

动能侵彻弹体的质量侵蚀模型分析¹⁾

陈小伟^{*,2)} 杨世全^{*} 何丽灵[†]

^{*}(中国工程物理研究院总体工程研究所, 绵阳 621900)

[†](中国科学技术大学近代力学系, 合肥 230027)

摘要 通过对高速侵彻弹体的质量侵蚀实验现象进行分析, 建立了质量侵蚀的工程理论模型, 可对动能侵彻弹体头部侵蚀后的头形和质量侵蚀进行预期. 讨论弹体质量侵蚀的主要影响因素, 认为弹体动能 (或质量和速度) 以及混凝土骨料硬度对弹体的质量侵蚀有显著影响, 给出了更一般化的弹体质量侵蚀与撞击函数 I 的关系. 通过图形分析明确弹体的质量侵蚀主要发生于头部, 并且侵蚀后的弹头仍接近尖卵形, 可以通过头形变化预期弹体的质量损失.

关键词 质量侵蚀, 动能侵彻弹, 侵彻, 工程模型

中图分类号: O385 文献标识码: A 文章编号: 0459-1879(2009)05-0739-09

引 言

钻地弹是用来攻击混凝土和岩石类的加固和深埋防护目标的有效武器. 弹体在侵彻过程中尽可能少变形以保持结构的完整性, 其理论模型常假设为刚性弹. 但真实弹体通常会发生质量侵蚀, 与弹 / 靶的材料性能相关. 质量侵蚀将改变弹体的头形, 进而影响弹体的侵彻性能. 随着研究重点由一般钻地弹 (侵彻速度 $< 900 \text{ m/s}$) 向先进钻地弹 ($1200 \text{ m/s} < \text{侵彻速度} < 1700 \text{ m/s}$) 的转移, 高速侵彻弹体的质量侵蚀愈加重要, 它将显著改变弹体的侵彻性能和结构设计, 侵蚀过程将显著影响弹道的不稳定性, 有可能导致弹体的破坏与失效. 因此, 弹体的质量侵蚀与先进钻地弹或高速侵彻体的结构设计和优化是密切相关的, 相关问题已成为目前国际同行最关注的研究热点之一, 可参见文献 [1~10].

在弹体侵彻混凝土靶的实验研究中已观察到显著的质量侵蚀现象, 侵彻体表面发生了局部的侵蚀和熔化, 文献 [9,10] 给出了相应实例. 质量损失局限在侵彻体表面包括头部和壳体的一个薄层. 尖卵形头部变成钝头, 其质量损失可高达 7%. Forrestal 等^[10] 对于该质量损失给出了定量观察. Jones 等^[6,7] 在钢质侵彻体对混凝土的侵彻历程分析中也报道了质量损失的一些估计. 一般而言, 尽管已有部分弹体侵彻

混凝土的质量侵蚀实验数据, 但仍非常缺乏系统的不同侵彻体 / 靶体组合下弹体动能侵蚀的数据库^[1].

分析弹体的质量侵蚀, 必须正确理解弹体表面和靶体 (如混凝土和岩石靶体) 相互作用特性. 不仅需要考虑不同的弹体材料 (这里主要指高强度合金钢, 如 AF1410, AISI4340, AerMet100 以及国内的 D6A, G50, DT300 等), 还需考虑不同的靶体材料, 如混凝土、岩石和颗粒状材料 (如砂). 混凝土中的骨料特性也可能令弹体的质量侵蚀机理更复杂. 目前的相关研究主要体现在两个方面^[2]. 其一是侵彻体表面动力学摩擦的理论和试验研究, 主要着眼于摩擦系数的变化, 或更一般地, 涉及表面粗糙度的塑性动力学中的摩擦参数; 其二是极端条件下的磨损和侵蚀. 在高速 ($1200 \text{ m/s} < \text{侵彻速度} < 1700 \text{ m/s}$) 侵彻时, 弹体头部经历高压, 在很短时间内发生了侵蚀, 高速侵蚀同时伴生若干物理现象, 包括材料熔化、相变、金属屑的氧化以及与靶板粒子间的化学反应, 上述过程对弹体质量损失都有贡献. 弹体质量侵蚀的系统研究有助于不同条件下侵彻体性能的优化^[1].

动能弹体高速侵彻过程中, 其头部由于经历高温高压, 通常被认为是一个临界区域, 相关的材料流动和反应导致了弹体的质量侵蚀. 显微金相分析表明, 在侵彻之后弹体表面材料将经历一个高温加

2008-05-16 收到第 1 稿, 2009-03-23 收到修改稿.

1) 国家自然科学基金资助项目 (10672152).

2) E-mail: chenxiaoweintu@yahoo.com

热、融化到冷却的过程, 伴随材料相变, 表现为“白带”, “白带”区具有较高的硬度值, 其值高于 60 HRC. 在弹体材料的外表面形成一个 20~100 μm 厚的高温影响区 (heat affected zone, HAZ), 这一层也具有较高硬度. 高硬度的 HAZ 表明, 材料加热到奥氏体转变温度之上发生了淬火过程.

Beissel 和 Johnson^[3,4] 分别给出了轴对称和三维的弹丸质量侵蚀的有限元数学模型. 模型基本假设是弹丸表面的质量损失率与表面的法向正应力和弹靶之间切向滑动速度成正比. 模型可较好预测弹丸的质量侵蚀总量, 然而因其预期的弹形更尖削 (侵蚀主要发生在壳体) 而与实验观察相左. Silling 和 Forrestal^[1] 根据先前的侵彻实验结果^[9,10], 发现弹体的质量侵蚀与其初始撞击动能存在线性关系, 进一步假设弹丸表面的质量损失率与弹体的侵彻速度及轴向侵彻阻力成正比, 并移植在 Sandia 发展的欧拉型爆炸流体动力学计算程序 CTH 中, 模型预期更接近实验结果而有合理性.

Klepaczko 和 Hughes^[2] 通过对不同尺度侵彻试验的归一化, 定义了侵蚀率和侵蚀率敏感度的通用参数, 借此可建立一个有效的分析侵彻过程中弹体质量侵蚀的方法. 根据实验观察, 进一步指出, 弹体质量侵蚀主要发生在弹体头部, 在壳体部位仅有较少侵蚀.

本文企图通过对文献 [9,10] 的实验数据作进一步分析, 讨论侵彻弹体的质量侵蚀实验现象, 认为混凝土骨料对弹体的质量侵蚀有显著影响, 通过图形分析明确弹体的质量侵蚀主要发生于头部, 并且给出了更一般化的弹体的质量侵蚀与撞击函数的关系.

1 弹体质量侵蚀的主要影响因素

文献 [9,10] 分别利用不同弹材和几何形状的高强度合金钢弹体针对沙浆和混凝土开展侵彻实验, 并完整记录弹体的质量侵蚀. 文献 [1~3] 都以此为实验依据开展相应的质量侵蚀分析, 提出了不同的数值分析及理论模型. 特别地, Silling 和 Forrestal^[1] 通过对部分实验数据的观察, 指出在小于 1000 m/s 侵彻速度下, 弹体的质量侵蚀与弹体动能存在线性关系, 由此推导出一个兼顾弹头表面法向和切向的侵蚀模型, 数值分析与实验吻合. 这是目前较成功的关于弹体质量侵蚀的分析工作. 本文在此基础上, 更进一步综合文献 [9,10] 的全部实验数据, 在宏观

层面上分析讨论影响弹体质量侵蚀的主要因素.

文献 [9,10] 共有 6 组不同的高强度合金钢弹体侵彻沙浆和混凝土靶的实验, 表 1 给出了可能影响弹体质量侵蚀的相关弹靶参数, 其中工况 1~4 来自文献 [10], 工况 5,6 来自文献 [9].

参考文献 [1], 图 1 更一般地给出文献 [9,10] 全部共 6 组不同的侵彻实验数据. 显然, 正如 Silling 和 Forrestal^[1] 指出的, 在侵彻速度 $V_i \leq 1 \text{ km/s}$ (或 $V_i^2/2 \leq 0.5 (\text{km/s})^2$) 时, 弹体的质量侵蚀与弹体动能存在线性关系; 侵彻速度 $V_i > 1 \text{ km/s}$ 时, 质量侵蚀则维持在一常数水平. 弹体质量侵蚀率 δ 可用以下经验公式定量表述

$$\delta = \frac{\Delta M}{M} = \begin{cases} k \cdot V_i^2/2, & V_i \leq 1 \text{ km/s} \\ C, & V_i > 1 \text{ km/s} \end{cases} \quad (1)$$

其中 ΔM 是弹体的质量侵蚀, k 和 C 是常数. 特别地, 对工况 1~4^[10], 则 $k_1 = 0.14$ 和 $C_1 = 0.07$; 对工况 5,6^[9], 则有 $k_2 = 0.07$ 和 $C_2 = 0.035$.

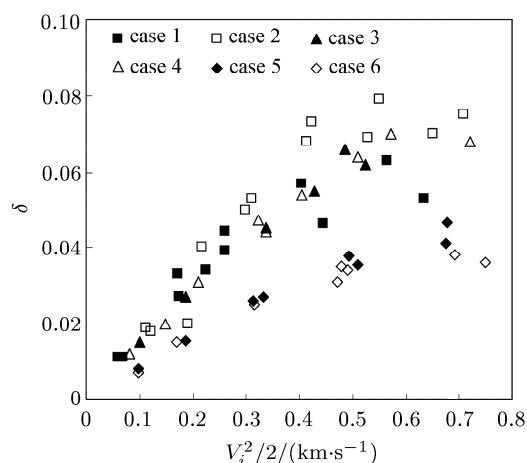


图 1 质量侵蚀与弹体初始动能的关系

Fig.1 Relation between the mass loss of projectiles and the initial impact velocity

分别分析工况 1~6 的实验条件. 根据表 1, 尽管工况 1~4^[10] 的混凝土强度、密度、骨料大小以及弹体的头形、几何形状各自不同, 但其质量侵蚀与弹体动能的线性关系近似; 工况 5,6 与此同理, 且弹材也可不同. 这表明, 在高强度合金钢弹体 (如 AF1410, AISI4340, AerMet100 等) 条件下, 混凝土强度、密度、骨料大小以及弹体的材料、头形、几何形状等对质量侵蚀的影响有限.

表 1 高强度合金钢弹体侵彻砂浆土和混凝土的相关弹靶参数

Table 1 Parameters of high-strength alloy steel penetrators penetrating into grout and concrete targets						
	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5	Case 6
targets						
target material	grout	grout	concrete	concrete	concrete	concrete
uniaxial compressive strength of concrete f_c/MPa	13.5	21.6	62.8	51	58.4	58.4
density $\rho_t/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	2 000	2 000	2 300	2 300	2 320	2 320
characteristic size of aggregate a/mm	4.8	4.8	9.5	9.5	9.5	9.5
aggregate material and Moh's hardness S	quartz/ 7.0	quartz/ 7.0	quartz/ 7.0	quartz/ 7.0	limestone/3.0	limestone/3.0
projectiles						
geometry	projectile with hollow shank and ogive-nose		projectile with solid shank and ogive-nose			
caliber-head-radius (CRH)	3.0/4.25	3.0/4.25	3.0	3.0	3.0	3.0
mass M/g	64	64	478	1 600	478	1 620
mass of nose M_n/g	12.0/14.3	12.0/14.3	46.8	158.7	46.8	158.7
M/M_n	5.3/4.5	5.3/4.5	10.2	10.1	10.2	10.2
shank diameter d/mm	12.9	12.9	20.3	30.5	20.3	30.5
length-to-diameter ratio L/d	6.88	6.88	10	10	10	10
d/a	2.69	2.69	2.14	3.21	2.14	3.21
geometry function N of prototype projectiles	143.4/200	143.4/200	234.3	231.3	232.4	232.2
minimum geometry function N_r of residual projectiles after test	—	58.0 $\text{CRH}_{\min} = 1.25$	46.4 $\text{CRH}_{\min} = 0.5$	45.7 $\text{CRH}_{\min} = 0.5$	80.6 $\text{CRH}_{\min} = 1.0$	95.4 $\text{CRH}_{\min} = 1.2$
projectile material and hardness R_c	4 340 R_c39	4 340 R_c39	4 340 R_c45	4 340 R_c45	4 340 R_c45 AerMet 100 R_c53	4 340 R_c45 AerMet 100 R_c53

工况 1~4 与工况 5,6 的另一方面的不同之处是混凝土骨料的硬度. 工况 1~4 选用石英骨料 (quartz), 其硬度用莫氏硬度 (Moh's hardness) 表示 $H_1 = 7$; 工况 5,6 选用石灰石骨料 (limestone), 其莫氏硬度 $H_2 = 3$. 我们注意到, 骨料的硬度之比 $H_1/H_2 = 2.33$, 而质量侵蚀率 δ 的关系常数之比则是 $k_1/k_2 = 2.0$ 和 $C_1/C_2 = 2.0$, 三者非常接近. 因此, 有理由假设, 混凝土骨料的硬度对弹体的质量侵蚀有显著影响, 而撞击初速度则是影响弹体质量侵蚀的最主要因素.

按此思路, 对工况 5,6 的质量侵蚀实验数据全部乘以系数 $H_1/H_2 = 2.33$ 进行修正, 并重新给出修正后的质量侵蚀与弹体初始动能的关系, 如图 2 所示. 令人惊奇的是, 所有的数据分布重合非常一致, 式 (1) 仍成立, 且 $k = 0.14$ 和 $C = 0.07$. 图 2 进一步证实了混凝土的骨料硬度对弹体质量侵蚀有显著影响.

高速侵彻中, 尽管弹体存在质量侵蚀, 但其基

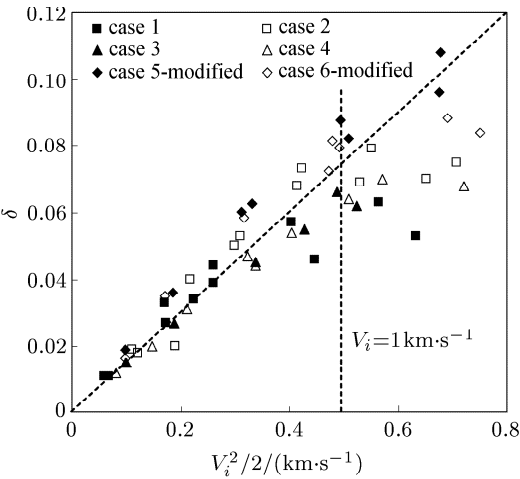


图 2 对骨料硬度的影响进行修正后的质量侵蚀与弹体初始动能的关系

Fig.2 Relation between the mass loss of projectiles and the initial impact velocity after accounting for the effect of aggregate

本形状并未发生改变, 理论分析仍常用刚性弹模型假设. 因此, 为考察弹体质量侵蚀的影响因素, 可进一步讨论弹体质量侵蚀与撞击函数 I 的关系.

文献 [11,12] 已指出, 控制刚性弹侵彻不同靶体 / 材的主要是撞击函数 I 和弹头形状函数 N 两个无量纲量. 对混凝土靶材, 有半经验定义

$$I = \frac{MV_i^2}{d^3 S f_c}, \quad N = \frac{M}{N^* \rho d^3} \quad (2)$$

其中刚性弹质量为 M , 弹径为 d , 撞击初速为 V_i ; 靶体密度及无约束抗压强度分别是 ρ 和 f_c . S 是相关于混凝土无约束抗压强度 f_c 的无量纲经验常数, 有 $S = 82.6 f_c^{-0.544}$ 或 $S = 72.0 f_c^{-0.5}$ (式中 f_c 使用 MPa 为单位). N^* 定义为弹头形状因子, 用于描述侵彻过程中刚性弹弹头形状的影响. 其中, I 对刚性弹侵彻过程的影响最大; 当弹头形状函数 N 足够大 (例如 $N > 100$, 这通常对应于细长尖形弹的深层侵彻), 可忽略 N 的影响. 表 1 给出了对应实验中原型弹和试验后残弹的形状函数, 显然, 原型弹 $N > 100$, 弹形已足够优化, 这里不再讨论 N 的影响.

当试验后残弹的最小形状函数仍足够大 ($40 < N_r^{\min} < 100$), 仍可采用刚性弹假设. 因此分析其侵彻深度时, 可继续按文献 [11,12] 给出的刚性弹侵彻深度公式 $X/d = I/2$ 计算.

针对文献 [9,10] 的全部侵彻实验, 图 3 给出弹体质量侵蚀率 δ 与弹体撞击函数 I 的关系. 借鉴图 2, 对工况 5,6 的质量侵蚀数据全部乘以系数 $H_1/H_2 = 2.33$ 进行修正后, 图 4 重新给出修正后的质量侵蚀率 δ 与弹体撞击函数 I 的关系. 尽管图 3 和图 4 分别较之图 1 和图 2 有轻微数据分散, 但线性关系仍然成立

$$\delta = \frac{\Delta M}{M} = \begin{cases} k' \cdot I, & I \leq 120 \\ C', & I > 120 \end{cases} \quad (3)$$

在图 3 中, 对工况 1~4^[10], $k'_1 = 5.83 \times 10^{-4}$, $C'_1 = 0.07$; 对工况 5,6^[9], 则 $k'_2 = 2.92 \times 10^{-4}$, $C'_2 = 0.035$. 考虑混凝土骨料硬度的影响并进行修正后, 如图 4, 全部 6 个工况满足 $k' = 5.83 \times 10^{-4}$ 和 $C' = 0.07$.

显然, 除混凝土骨料之外, 式(2)已包括了混凝土强度、密度, 弹体的头形、几何、质量以及撞击速度(或初始动能)等. 因此, 区别于图 1 和图 2, 可认为这种数据的轻微分散正是由于混凝土强度、密度、

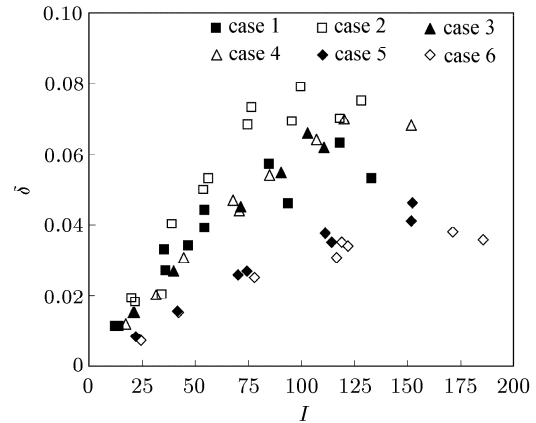


图 3 质量侵蚀与弹体撞击函数 I 的关系

Fig.3 Relation between the mass loss of projectiles and the impact function I of projectile

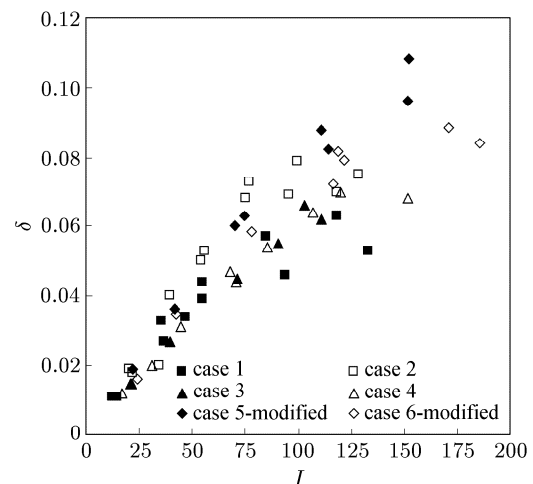


图 4 对骨料硬度的影响进行修正后的质量侵蚀与弹体撞击函数 I 的关系

Fig.4 Relation between the mass loss of projectiles and the impact function I of projectile after accounting for the effect of aggregate

骨料大小以及弹材、弹形几何的综合影响造成的.

换言之, 图 3 和图 4 进一步证明, 在高强度合金钢弹体 (如 AF1410, AISI4340, AerMet100 等) 条件下, 撞击初速度是影响弹体质量侵蚀的最主要因素, 混凝土的骨料硬度对弹体质量侵蚀有显著影响, 而混凝土强度、密度、骨料大小以及弹形几何等对质量侵蚀的影响有限. 需指出的是, 由于文献 [9,10] 仅用到 4340 钢和 AerMet100 两种高强度合金钢材, 且在相近速度条件下, 侵蚀相差不大 (可能 AerMet100 稍好点), 上述分析无法比较给出弹材对质量侵蚀的影响. 原则上, 弹材对质量侵蚀的影响较之混凝土骨料更重要. 本文的分析仅限于高强度合金钢弹材 (如 AF1410, AISI4340, AerMet100 等) 条件.

2 弹体质量侵蚀与弹头形状变化

弹体质量侵蚀原则上应包括头部和壳体两部分的质量损失, 需要正确理解弹体表面和靶体 (如混凝土和岩石靶体) 相互作用特性. 头部质量损失主要由于高压高温导致弹材流动侵蚀, 壳体质量损失更多源于滑动摩擦. 文献 [9,10] 的实验观察表明, 弹体质量侵蚀主要发生在弹体头部.

Beissel 和 Johnson^[3,4] 因其预期弹形更尖削, 质量侵蚀主要发生在壳体, 其计算与实验观察相左. Silling 和 Forrestal^[1] 的计算则更接近实验结果而有合理性, 其结论之一认为弹体质量侵蚀主要发生在弹体头部.

在本节, 进一步讨论弹体质量侵蚀与弹头形状变化的关系. 深侵彻弹体一般采用尖卵形弹, 根据文献 [9,10] 的实验结果, 发生质量侵蚀后的弹体头部仍接近尖卵形, 只是其对应的曲径比 CRH (caliber-radius-head) 发生改变. 可假定弹体头部是单质实心体, 因此可通过头部体积变化计算弹体头部质量损失.

如图 5, 可知尖卵形体的体积是

$$V = \pi d^3 \psi^3 \left[\sqrt{\frac{1}{\psi} \left(1 - \frac{1}{4\psi} \right)} \left(1 - \frac{1}{3\psi} + \frac{1}{12\psi^2} \right) - \left(1 - \frac{1}{2\psi} \right) \cos^{-1} \left(1 - \frac{1}{2\psi} \right) \right] \quad (4)$$

其中 $\psi = s/d$ 是尖卵形弹头的曲径比 CRH, s 为尖卵形母线圆弧半径; 对于半球头形, 有 $V = \frac{1}{12}\pi d^3$, $\psi = \frac{1}{2}$. 设初始和侵蚀后的弹头体积分别对应 $V_0(\psi_0$ 或 $s_0)$ 和 $V_1(\psi_1$ 或 $s_1)$, 弹材密度 ρ_p , 其头部质

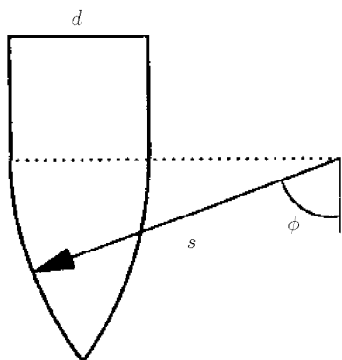


图 5 尖卵形弹几何示意

Fig.5 Ogive nose geometry

量损失是

$$\Delta M_n = \rho_p (V_0 - V_1) \quad (5)$$

另一方面, 可依据试验后的弹丸照片, 给出其头部的轮廓曲线, 并对试验后的弹形进行几何逼近, 找寻最接近的尖卵形包络, 进而给出与其头部轮廓相近的尖卵形外形曲线, 从而得到试验后弹丸头部的 CRH 近似值. 因此, 在确定原型弹初始头形及变形后弹头形状后, 可根据式 (4),(5) 给出弹体因为其头部侵蚀造成的质量损失与弹头的曲径比变化的关系, 如图 6 的理论曲线, 其中原型弹 CRH=3 的两条曲线分别对应于空心弹和实心弹.

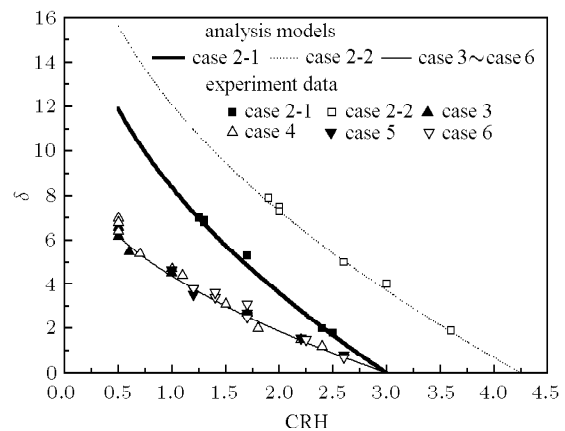


图 6 尖卵形弹头形变化后的质量侵蚀与试验数据比较

Fig.6 Theoretical prediction and experimental results on the rate $\delta(\%)$ of mass abrasion of projectiles with the variation of nose shape

图 7~ 图 12 分别给出文献 [9,10] 的实验后弹体轮廓曲线及头部几何近似 (含工况 2~6), 壳体段仍按原型给出. 由于原文未给出工况 1 的试验照片, 因此这里无法给出相关分析. 可知, 伴随撞击速度的增加, 头部更钝粗, CRH 变小, 但仍在原型及半球形之间, 即 $0.5 \leq \psi_1 < \psi_0$. 尤其是壳体段没有减短.

文献 [9,10] 已分别给出各型弹体侵彻实验后的质量总损失, 按上述头形包络近似给出试验后弹体头部的 CRH 值 (分别见图 7~ 图 12), 图 6 同时分别给出两者的对应数据. 显然, 理论分析给出的弹头质量侵蚀与弹体总质量损失近似相等, 即

$$\Delta M_n = \Delta M \quad (6)$$

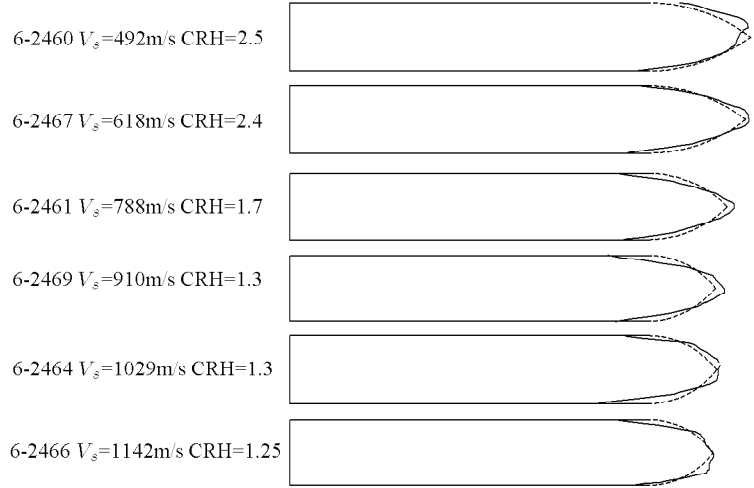


图 7 试验后的弹丸及其对应的头部外形轮廓 (工况 2-1, CRH=3.0, 数据来自文献 [10])

Fig.7 Residual projectiles after penetration and the corresponding contours of nose shape (case 2-1, CRH=3.0^[10])

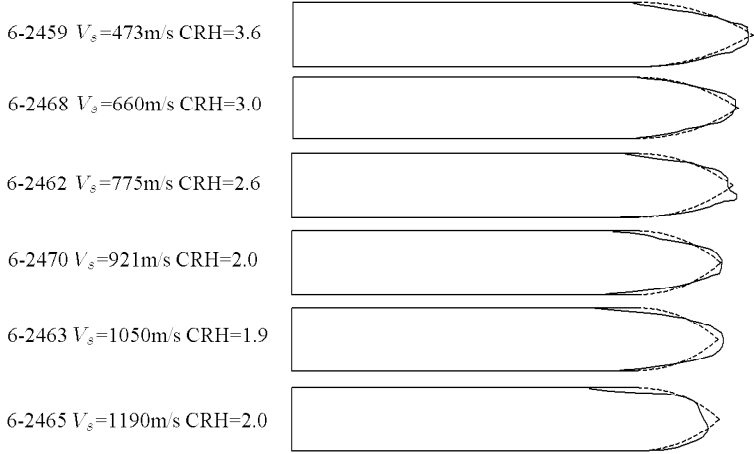


图 8 试验后的弹丸及其对应的头部外形轮廓 (工况 2-2, CRH=4.25, 数据来自文献 [10])

Fig.8 Residual projectiles after penetration and the corresponding contours of nose shape (case 2-2, CRH=4.25^[10])

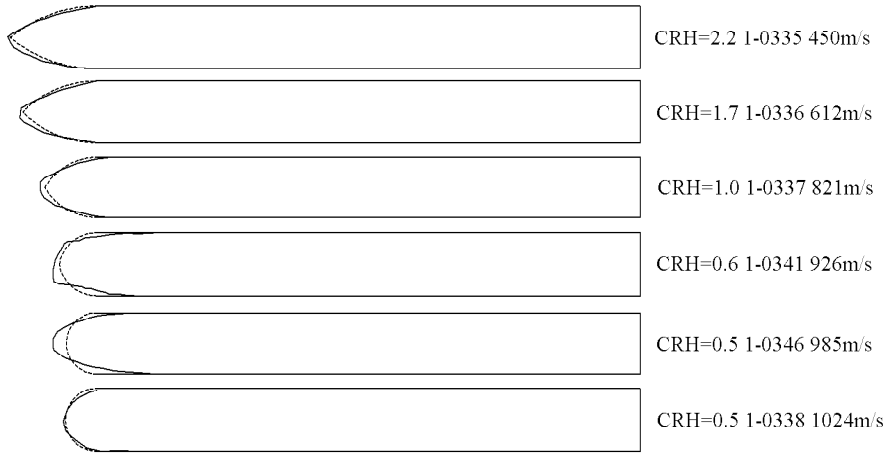


图 9 试验后的弹丸及其对应的头部外形轮廓 (工况 3, CRH=3.0, 数据来自文献 [10])

Fig.9 Residual projectiles after penetration and the corresponding contours of nose shape (case 3, CRH=3.0^[10])

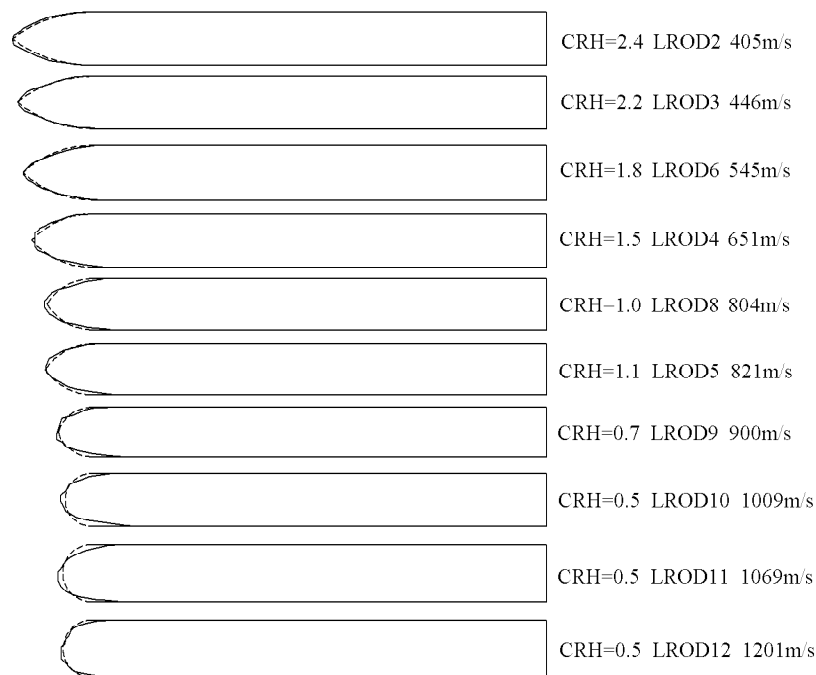


图 10 试验后的弹丸及其对应的头部外形轮廓 (工况 4, CRH=3.0, 数据来自文献 [10])

Fig.10 Residual projectiles after penetration and the corresponding contours of nose shape (case 4, CRH=3.0^[10])

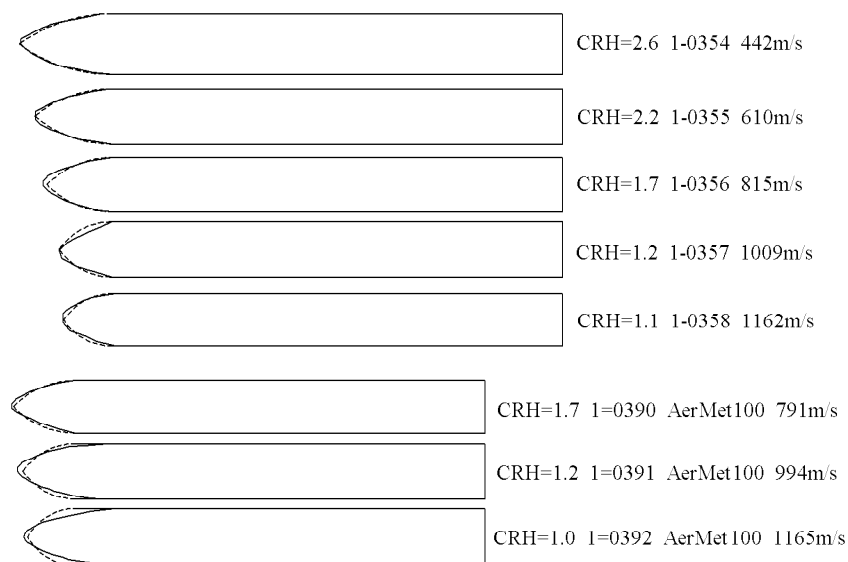


图 11 试验后的弹丸及其对应的头部外形轮廓 (工况 5, CRH=3.0, 数据来自文献 [9])

Fig.11 Residual projectiles after penetration and the corresponding contours of nose shape (case 5, CRH=3.0^[9])

进一步证明, 弹体正侵彻时, 较之头部因高温高压而流动侵蚀的质量, 其壳体段因高速摩擦发生的质量损失甚小, 可忽略, 弹体质量侵蚀绝大部

分发生在头部. 因此, 可以通过头形的变化预期其质量损失, 或由弹体的质量侵蚀预期其侵彻后的头形.

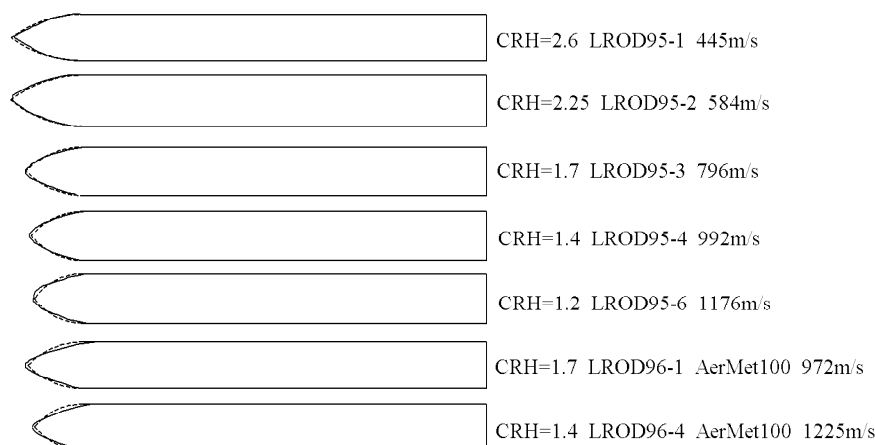


图 12 试验后的弹丸及其对应的头部外形轮廓 (工况 6, CRH=3.0, 数据来自文献 [9])

Fig.12 Residual projectiles after penetration and the corresponding contours of nose shape(case 6, CRH=3.0^[9])

3 结 论

撞击初速度 (或弹体初始动能) 是影响弹体质量侵蚀的最主要因素, 混凝土的骨料硬度和弹体质量对侵蚀有显著影响, 而混凝土强度、密度, 骨料大小以及弹形几何等对质量侵蚀的影响有限. 给出了更一般化的弹体质量侵蚀与撞击函数 I 的关系. 弹体质量侵蚀主要发生在头部, 侵蚀后的弹头仍接近尖卵形, 只是其对应的曲径比 CRH 发生改变. 因此, 可以通过头形的变化预期其质量损失或由弹体的质量侵蚀预期其侵蚀后的头形.

总结前面的分析, 在已知弹体的质量侵蚀与头形变化的关系 (式 (5)) 及质量侵蚀与初始动能或撞击函数 (式 (1) 或 (3)) 后, 可联立求解得到弹体的初始动能与头形变化的关系. 即, 当弹体初条件 (I, N) 已知, 则可由本文分析得到其头部侵蚀后的头形预期和质量侵蚀率. Silling 和 Forrestal^[1], Beissel 和 Johnson^[3,4] 试图建立弹体侵入的质量侵蚀的数值模型, 而本文对应地建立了更简单的工程理论模型.

参 考 文 献

- 1 Silling SA, Forrestal MJ. Mass loss from abrasion on ogive-nose steel projectiles that penetrate concrete targets. *Int J Impact Engng*, 2007, 34: 1814~1820
- 2 Klepaczk JR, Hughes ML. Scaling of wear in kinetic energy penetrators. *Int J Impact Engng*, 2005, 31: 435~459
- 3 Beissel SR, Johnson GR. A three-dimensional abrasion algorithm for projectile mass loss during penetration. *Int J Impact Engng*, 2002, 27: 771~789
- 4 Beissel SR, Johnson GR. An abrasion algorithm for projectile mass loss during penetration. *Int J Impact Engng*, 2000, 24: 103~116
- 5 Jones SE, Hughes ML, Toness OA, et al. A one-dimensional analysis of rigid-body penetration with high-speed friction. *J Mech Eng Sci Proc Inst Mech Eng*, 2003, 217: 411~422
- 6 Jones SE, Foster JC, Toness OA, et al. An estimate for mass loss from high velocity steel penetrators. In: Moody FJ, editor. *Proceedings of the ASME PVP-435 Conference on Thermal-Hydraulic Problems, Sloshing Phenomena, and Extreme Loads on Structures*. New York: ASME, 2002. 227~237
- 7 Jones SE, Toness OA, Jerome DM, et al. Normal penetration of semi-infinite targets by ogive-nose projectiles, including the effects of blunting and erosion. In: *Proceedings of the ASME PVP-421 Conference on Thermal Hydraulics, Liquid Sloshing, Extreme Loads and Structural Response-2001*. New York: ASME, 2001. 53~59
- 8 Davis RN, Neely AM, Jones SE. Mass loss and blunting during high-speed penetration. *J Mech Eng Sci Proc Inst Mech Eng*, 2004, 218: 1053~1062
- 9 Frew DJ, Hanchak SJ, Green ML, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods. *Int J Impact Engng*, 1998, 21(6): 489~497
- 10 Forrestal MJ, Frew DJ, Hanchak SJ, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles. *Int J Impact Engng*, 1996, 18(5): 465~476
- 11 Chen XW, Li QM. Deep penetration of a non-deformable projectile with different geometrical characteristics. *Int J Impact Engng*, 2002, 27(6): 619~637
- 12 Li QM, Chen XW. Dimensionless formulae for penetration depth of concrete target impacted by a Non-Deformable Projectile. *Int J Impact Engng*, 2003, 28(1): 93~116

(责任编辑: 陶彩军)

MODELING ON MASS ABRASION OF KINETIC ENERGY PENETRATOR¹⁾Chen Xiaowei^{*,2)} Yang Shiquan^{*} He Liling[†]^{*}(*Institute of Structural Mechanics, China Academy of Engineering Physics, Mianyang 621900, China*)[†](*Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China*)

Abstract An engineering model on mass abrasion of kinetic energy (KE) penetrator is presented to predict the nose shape and mass loss of the residual projectile after high speed penetration into concrete. The experimental analysis indicates that the kinetic energy of penetrator (i.e., mass and velocity of projectile) and the hardness of aggregate of concrete noticeably affect the mass abrasion of projectile. Generalized relationship between mass loss and impact function I of projectile is constructed. Graphical analysis shows that the most mass loss occur on the nose of projectile and the eroding nose approach to an ogival shape with a small value of caliber-radius-head (CRH). The mass loss from abrasion on KE penetrator may be evaluated through the variation of nose shapes.

Key words mass abrasion, kinetic energy penetrator, penetration, engineering model

Received 16 May 2008, revised 23 March 2009.

1) The project supported by the National Natural Science Foundation of China (10672152).

2) E-mail: chenxiaoweintu@yahoo.com