基于 Jones 模型的弹体质量损失参数分析

杨华伟, 晋小超, 王志华*, 树学峰

太原理工大学应用力学与生物医学工程研究所, 材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 太原 030024

* E-mail: wangzh@tyut.edu.cn

收稿日期: 2015-12-02; 接受日期: 2016-01-23; 网络出版日期: 2016-03-22

国家自然科学基金(批准号: 11390362)资助项目

摘要 弹体高速侵彻过程中, 头部会受到不同程度的磨损, 影响其侵彻性能. 基于 Jones 模型, 将引起弹体质量损失的切削与磨蚀作用统一考虑为单位面积切向作用力 f , 通过对侵彻实验数据的归纳分析, 讨论了 f 的参数相关性, 拟合得到了 f 与弹体材料屈服强度、靶体混凝土无侧限抗压强度、弹体及靶体骨料硬度的关系. 进一步, 利用 Young 公式在其适用范围内的计算结果, 对 f 进行了与弹体尺寸相关的修正, 从而得到了两种不同尺寸范围内弹体质量损失的预测公式.

关键词 爆炸力学, 弹体, 高速侵彻, 混凝土, 质量损失

1 引言

20 世纪 60 年代以来, 美国桑迪亚国家实验室 (SNL) Forrestal^[1-3] 和 Frew 等人^[4] 对尖长弹侵彻混凝土进行了系统研究, 他们测试的撞击速度范围为 139.3~1684 m/s, 混凝土靶强度为 13.5~97 MPa, 观察到了弹体明显的质量损失和头形钝化, 并且发现质量损失主要发生在弹头部分. 近年来, 我国学者也开展了一系列实验室尺度范围内的弹体侵彻混凝土实验: 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室的武海军等人^[5] 和洛阳总参工程兵科研三所的何翔等人^[6] 分别开展了不同条件下弹体侵彻混凝土的研究, 对于弹体的磨蚀机理及影响参数进行了分析, 取得了一定的成果. 通过对实验后弹体的金相分析^[7,8], 观察到了明显的熔融再固区, 表明高速侵彻过程中,

弹体头部经历了高温高压过程. 质量侵蚀过程包含了极端条件下弹体材料的塑性变形、高速摩擦、绝热剪切等复杂的物理过程. 因此, 很难直接从基本物理量着手得到关于质量损失的解析解, 目前主要的研究方法是以实验数据为主的经验分析模型. Silling 和 Forrestal^[9] 通过对 SNL 大量实验数据的分析, 引入了弹靶组合决定的比例系数 C 后, 得到弹体质量损失与侵彻速度的平方近似成线性关系. Jones 等人^[10] 通过假定摩擦力做的功完全转换为热导致弹体材料熔化是质量侵蚀的唯一来源, 得到了具有明确物理意义的弹体质量损失模型. Chen 等人^[11] 进一步通过骨料莫氏硬度对 Silling 及 Jones 关系进行了修正. 在特定的弹靶范围内, 模型计算结果与实验数据较为吻合, 但 Silling 关系没有明确的物理意义, 弹靶参数发生改变时, 将导致比例系数 C 无法预知, 没有通用性.

引用格式: 杨华伟, 晋小超, 王志华, 等. 基于 Jones 模型的弹体质量损失参数分析. 中国科学: 技术科学, 2016, 46: 368-376

Yang H W, Jin X C, Wang Z H, et al. Analysis of influence parameters on mass loss of projectiles based on Jones abrasion model (in Chinese). Sci Sin Tech, 2016, 46: 368-376, doi: 10.1360/N092015-00373

Jones 模型具有明确的物理意义, 然而计算结果与实验偏差较大^[12], 可能因为模型中没有计入影响质量损失的全部参数. 因此, 需进一步探讨质量损失的参数相关性, 寻求更大范围内的具有物理意义的质量损失预测模型.

本文中, 在现阶段研究成果的基础上, 对引起弹体质量损失的原因统一考虑为单位面积切向作用力 f 的作用, 通过对实验数据的归纳分析, 讨论 f 与靶体强度、骨料硬度、弹体直径及弹材强度硬度等参数的相关性. 进一步基于 Jones 模型推导可以预测不同尺寸弹体质量损失的经验公式.

2 参数相关性分析

2.1 经验模型

Silling 和 Forrestal^[9]通过对文献[3,4]中弹体撞击速度与相对质量损失实验结果的分析(图 1(a)), 得到在侵彻速度小于 1000 m/s 的工况下, 弹体质量损失与侵彻速度的平方近似成线性关系; 当速度大于 1000 m/s 后, 弹体质量损失不再发生变化:

$$\gamma = \frac{\Delta m}{m} = \begin{cases} C \cdot V_s^2, & \text{当 } V_s \leq 1000 \text{ m/s,} \\ C_c, & \text{当 } V_s > 1000 \text{ m/s,} \end{cases} \quad (1)$$

式中, C 和 C_c 为由实验数据拟合的比例系数, 与弹靶组合有关. Chen 等人^[11]进一步通过比较不同混凝土骨料(石英和石灰石)硬度对实验结果的影响, 认为比例系数为骨料莫氏硬度相关的函数, 即

$$C = f(\eta), \quad (2)$$

式中, $\eta = H/H_0$, H_0 取石英石骨料莫氏硬度作为参考硬

度, H 为靶体骨料莫氏硬度. 进一步, 将工况 5 和 6 的弹体相对质量损失 γ 通过硬度修正后, 弹体相对质量损失的实验数据均分布到同一直线附近(图 1(b)).

通过金相观察侵彻后的弹体可以看到明显的高温热影响区(HAZ), 弹体表面附着有靶体颗粒, 表明弹材被加热到奥氏体转变温度之上发生了淬火过程^[13]. 同时弹体表面存在明显的刮擦切削痕迹, 且弹体头部明显变钝, 弹身无明显的质量磨损痕迹, 造成质量损失的原因包括高速切削以及摩擦导致的熔融. Jones 等人^[10]通过假设弹体在侵彻过程中摩擦力所做的功全部转化为热且用于熔化弹头导致质量损失, 表示为

$$\Delta m = \frac{\pi d^2 f M Z}{4 \kappa Q}, \quad (3)$$

式中, d 为弹体直径, M 为弹头形状系数, Z 为侵彻深度, $\kappa \approx 4.18 \text{ J/cal}$ 为热功当量, Q 为单位质量弹材的熔化热, f 为弹体表面单位面积受到的切向作用力, 定义为 Forrestal 等人^[2]提出的:

$$f = \tau_0 + \mu p, \quad (4)$$

式中, μ 为弹靶接触面动摩擦因数, p 为利用空腔膨胀模型计算所得到的垂直于弹体表面的正应力, τ_0 为实验数据拟合得到的靶体动态剪切强度, 估算为 $\tau_0 = f_c / \sqrt{3}$ ^[14], f_c 为混凝土靶体的无侧限抗压强度.

由式(3)可知, Jones 模型表征的质量损失与弹体侵彻深度呈线性关系. 模型通过计及摩擦的侵彻深度公式(5)和(6)由不同工况的实验参数拟合得到摩擦系数 μ 接近 0^[10], 即 $f = \tau_0$. 并未深入讨论可能影响 f 的全部参数, 无法预测质量损失.

图1 硬度修正前后弹体质量损失与初始动能关系^[11]

(a) 修正前; (b) 修正后

$$Z_i = \frac{2m}{\pi d^2 \rho_t N^*} \ln \left(1 + \frac{\rho_t N^* v_i^2}{R(1 + \mu M) + \tau_0 M} \right), \quad (5)$$

$$\frac{\exp \left\{ \frac{2\pi a^2 \rho_t N^* Z_i}{m} \right\} - 1}{\exp \left\{ \frac{2\pi a^2 \rho_t N^* Z_j}{m} \right\} - 1} = \left(\frac{v_i}{v_j} \right)^2, \quad (6)$$

式中, m 为弹体质量, N^* 为弹头形状因子, ρ_t 为靶体混凝土密度, v 为弹体初始撞击速度, R 为混凝土动态抗压强度.

2.2 f 及其参数相关性

为了便于研究, 将 SNL 实验室(工况 1~6)^[3,4]、武海军等人(工况 7)^[5]及何翔等人(工况 8~11)^[6]的实验参数归纳见表 1. 对于工况 1~11, 选侵彻深度 Z 作为自变量, 将质量损失的实验结果代入式(3)可以得到每种工况下 f 的取值. Klepaczko 等人^[13]提出: 高速侵彻过程中, 摩擦系数 μ 与正应力、接触材料的屈服强度、温度以及相对滑动速度有关, 且 μ 在较低速范围内随着侵彻速度的增加而增大, 达到一定程度后对于侵彻速度的增大不再敏感, 表现为速度增大, 摩擦系数减小. 工况 1~6 中 f 随侵彻速度变化的趋势(图 2)可以看出随着弹体侵彻速度的增加, f 经历了先增大后先小的过程, 与 Klepaczko 关于摩擦系数的叙述是一致的. 同时, Kragelskii^[15]提出动摩擦系数随速度的变化可能有 3 种不同的趋势(图 3), 依赖于相互接触的材料. 本文中单位面积切向作用力的变化趋

势与 Kragelskii 摩擦模型中第二条较为接近.

然而, 高速侵彻过程中影响摩擦的因素较为复杂. 本文中, 不考虑 f 随弹体侵彻速度的变化, 简化考虑. 将每种工况下不同速度弹体质量损失实验数据分别代入式(3)计算所得 f 取平均值后, 代入 Jones 模型. 图 4 为模型计算结果与实验数据对比, 有较好的一致性. 进一步根据现有实验数据, 探究 f 的参数相关性. 由于 f 可以由弹体质量损失数据反推得到, 故首先考虑在弹体高速侵彻混凝土靶体的过程中, 可能影响质量损失的物理参数.

靶体参数: 混凝土无侧限抗压强度 f_c 、混凝土密度 ρ_t 、骨料莫氏硬度 H 、骨料最大粒径 d_0 .

弹体参数: 弹体长度 L 、弹体质量 m 、弹体直径 d 、弹头形状系数 CRH 值 ψ 、弹体综合密度 ρ_p 、弹体材料强度 σ_c 、熔化热 Q 、弹体材料洛氏硬度 R_c .

侵彻过程参数: 弹体初始撞击速度 v 、侵彻深度 Z 、单位面积切向作用力 f .

弹体相对质量损失与各个参数之间的函数关系可以写成如下的一般形式:

$$\frac{\Delta m}{m} = \delta(f_c, \rho_t, H, m, d_0, L, d, \psi, \rho_p, \sigma_c, Q, R_c, v, Z, f). \quad (7)$$

由于实验数据匮乏, 尤其是系统性研究不同直径、形状、弹材的可靠数据. 侵彻研究中, 弹体通常为基于钢的合金弹, 故弹体密度、熔化热变化范围较小, 可以认为是常数, 可略去 ρ_p 和 Q 的影响; SNL 实

表 1 钢合金弹侵彻混凝土靶参数

工况	骨料	骨料莫氏硬度	靶体强度 (MPa)	弹体直径 (mm)	弹体质量 (g)	弹头 CRH	弹体材料	弹体屈服强度 (MPa)	弹材洛氏硬度 R_c	τ_0 (MPa) ($f_c/\sqrt{3}$)	f (质量损失数据)	f (本文模型)	数据来源
1	石英	7	13.5	12.9	64	3	4340	1481	39	7.79	11.33	11.34	Forrestal 等人 ^[3,4]
2			21.6	12.9	64					12.47	13.77	13.66	
3			62.8	20.3	480					36.26	25.02	24.49	
4			51	30.5	1600					29.45	22.61	21.25	
5	石灰石	3	58.4	20.3	480	3	30CrMnSi	1130	45	33.72	12.04	14.15	武海军等人 ^[5]
6			58.4	30.5	1600					33.72	11.03	14.15	
7	石英	7	35	15	127					20.21	10.9	12.18	
8	石灰石	3	34.8	14	150	4.25	60Si2Mn	1300	35	20.09	12.21	10.56	何翔等人 ^[6]
9			48.6							28.06	13.72	12.84	
10			61.3							35.39	14.49	15.41	
11			76.4							44.11	17.18	18.08

图2 工况1~6中 f 与侵彻速度的关系 图3 动摩擦系数随速度变化的不同趋势^[15]

实验室 CRH 值分别为 3 和 4.25 弹体侵彻相同靶体的实验数据^[3,4]表明弹头形状系数对于质量损失的影响较小, 且现阶段研究中弹头形状通常取这两种形状, 故可不考虑 ψ 的影响. 弹体质量是由弹体长度、直径、材料密度、弹头形状系数等共同决定的参数, 弹体材料密度、弹头形状 ψ 确定的工况下, 可仅考虑独立变量 d 的影响. 混凝土密度通常变化范围较小, 可以认为是常数. 式(7)可以改写为

$$\frac{\Delta m}{m} = \delta(f_c, H, d_0, d, R_c, \sigma_c, v, Z, f). \quad (8)$$

在研究 f 的过程中 Z 和 $\frac{\Delta m}{m}$ 为实验中得到的数

据, 且本文假设 f 不随侵彻速度变化后, 质量损失预测与实验结果有较好的一致性, 因此不考虑 v 的影响, 简化研究. 对于靶体骨料莫氏硬度 H 及弹材洛氏硬度 R_c 可以作为单独修正量出现, 故最终将影响 f 的函数关系表示为

$$f = \phi(f_c, \sigma_c, d, d_0). \quad (9)$$

对于以上 4 个变量, 我们选取下面 2 个无量纲组: 弹体直径 d 与靶体骨料最大粒径 d_0 的比值, d/d_0 ; 弹靶相对强度, σ_c/f_c . 则影响 f 的函数表示为

$$\frac{f}{f_c} = \eta \left(\frac{d}{d_0}, \frac{\sigma_c}{f_c} \right). \quad (10)$$

2.3 参数拟合

2.3.1 弹体直径影响

Forrestal 等人^[2]的研究中, 对于计及摩擦的空腔膨胀, 靶体动态抗压强度 R 与动态剪切强度 τ_0 的关系为

$$A\tau_0 = Sf_c = R, \quad (11a)$$

式中, A 为与弹靶材料相关的系数, 则单位面积切向作用力 f 可以表示为

$$f = \tau_0 = \frac{R}{A} = \frac{Sf_c}{A} = \eta f_c. \quad (11b)$$

Forrestal 等人^[2]通过一系列较小尺寸弹体 ($12.9 \text{ mm} < d < 30.5 \text{ mm}$) 侵彻数据拟合得到 $S = 82.6 f_c^{-0.554}$, 代入侵彻公式后与实验数据吻合较好. 然而, 文献[1]

图4 SNL 工况 1~6 Jones 模型修正 f 后弹体相对质量损失与无量纲侵彻深度的关系

中对于 76.2 mm 弹体侵彻 23 和 39 MPa 混凝土的工况, 实验结果与式(11)计算所得 R 值有很大的差异. 表明, 当超出一定的尺寸范围时, R 将不满足上述线性关系, 即靶体动态抗压强度 R 可能并不是一个仅与无侧限抗压强度 f_c 相关的值, 会受到弹体尺寸的影响. 同样, 对于侵彻石灰石混凝土的实验数据: 工况 5 和 6, 除弹体直径外其余参数均一致, 但由实验结果所得到的 f 平均值分别为 12.04 和 10.65 MPa, 表明 f 与 R 均是随弹体直径变化的值, 并且可能弹体直径越大, 其值越小. 可以解释文献[16]中直径 144 mm, 重量约 47 kg 的弹体在侵彻速度分别为 1100 和 1300 m/s 的工况下, 相对质量损失仅仅为 1.1% 和 1.8%, 远远小于文献[3,4]中相应速度弹体的相对质量损失(约 7%), 这些现象表明弹体的质量损失与弹体尺寸相关.

弹体侵彻质量损失实验已有不少相关资料, 但缺乏系统性研究弹体直径对其影响的数据, 故直接通过质量损失数据研究 f 的变化比较困难. 本文将借助于式(11b), 通过 R 与弹体直径 d 的关系间接研究 f 与弹体直径 d 的关系.

桑迪亚国家实验室(SNL)从 1960 年开始进行了地质材料的侵彻研究, 通过 3000 多次实验, 建立了庞大的数据库. 实验中, 弹重 3.17~2267.6 kg, 撞击速度最高达到 1340 m/s, 弹径范围为 30.5~762 mm, 基于大量的实验数据, 最终提出了侵彻土、岩石、混凝土统一的经验公式: Young 公式^[17,18]. Young 公式虽然没有确切的物理意义, 但是由于以大量的实验数据为基础, 可以说是较为可靠的大尺寸范围的侵深公式. 图 5 为文献[1]中实验数据与 Forrestal 公式及 Young 公式计算结果对比, 可以发现 Young 公式在更大尺度范围内有较高的准确性. 将原始弹靶参数及通过 Young 公式计算得到的侵彻深度代入式(12)后可以求得靶体动态抗压强度 R 值, 代入 Forrestal 模型后所得侵彻深度与实验更加接近. 因此, 在目前情况下, 近似将 Young 公式所得到的仅以弹体直径为变量的数据作为实验数据进行研究.

$$R = \frac{N^* \rho_t V_s^2}{\left(1 + \frac{\pi d^3 N^* \rho_t}{2m}\right) \exp\left[\frac{\pi d^2 (Z - 2d) N^* \rho_t}{2m}\right] - 1}. \quad (12)$$

由于 Forrestal 等拟合 R 与 f_c 的线性关系均由直径 $d \leq 30.5$ mm 弹体侵彻数据所得, 公式得到的 R 值代入侵彻公式后与实验数据吻合良好. 且 Young 公式

图 5 76.2 mm 弹侵彻 23 MPa 混凝土经验公式与数据对比

的实验数据也未包含 Forrestal 等讨论靶体动态强度 R 的弹径范围. 故本文讨论 f 和弹体尺寸的关系仅限于 $d > 30.5$ mm 的工况, 而对于 $d \leq 30.5$ mm 的工况, 不考虑弹体尺寸影响.

基于文献[1]中的弹靶参数, 选取弹体形状 CRH 值为 3, 以 76.2 mm 弹体侵彻 23 MPa 混凝土作为参考组, 分别选取 23, 30, 35 MPa 混凝土. 根据 Young 公式求得侵彻速度在 200~500 m/s(与实验数据接近)时的侵彻深度. 通过式(12)计算修正后的靶体动态抗压强度 R^* 值. 并且选取混凝土骨料最大粒径 $d_0 = 15$ mm, 作为参考直径, 探究 R^*/Sf_c 与 d/d_0 的关系(图 6). 通过实验数据拟合可以得到 R^*/Sf_c 与 d/d_0 的关系有:

$$\frac{R^*}{Sf_c} = a \left(\frac{d}{d_0} \right)^b, \quad (13)$$

式中, $a = 0.695$, $b = -0.186$, 由式(11b)可知, 对于大尺寸弹, f 可以直接用 $a \left(\frac{d}{d_0} \right)^b$ 进行修正.

2.3.2 弹靶强度影响

工况 1~4 和 7 中, 靶体骨料相同. 由于 $d \leq 30.5$ mm, 故此处不计弹体直径的影响简化考虑. 根据实验中的侵彻深度 Z 及相对质量损失 $\Delta m/m$ 的数据, 代入式(3)可以得到每种工况下 f 的平均值, 无量纲化后得到 5 种工况下弹靶相对强度 σ_c/f_c 与 f/f_c 的关系(由于国内外混凝土强度测试方法不同, 将工况 7 中混凝土强度修正为 $f_c = 0.79 \times 35 = 27.65$ MPa^[19], 线性拟合可以得到

$\frac{f}{f_c} = A \cdot \frac{\sigma_c}{f_c} + B$, 其中, A 的值为 0.005, B 的值为

0.283. 可以发现虽然弹体尺寸有一定差异, 且工况 7 弹材与工况 1~4 不同, 但 f/f_c 与 σ_c/f_c 线性关系良好, 表明较小尺寸范围内, 忽略弹体直径影响的简化是合理的, 同时引入弹靶相对强度项不仅有一定的物理意义, 而且统一了武海军等人^[5]及 Forrestal 等人^[3,4]的实验数据.

2.3.3 硬度修正

Chen 等人^[11]对于 Silling 模型的修正表明: 靶体骨料硬度对于侵彻过程中弹体质量磨损的贡献不可忽略. 对于 Jones 质量损失模型而言, 仅 f 可以受到靶体骨料硬度的影响, 进一步考虑弹体材料硬度的影响. 分别选取石英石骨料莫氏硬度 $H_0=7$ 及 4340 钢洛氏硬度 $R'_c=39$ 作为参考硬度后, 选取弹靶相对硬度 $(R_c/R'_c)/(H/H_0)$ 进行修正. 图 8 分别为工况 1~11 由侵

图 6 Young 公式不同尺寸弹体计算结果对 R 值进行修正

图 7 工况 1~4, 7 中 f/f_c 与弹靶相对强度的关系及线性拟合

图 8 f/f_c 对于硬度的修正

彻实验数据得到的弹靶相对硬度项 $(R_c/R'_c)/(H/H_0)$ 与本文 2.3.2 节所得 $(f/f_c)/(A \cdot \sigma_c/f_c + B)$ 的关系. 拟合后得到靶体单位面积切向作用力经过硬度修正后有:

$$\frac{f}{f_c} = \left(p \cdot \frac{R_c/R'_c}{H/H_0} + q \right) \left(A \frac{\sigma_c}{f_c} + B \right), \quad (14)$$

式中, $p=-0.248$, $q=1.259$.

2.4 修正的 Jones 模型

上文中拟合得到了与弹体直径、弹靶相对强度等物理量相关且进一步通过硬度修正后的 f/f_c 的表达式, 将表 1 工况 1~11 弹靶参数代入式(15a)即可得到由本文模型计算所得 f 值, 与实验数据得到的 f 值较为一致.

$$\frac{f}{f_c} = \left(p \cdot \frac{R_c/R'_c}{H/H_0} + q \right) \left(A \frac{\sigma_c}{f_c} + B \right), \quad (15a)$$

$$d \leq 30.5 \text{ mm},$$

$$\frac{f}{f_c} = a \left(\frac{d}{d_0} \right)^b \left(p \cdot \frac{R_c/R'_c}{H/H_0} + q \right) \left(A \frac{\sigma_c}{f_c} + B \right), \quad (15b)$$

$$d > 30.5 \text{ mm}.$$

进而得到修正后的 Jones 模型的表达式:

$$\Delta m = \frac{\pi d^2 f_c \left(p \cdot \frac{R_c/R'_c}{H/H_0} + q \right) \left(A \frac{\sigma_c}{f_c} + B \right) Mz}{4\kappa Q}, \quad (16a)$$

$$d \leq 30.5 \text{ mm},$$

图9 式(16a)计算结果与实验数据对比

 Δm

$$= \frac{\pi d^2 f_c a \left(\frac{d}{d_0} \right)^b \left(p \cdot \frac{R_c / R'_c}{H / H_0} + q \right) \left(A \frac{\sigma_c}{f_c} + B \right) M z}{4 \kappa Q}, \quad (16b)$$

 $d > 30.5 \text{ mm}.$

将工况 1~11 的参数代入(16a), 即可得到模型质

量损失计算结果与实验数据的对比.

2.5 大尺度弹体算例

对于大尺寸弹($d > 30.5 \text{ mm}$), 通过修正后的靶体动态抗压强度 R 代入 Forrestal 公式求得侵彻深度 Z 后, 代入(16b)即可得到关于弹体质量损失的预测公式.

$$\frac{\Delta m}{m} = \frac{2 f_c a \left(\frac{d}{d_0} \right)^b \left(p \cdot \frac{R_c / R'_c}{H / H_0} + q \right) \left(A \frac{\sigma_c}{f_c} + B \right) M \ln \left(1 + \frac{N^* \rho_t V_1^2}{a(d/d_0)^b S f_c} \right)}{m \rho N^* \kappa Q}. \quad (17)$$

选取文献[16]中数据: 弹体直径 144 mm, 质量 47 kg, 弹材为 4340 钢, 靶体强度等级为 C35. 实验中分别将弹体加速到 1100 和 1300 m/s, 测得质量损失分别为 1.8% 和 1.1%. 图 10 分别为由式(17), 及 $f = \tau_0 = f_c / \sqrt{3}$ 代入式(3)计算得到的结果与实验数据的对比. 可以发现本文模型与实验数据较为接近, 但仍有一些偏离, 一方面考虑为 Young 公式对于侵彻深度的计算与实验结果无法完全一致, 因此对于靶体动态抗压强度 R 的拟合导致了与实验结果的偏

图 10 大尺寸弹体模型与实验结果对比

差. 另一方面, 正如 Kragelskii^[15]提出动摩擦系数对于随速度的变化趋势, 在超高速侵彻中摩擦导致的质量磨损会逐渐减小. 因此, 出现 1300 m/s 侵彻速度下, 弹体质量损失更小的情形. 同时, 实验中靶体由 1 m 厚靶体组合而成, 太多的自由面导致侵彻机理发生改变. 弹性波的作用将会被放大, 因此减少了隧道阶段空腔膨胀引起靶体破坏的范围, 故弹靶间摩擦作用的距离也会减小, 导致质量损失没有式(17)计算结果大.

3 结论

基于 Jones 弹体磨损模型, 对引起弹体质量损失的切削与磨损统一考虑为单位面积切向作用力后, 通过参数分析表明: 单位面积切向作用力与弹体材料屈服强度, 靶体材料抗压强度, 弹体直径以及弹靶硬度等参数有关. 进一步通过 Young 公式及侵彻数据的归纳分析, 拟合得到了不同弹体尺寸范围内单位面积切向作用力 f 与弹体直径与靶体骨料尺寸比值、弹靶相对强度两个无量纲数及硬度修正后的经验公式, 代入 Jones 模型后, 计算结果与实验数据较为吻合. 通过由 Young 公式得到的大尺寸弹体随直径变化的靶体强度常数 R^* 代入 Forrestal 侵彻公式后, 得到了更大范围的具有物理意义的弹体质量磨损预测公式.

参考文献

- Forrestal M J, Frew D J, Hickerson J P, et al. Penetration of concrete targets with deceleration-time measurements. *Int J Impact Eng*, 2003, 28: 479–497
- Forrestal M J, Altman B S, Cargile J D, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets. *Int J Impact Eng*, 1994, 15: 395–405
- Forrestal M J, Frew D J, Hanchak S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles. *Int J Impact Eng*, 1996, 18: 465–476
- Frew D J, Hanchak S J, Green M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods. *Int J Impact Eng*, 1998, 21: 489–497
- 武海军, 黄风雷, 王一楠, 等. 高速侵彻混凝土弹体头部侵蚀终点效应实验研究. *兵工学报*, 2012, 33: 48–55
- 何翔, 徐翔云, 孙桂娟, 等. 弹体高速侵彻混凝土效应的实验研究. *爆炸与冲击*, 2010, 30: 1–6
- 何丽灵, 陈小伟, 范瑛. 先进钻地弹高速侵彻实验中质量磨蚀金相分析. *爆炸与冲击*, 2012, 32: 515–522
- Guo L, He Y, Zhang X F, et al. Study mass loss at microscopic scale for a projectile penetration into concrete. *Int J Impact Eng*, 2014, 72: 17–25
- Silling S A, Forrestal M J. Mass loss from abrasion on ogive-nose steel projectiles that penetrate concrete targets. *Int J Impact Eng*, 2007, 34: 1814–1820
- Jones S E, Foster J C, Toness O A, et al. An Estimate for Mass Loss from High Velocity Steel Penetrators. In: *ASME 2002 Pressure Vessels and Piping Conference*. American Society of Mechanical Engineers, 2002. 227–237
- Chen X W, He L L, Yang S Q. Modeling on mass abrasion of kinetic energy penetrator. *Eur J MechA-Solid*, 2010, 29: 7–17
- 何丽灵. 高速侵彻混凝土弹体的动力学行为研究. 博士学位论文. 合肥: 中国科学技术大学, 2012. 18–20
- Klepaczko J R. Surface layer thermodynamics of steel penetrators at high and very high sliding velocities. Technical Report. Florida

- University Shalimar Graduate Engineering And Research Center. AFRL-MN-TR-2002-7076. 2002
- 14 Chen X W. Dynamics of Metallic and Reinforced Concrete Targets Subjected to Projectile Impact. Dissertation of Doctoral Degree. Singapore: Nanyang Technological University, 2003
- 15 Kragelskii I V. Friction and Wear. Bath: Butterworth and Pitman Press, 1965. 30–50
- 16 Zhang X. Different scale experiments of high velocity penetration with concrete targets. J Appl Mech, 2013, 80: 1–6
- 17 Young C W. Depth prediction for earth penetrating projectiles. J Soil Mech Foundation Div, 1969, 3: 803–817
- 18 Young C W. Penetration Equations. Albuquerque: Sandia National Laboratories. 1997, SAND-97-2426
- 19 程文灏, 颜德姮, 王铁成, 等. 混凝土结构. 第四版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009. 10–12

Analysis of influence parameters on mass loss of projectiles based on Jones abrasion model

YANG HuaWei, JIN XiaoChao, WANG ZhiHua & SHU XueFeng

Shanxi Key Lab. of Material Strength & Structural Impact, Institute of Applied Mechanics and Biomedical Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China

During the high speed penetration into concrete targets, the head of projectiles will suffer different degrees of mass abrasion which affect the property of penetration. Based on Jones Model of mass abrasion, the effect of shear and wear causing mass loss is uniformly considered as friction per unit. Through the analysis of penetration experiment data, parameters of friction are discussed, and an empirical equation is imposed through linear fit of the relations between f and parameters for ratio of the yielding strength and hardness of target materials and projectile materials. Limiting the size scope Young Equation, calculating results are used for modifying the shear stress relating to the diameter of projectiles. A prediction formula of projectile mass abrasion is imposed with different scope of size.

mechanics of explosion, projectile, high speed penetration, concrete, mass loss

doi: 10.1360/N092015-00373