深法^[28]。最小阻力法是采用侵彻阻力最小化的思想优化弹体头部形状^[17]，而最大侵深法则是通过使弹体侵彻深度最大来优化弹体头部形状。利用优化方法确定的头部形状控制参数和最优控制理论，可得到数值优化的弹体头部形状。基于 1.2 节的侵彻深度模型，采用最大侵深法优化弹体头部形状。

针对靶体不可压缩弹塑性模型的空腔膨胀理论^[29]，拟合靶体阻力函数，得到包含惯性项和靶体强度项的两项式模型，即式(5)中的黏滞阻力项为零($a_1=0$)。由此，式(14)改写为：

$$P = h_1 + m \int_0^{v_1} \frac{v}{B_2 v^2 + B_0} dv \quad (15)$$

求解式(15)的积分项，并进行无量纲化处理，得到：

$$\bar{P} = \bar{h}_1 + \frac{\gamma}{2a_2} \frac{1}{B_2} \ln \left[1 + \frac{(\gamma/a_0 \bar{h}_1) v_0^2 / \bar{B}_0 - \bar{B}_0}{B_0} \frac{\bar{B}_2}{(\gamma/a_2 \bar{h}_1) + \bar{B}_2} \right] \quad (16)$$

式中： $\bar{h}_1 = 0.707 + R/L$ ， $\gamma = m/(2\pi RL^2)$ 。 $\bar{B}_i$ ($i=0,2$)可表示为：

$$\bar{B}_i = \int_0^1 \bar{\Phi}^2(0, \bar{\theta}) d\bar{\theta} + \int_0^1 d\bar{x} \int_0^1 \frac{\bar{\Phi}^i \bar{\Phi}_x' (\bar{\Phi} \bar{\Phi}_x + \mu \sqrt{\bar{\Phi}^2 + \bar{\Phi}_\theta^2})}{[\bar{\Phi}^2 (\bar{\Phi}_x^2 + 1) + \bar{\Phi}_\theta^2]^{i/2}} d\bar{\theta} \quad (17)$$

式中： $\bar{x} = x/L$ ； $\bar{\theta} = \theta/2\pi$ ； $\bar{\Phi} = \Phi/L$ ； $\bar{\Phi}_x = d\bar{\Phi}/dL$ ； $\bar{\Phi}_\theta = d\bar{\Phi}/d\theta$ 。将式(16)进行泰勒级数展开，则：

$$\bar{P} = \bar{h}_1 + \frac{\gamma}{2a_2} \frac{1}{B_2} \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^{n-1} \frac{[(\gamma/a_0 \bar{h}_1) v_0^2 / \bar{B}_0 - 1]^n}{n [(\gamma/a_2 \bar{h}_1) / \bar{B}_2 + 1]^n} \quad (18)$$

分析式(18)中 $(\gamma/a_0 \bar{h}_1) v_0^2 / \bar{B}_0 - 1$ 与 $(\gamma/a_2 \bar{h}_1) / \bar{B}_2 + 1$ 的比值，可以得到如下不等式关系：

$$\left(\frac{\gamma}{a_2 \bar{h}_1 B_2} + 1 \right) - \left(\frac{\gamma v_0^2}{a_0 \bar{h}_1 B_0} - 1 \right) > \frac{\gamma}{a_2 \bar{h}_1 B_2} + \frac{\gamma v_0^2}{a_2 \bar{h}_1 B_0} + 2 > 2 \quad (19)$$

根据式(19)确定 $[(\gamma/a_0 \bar{h}_1) v_0^2/\bar{B}_0 - 1]/[(\gamma/a_2 \bar{h}_1)/\bar{B}_2 + 1] < 1$, 同时忽略式(18)中泰勒展开式中 $n \geq 2$ 的高阶小量, 则式(16)可等效为:

$$\bar{P} \approx \bar{h}_1 + \frac{\gamma}{2a_2} \frac{1}{B_2} \frac{(\gamma/a_0 \bar{h}_1) v_0^2/\bar{B}_0 - 1}{(\gamma/a_2 \bar{h}_1)/B_2 + 1} \quad (20)$$

对于回转体头部形状弹体的优化, 若不考虑摩擦, 则 $\bar{B}_0$ 为常数, 则式(20)可简化为:

$$\bar{P} \approx \bar{h}_1 + \frac{\gamma}{2a_2} \frac{1}{(\gamma/a_0 \bar{h}_1) + \bar{B}_2} \left[\frac{(\gamma/a_0 \bar{h}_1) v_0^2}{R^2/L^2} - 1 \right] \quad (21)$$

式(21)中 $\bar{B}_2$ 可改写为:

$$\bar{B}_2 = \frac{R^2}{L^2} + 2 \int_0^1 \bar{\Phi} \bar{\Phi}_x \left(\frac{\bar{\Phi}_x^2}{\bar{\Phi}_x^2 + 1} - 1 \right) d\bar{x} = \frac{R^2}{L^2} - 2 \int_0^1 \frac{\bar{\Phi} \bar{\Phi}_x}{\bar{\Phi}_x^2 + 1} d\bar{x} \quad (22)$$

由此, 头部形状控制参数 J 可表示为:

$$J = \int_0^1 \frac{\bar{\Phi} \bar{\Phi}_x}{\bar{\Phi}_x^2 + 1} d\bar{x} \quad (23)$$

利用最大侵深法, 头部形状控制参数 J 在 $[0, 1]$ 区间取极大值时, $\bar{\Phi}$ 即为最优化弹体头部形状。

2.2 优化算法

由 2.1 节可知, 给定靶体材料参数、侵彻初速度、弹体质量及弹体头部长径比时, 头部形状控制参数是唯一影响弹体侵彻深度的量。在最优控制理论中, 头部形状控制参数 J 的目标函数为弹体头部形状方程, 通过数值优化方法可以确定优化弹体头部形状方程最优解。对于目标函数的全局极值问题, 可通过经典变分方法^[1,17]求解, 构造目标函数的泛函形式:

$$J[y(x)] = \int_0^1 F(x, y(x), y_x(x)) dx \quad (24)$$

在弹体头形方程一阶可导及其方程边界条件的限定下, 利用泛函的欧拉-拉格朗日微分方程, 可确定目标函数的全局极值。对于所需求解的最优化弹体头形方程, 应满足以下条件:

$$F_y - dF_{y_x}/dx = 0 \quad (25)$$

给定弹体头形方程中的变量关系及范围, 求解得到泛函极值处的最优化弹体头形方程:

$$y = y(x; c_1, c_2, c_3, \dots) \quad (26)$$

式中: c_i 为常数, 表示给定形式的弹体头形方程未知参数。

2.3 典型弹体头部形状的最优化弹形轮廓

基于弹体头部形状优化的相关研究^[12-19], 利用最大侵深法对传统头部形状弹体进行数值优化, 开展尖卵形、尖锥形、截卵形、截锥形、截球形、球头锥形和球头卵形弹体头部形状控制参数极值及相应的优化头部形状轮廓研究。

图 5 为弹体头部相对半径 R/L 对应的弹体头部形状控制参数极值 $J_{\max}$ 。其中, 截卵形、尖锥形、截锥形、球头锥形弹体的头部形状控制参数变化规律与 G. Ben-Dor 等^[2]的计算结果基本一致, 由此证明基于局部相互作用模型的弹体头部形状控制参数优化计算的正确性。由图 5 所示的优化结果可知, 当 $R/L \leq 0.2$ 时, 各弹形的头部形状控制参数极值的差异较小, 各弹形的侵彻深度接近; 当 $0.2 < R/L \leq 0.5$ 时, 优化截锥形弹体的头部形状控制参数极值最大, 即优化截锥形弹体具有更大的侵彻深度, 并且随着弹头相对半径的增大, 头部形状控制参数极值的增加趋势显著; 当 $0.5 < R/L \leq 1.0$ 时, 各弹形的头部形状控制参数极值的差异明显, 优化头部形状弹体的侵彻深度由大到小依次为截锥形、球头锥形或尖锥形、截卵形、尖卵形、截球形弹体, 其中球头锥形与尖锥形弹体的侵彻深度相同, 球头卵形弹体在 $0.6 < R/L < 0.9$ 处的头部形状控制参数极值相对较大; 当 $R/L > 1.0$ 时, 优化的截锥形、尖卵形、截卵形及球头卵形弹体的头部形状控制参数变化保持线性增加, 而其余 3 种优化头部形状弹体的头部形状控制参数随 R/L 的增加趋于平缓。就图 5 所示的弹头相对半径区间而言, 截锥形弹体的侵彻深度最大。

由 R/L 与相对球头半径 (r'/L) 、头部形状控制参数的变化关系可知: 当 $R/L < 1.0$ 时, 球头锥形和尖锥形弹体的头部形状控制参数极值相同, 如图 6(a)所示, 即球头锥形弹体头部形状轮廓的优化结果

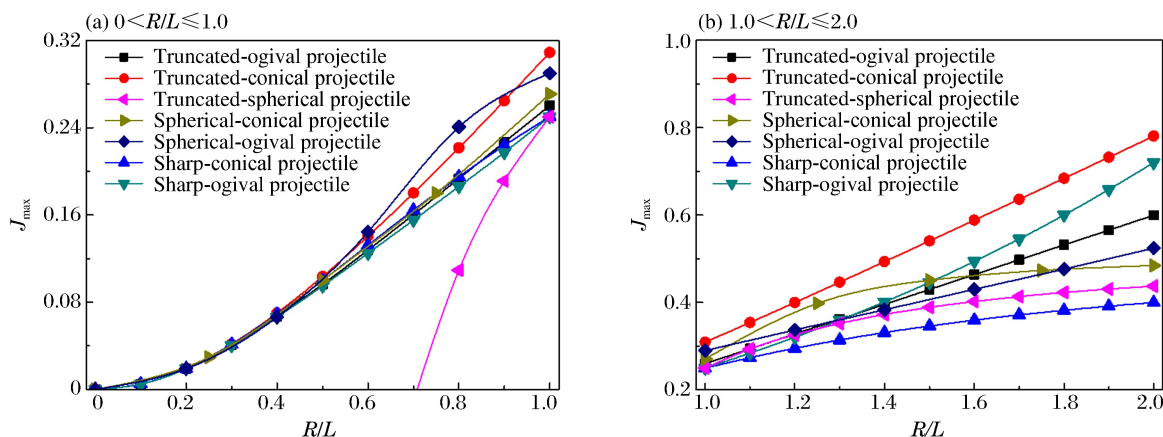


图 5 典型回转形弹体头部形状控制参数最优值

Fig. 5 Optimized control parameters of nose-shape for typical revolution projectiles

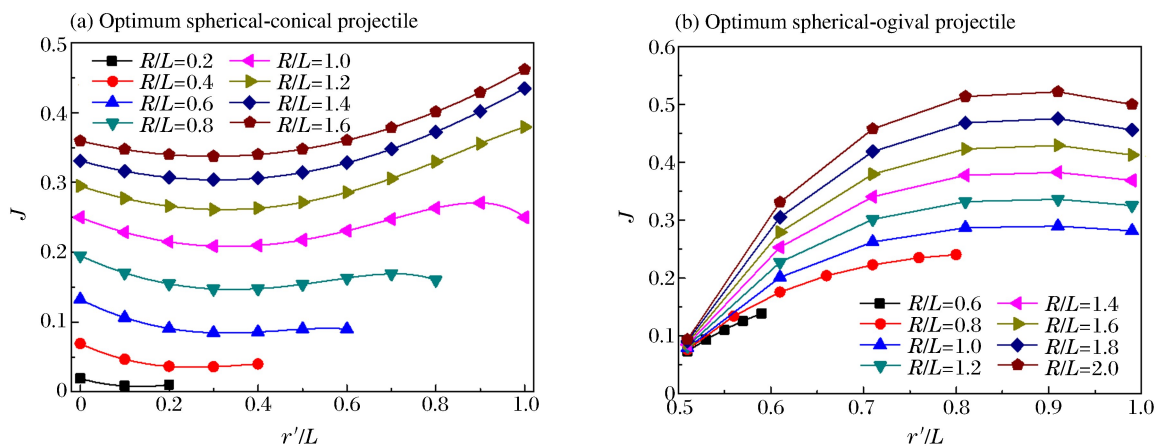


图 6 相对球头半径与头部形状控制参数的变化关系

Fig. 6 Control parameter of nose-shape vs. normalized spherical radius

为尖锥形弹体;当 $R/L \geq 1.0$ 时,最优球头弹体的 r'/L 在 $(0.5, 1.0]$ 范围内。球头卵形弹体的优化结果与球头锥形弹体的优化结果类似;当 $R/L \leq 0.5$ 时,优化的球头卵形弹体结构为球头半径为零的尖卵形弹体;当 $R/L > 0.5$ 时, R/L 满足球头卵形弹体头形方程,即可通过优化方法计算得到如图 6(b) 所示的头部形状控制参数极值。从图 6(b) 可以看出,当 $R/L \geq 1.0$ 时,优化截锥形弹体头部形状控制参数随 r'/L 的增加呈现先增加后减小的趋势,在曲线峰值处截锥形弹体取得最优解。

考虑到侵彻弹体的实际运用(即 R/L 较小的情况),利用式(23)的头部形状控制参数及变分优化方法,得到 $R/L = 0.5$ 时的弹体头部外形,如图 7 所示。由于 $R/L = 0.5$ 时球头锥形和球头卵形弹体的优化结果为相应的尖锥形和尖卵形优化弹体,因此图 7 仅给出最大侵彻深度对应的尖卵形、截卵形、尖锥形、截锥形 4 种弹体的优化头部形状轮廓。

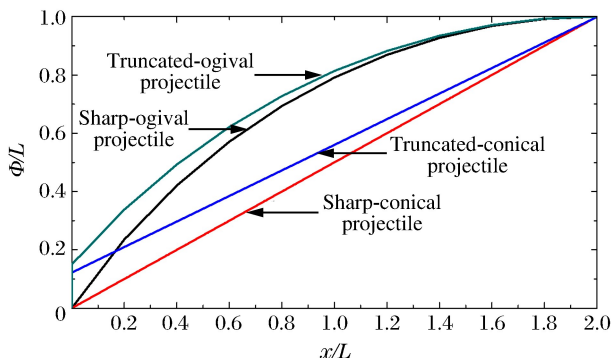


图 7 最优化弹体头部形状轮廓

Fig. 7 Optimized nose-shape of projectile

3 优化结构弹体侵彻混凝土时弹靶分离的数值模拟

3.1 有限元建模及弹靶分离方法

弹靶分离方法是将侵彻过程中的靶体阻力直接施加在弹体受力表面,以代替弹靶接触响应。弹靶分离方法省略了靶体建模和弹靶接触计算,极大地提高了运算速率。该方法已在侵彻分析中得到了广泛运用,在模拟计算中的适用性较好^[30-32]。

本文中基于 ABAQUS 开展弹靶分离方法研究,建立弹体三维全模型,如图 8 所示,弹体网格采用 8 节点六面体线性减缩积分单元进行划分,任意单元节点的阻力用式(5)表示。给定弹体模型和边界条件,并编写 VDLAOD 子程序,在任意一个时间步,由子程序计算弹体表面正应力,并将该时刻的弹体表面正应力施加于符合条件的弹体表面单元上。在每一时间步调用所有选定单元,并将靶体响应力反馈至 ABAQUS/Explicit 显式动态分析主程序,通过叠加所有单元所受的表面正应力,确定该时刻弹体的合阻力。

参考文献[24,26-27]的实验数据,验证弹靶分离方法的有效性。对比尖卵形、尖锥形及截卵形弹体对混凝土侵彻深度的实验和模拟结果,如图 9 所示。可以看出,模拟结果与实验数据吻合较好,说明基于弹靶分离方法的数值模拟能够较好地预测不同头部形状弹体侵彻混凝土靶的侵彻深度。

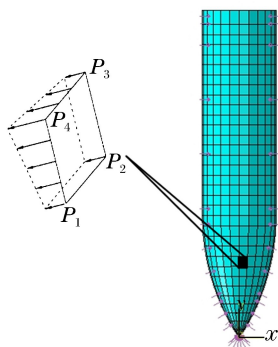


图 8 基于弹靶分离方法的弹体模型

Fig. 8 Projectile model based on projectile-target separation method

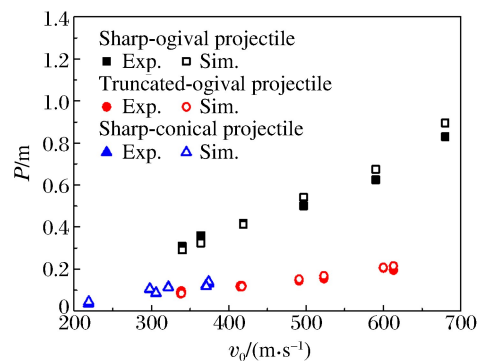


图 9 弹体侵彻混凝土的模拟结果与实验数据对比

Fig. 9 Comparison of simulation with experiment for projectiles penetrating into concrete

3.2 优化结构弹体侵彻混凝土的数值模拟

为验证不同优化头部形状弹体的侵彻能力,利用弹靶分离数值模拟方法开展优化后的尖锥形、尖卵形、截锥形和截卵形弹体侵彻 C35 混凝土靶数值模拟研究。

利用文献[24]中的弹体参数(长度、直径和质量)和靶体材料参数,构造如图 7 所示的优化头部形状弹体模型。为保证数值计算精度和弹体网格质量,同时减少计算时间,弹体网格尺寸设置为 2 mm。图 10 显示了数值模拟中优化弹体的头部结构。

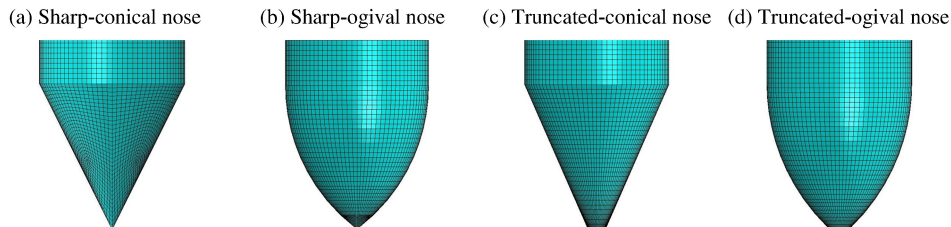


图 10 优化头部形状弹体模型

Fig. 10 Numerical simulation model of optimal projectiles

图 11 给出了不同头部形状弹体以不同初始侵彻速度侵彻混凝土时侵彻深度的计算结果。可以看出:当初始侵彻速度较低时($v_0 \leq 400$ m/s),不同头部形状弹体所得侵彻深度的差异不明显;在中、高速

段($v_0 > 400$ m/s), 优化截锥形弹体具有明显的优势, 相对于尖卵形弹体, 其在 1 000 m/s 下的侵彻深度提高达 11.8%; 与尖锥形和尖卵形弹体相比, 优化截头形弹体的侵彻能力更好。该结果可为传统回转体头部形状侵彻弹的优化设计提供一定的参考。

为了研究弹体头部形状对侵彻过程量的影响, 分析了加速度 a 和瞬时侵彻深度 h 随时间 t 的变化。由图 12(a) 可知, 开坑结束后, 各弹形弹体侵彻的加速度峰值及加速度衰减趋势的差异明显。如图 12(b) 所示, 侵彻深度经过开坑区的线性增长后, 在不同弹体头部阻力的影响下, 各弹体的瞬时侵彻深度有所差异, 截锥形和尖锥形弹体的侵彻时间相对较长, 侵彻能力较卵形弹体好。

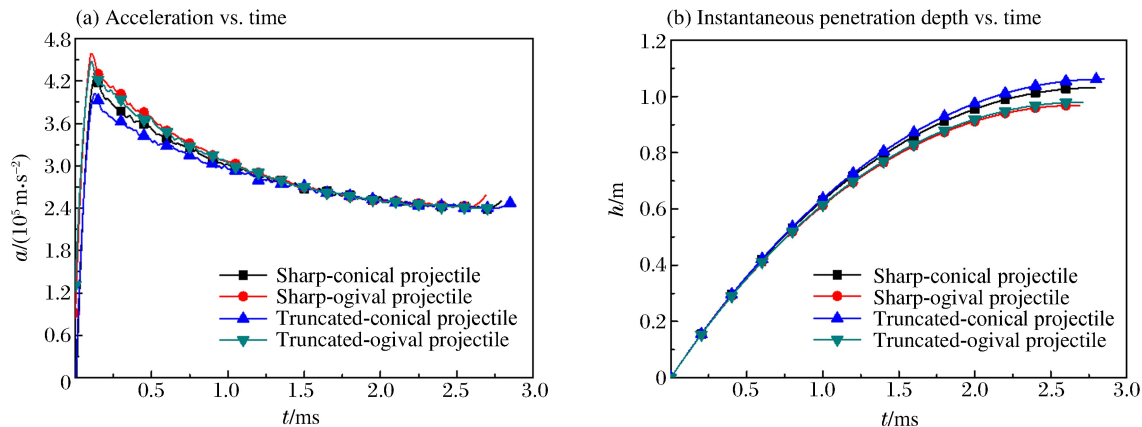


图 12 不同头部形状弹体以 800 m/s 的初速度侵彻混凝土时加速度和瞬时侵彻深度时程曲线

Fig. 12 Curves of acceleration and instantaneous penetration depth for projectiles with different nose shapes penetrating into concrete at an initial velocity of 800 m/s

4 结 论

基于局部相互作用模型思想, 结合与弹体头部形状相关的开坑计算方法及归一化弹体头形方程, 得到了任意头部形状弹体侵彻混凝土的侵彻深度计算模型, 并通过实验数据验证了计算模型的有效性。在此基础上, 利用弹形优化最大侵深法, 得到无量纲化弹体头部形状控制参数表达式及经典变分弹形优化方法, 确定了典型的回转形弹体头部形状控制参数最优值, 并由优化结果得到了典型弹体的优化头部形状。采用弹靶分离方法进行模拟, 对典型的优化头部形状弹体侵彻混凝土靶的侵彻深度进行对比分析, 结果表明: (1) 当弹体头部相对半径较小时, 球头锥形和球头卵形弹体将分别优化为尖头锥形和尖头卵形弹体; (2) 优化截头弹体的侵彻深度大于优化尖头弹体, 优化截锥形弹体的侵彻深度最大; (3) 优化弹体头部形状能有效地降低侵彻过程中的弹体阻力, 提高弹体的侵彻深度。如何合理地优化弹体头部形状, 开展基于局部相互作用模型的非回转体复杂三维头部形状结构弹体的侵彻过程理论分析及弹形优化设计, 使弹体在侵彻过程中达到更好的作用效能, 将是下一步研究的重点。

参考文献:

- [1] Bunimovich A I, Dubinskii A V. Mathematical models and methods of localized interaction theory[M]. Singapore: World Scientific Publishing, 1995.

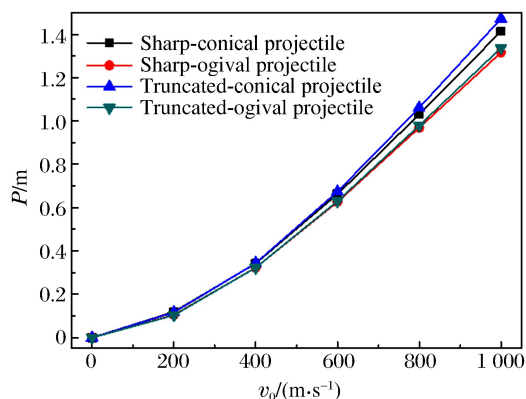


图 11 不同头部形状弹体速度与侵彻深度的关系
Fig. 11 Penetration velocity vs. penetration depth for different optimal projectiles

- [2] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Applied high-speed plate penetration dynamics[M]. Netherlands: Springer, 2006.
- [3] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. High-speed penetration dynamics: Engineering models and methods[M]. Singapore: World Scientific Publishing, 2013.
- [4] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. High-speed penetration modeling and shape optimization of the projectile penetrating into concrete shields[J]. Mechanics Based Design of Structures and Machines, 2009,37(4):538-549.
- [5] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Localized interaction models with non-constant friction for rigid penetrating impactors[J]. International Journal of Solids and Structures, 2007,44(7):2593-2607.
- [6] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Numerical solution for shape optimization of an impactor penetrating into a semi-infinite target[J]. Computers & Structures, 2003,81(1):9-14.
- [7] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Shape optimization of impactor penetrating into concrete or limestone targets [J]. International Journal of Solids and Structures, 2003,40(17):4487-4500.
- [8] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Optimization of the nose shape of an impactor against a semi-infinite FRP laminate[J]. Composites Science and Technology, 2002,62(5):663-667.
- [9] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Optimization of layered shields with a given areal density[J]. International Journal of Fracture, 1998,91(1):L9-L14.
- [10] Yakunina G E. The dynamics of pyramidal bodies within the framework of the local interaction model[J]. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 2003,67(1):11-23.
- [11] Yakunina G Y. The three-dimensional motion of optimalpyramidal bodies[J]. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 2005,69(2):234-243.
- [12] Yakunina G. Optimum three-dimensional hypersonic bodies within the framework of a local interaction model [C]// 10th AIAA/NAL-NASDA-ISAS International Space Planes and Hypersonic Systems and Technologies Conference, 2001:11.
- [13] Yakunna G Y. Effects of sliding friction on the optimal 3D-nose geometry of rigid rods penetrating media[J]. Optimization and Engineering, 2005,6(3):315-338.
- [14] Ragnedda F, Serra M. Optimum shape of high speed impactor for concrete targets using PSO heuristic[J]. Engineering, 2010,2(4):257-262.
- [15] Jones S E, Rule W K. On the optimal nose geometry for a rigid penetrator, including the effects of pressure-dependent friction[J]. International Journal of Impact Engineering, 2000,24(4):403-415.
- [16] 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.
- [17] 皮爱国,黄风雷. 基于变分法原理的侵彻弹体头部形状优化设计[J]. 弹箭与制导学报,2007,27(4):126-130.
Pi Aiguo, Huang Fenglei. Based on variation method for the shape optimization of penetrator nose shape[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2007,27(4):126-130.
- [18] 刘坚成,黄风雷,皮爱国,等. 异型头部弹体增强侵彻性能机理研究[J]. 爆炸与冲击,2014,34(4):409-414.
Liu Jiancheng, Huang Fenglei, Pi Aiguo, et al. On enhanced penetration performance of modified nose projectiles [J]. Explosion and Shock Waves, 2014,34(4):409-414.
- [19] Liu J, Pi A, Huang F. Penetration performance of double-ogive-nose projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015,84:13-23.
- [20] Forrestal M J, Tzou D Y. A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets[J]. International Journal of Solids and Structures, 1997,34(31):4127-4146.
- [21] Luk V K, Forrestal M J. Penetration into semi-infinite reinforced-concrete targets with spherical and ogival nose projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 1987,6(4):291-301.
- [22] 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.
- [23] Teland J A, Sjøel H. Penetration into concrete by truncated projectiles[J]. International Journal of Impact Engineering, 2004,30(4):447-464.
- [24] 黄民荣. 刚性弹体对混凝土靶的侵彻与贯穿机理研究[D]. 南京:南京理工大学,2011.
- [25] Forrestal M J, Frew D J, Hickerson J P, et al. Penetration of concrete targets with deceleration-time measure-

- ments[J]. International Journal of Impact Engineering, 2003,28(5):479-497.
- [26] Qian L, Yang Y, Tong L. A semi-analytical model for truncated-ogive-nose projectiles penetration into semi-infinite concrete targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2000,24(9):947-955.
- [27] 石志勇, 汤文辉, 赵国民, 等. 混凝土靶中侵彻深度的相似性研究[J]. 弹道学报, 2005,17(1):62-66.
Shi Zhiyong, Tang Wenhui, Zhao Guomin, et al. Similarity study of the penetration depth for the concrete targets [J]. Journal of Ballistics, 2005,17(1):62-66.
- [28] Ben-Dor G, Dubinsky A, Elperin T. Shape optimization of high-speed penetrators: A review[J]. Central European Journal of Engineering, 2012,2(4):473-482.
- [29] Forrestal M J, Tzou D Y. A spherical cavity-expansion penetration model for concrete targets[J]. International Journal of Solids & Structures, 1997,34(31):4127-4146.
- [30] 何涛, 文鹤鸣. 卵形钢弹对铝合金靶板侵彻问题的数值模拟[J]. 高压物理学报, 2006,20(4):408-414.
He Tao, Wen Heming. Numerical simulations of the penetration of aluminum targets by ogive-nosed steel projectiles[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2006,20(4):408-414.
- [31] Fang Q, Kong X, Hong J, et al. Prediction of projectile penetration and perforation by finite cavity expansion method with the free-surface effect[J]. Acta Mechanica Solida Sinica, 2014,27(6):597-611.
- [32] Li Q M, Flores-Johnson E A. Hard projectile penetration and trajectory stability[J]. International Journal of Impact Engineering, 2011,38(10):815-823.

Nose-shape optimization and simulation of projectiles penetrating into concrete target based on local interaction theory

Deng Jiajie¹, Zhang Xianfeng^{1,2}, Ge Xiankun^{1,3}, Chen Dongdong¹, Guo Lei¹

- (1. Ministerial Key Laboratory of ZNDY, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;
2. State Key Laboratory for Disaster Prevention & Mitigation of Explosion & Impact, PLA University of Science and Technology, Nanjing 210007, Jiangsu, China;
3. The Unit 95856 of PLA, Nanjing 210000, Jiangsu, China)

Abstract: Based on the local interaction theory, we proposed a penetration depth model for projectiles with an arbitrary nose-shape penetrating into a concrete target in consideration of the cratering stage related to nose-shape and normalized nose-shape function. Furthermore, using the method of maximum depth of penetration, we presented an expression about the normalized control parameter of the nose-shape and the classical variational optimization of the nose-shape. The local interaction model prediction and simulation results accord well with the experimental data of different projectile nose shapes. The optimal analysis and simulation show that, when the relative radius of the projectile nose is small, the optimal spherical-tip projectile is similar to corresponding optimal sharp-tip projectile, and the optimized truncated-tip projectiles have better penetration performance than that of the corresponding sharp-tip projectile. Compared with other nose-shaped projectiles, the optimized truncated-conical projectile has a relatively greater penetration depth. As the shape of the projectile nose affects its overload in the penetration process, the optimized shape of the projectile nose can effectively improve the penetration depth of the projectile.

Keywords: penetration projectile; concrete target; local interaction model; nose-shape optimization of projectile

(责任编辑 王 影)