

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0250

考虑摩擦因数变化的弹体高速侵彻 混凝土质量侵蚀模型研究*

刘均伟, 张先锋, 刘 闯, 陈海华, 王季鹏, 熊 玮
(南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 弹体在高速侵彻混凝土介质时, 由于弹靶之间强烈的局部作用, 导致弹体发生质量损失和弹头钝化。为进一步探究弹体高速侵彻混凝土靶质量侵蚀效应及其影响因素, 基于热熔化机制及变摩擦因数模型, 考虑弹体侵彻过程中头部形状变化, 修正了弹体高速侵彻混凝土质量侵蚀模型。为验证模型的可靠性, 基于 30 mm 弹道炮平台, 开展了卵形弹体高速 (700~1 000 m/s) 侵彻典型混凝土靶体实验, 获得了弹体高速侵彻质量侵蚀结果。结合理论模型对本文实验及文献实验数据进行了对比分析计算, 验证了本文修正模型的可靠性。结果表明: 弹体侵彻过程中, 滑动摩擦项占总摩擦力的 10%~40%, 它对弹体侵彻过程的影响不能被忽略; 考虑摩擦因数变化的质量侵蚀模型预测结果与已有实验数据吻合得较好; 与本文实验数据的最大误差不超过 7%, 能较准确地预测不同工况下弹体的质量损失。

关键词: 高速侵彻; 质量侵蚀; 头部形状; 摩擦因数

中图分类号: O385 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

Study on mass erosion model of projectile penetrating concrete at high speed considering variation of friction coefficient

LIU Junwei, ZHANG Xianfeng, LIU Chuang, CHEN Haihua, WANG Jipeng, XIONG Wei

(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China)

Abstract: When the projectile penetrates into the concrete medium at high speed, the mass loss and nose blunting occur due to the strong local interaction between the projectile and the target. In order to further explore the mass erosion effect of high-speed projectile penetrating concrete target and its influencing factors, based on the thermal melting mechanism and variable friction coefficient model, the mass erosion model of high-speed projectile penetrating concrete target was modified considering the change of projectile nose shape during penetration. In order to verify the reliability of the model, based on the 30 mm ballistic gun platform, the oval projectile penetrating typical concrete targets at high velocities ranging from 700 to 1 000 m/s was carried out, and the mass erosion results of high-speed penetration were obtained. Combined with the theoretical model, the reliability of the modified model is verified by analyzing the test data in this paper and the literature. The results show that the sliding friction term accounts for 10%–40% of the total friction in the process of projectile penetration, and its influence on the penetration process can't be ignored. The prediction results of mass erosion model considering the variation of friction coefficient are in good agreement with the existing test data, and the maximum error with the test data in this paper is less than 7%, which can accurately predict the mass loss of projectile under different working conditions.

Keywords: high speed penetration; mass loss; head shape; friction coefficient

* 收稿日期: 2020-07-21; 修回日期: 2020-11-29

基金项目: 国家自然科学基金 (11790292); 国家自然科学基金委员会与中国工程物理研究院联合基金 (U1730101); 中央高校基本科研业务费专项 (30919011401)

第一作者: 刘均伟 (1996—), 男, 博士研究生, 717904682@qq.com

通信作者: 张先锋 (1978—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, lynx@njjust.edu.com

随着现代防御技术的发展,重要的军事和民用目标(战略指挥中心、能源储备工程、航天基地等)逐渐深层化和坚固化。高强度合金材料以及推进技术(火箭、二级氢气炮等)的应用也推动着侵彻武器向着高速、超高速($v \geq 1500 \text{ m/s}$)方向发展。动能弹高速侵彻混凝土时,弹靶间的强烈相互作用使弹体发生明显的质量侵蚀现象。随着侵彻速度的提高,弹体头部变形和质量侵蚀情况也更严重,造成弹体结构和弹道失稳(如弹体屈曲、弯曲、断裂和偏航等),严重影响弹体侵彻性能^[1-10]。因此,研究高速弹体侵彻混凝土的质量侵蚀效应,对弹体的结构设计和优化具有重要意义。

Forrestal 等^[1]、Frew 等^[2]开展了 400 ~ 1200 m/s 速度范围的不同强度尖卵形弹体侵彻混凝土实验,发现:弹体在侵彻混凝土后发生了质量侵蚀,弹体头部形状发生改变,严重影响了弹体的侵彻性能。何翔等^[3]、Mu 等^[4]和武海军等^[5]开展了尖卵形弹体侵彻混凝土靶体的实验,获得了弹体质量损失、头部变形情况及侵彻深度数据。实验发现:质量损失率随着弹体侵彻速度的增加而不断增大,且弹体的质量损失主要集中在头部。在弹体高速侵彻混凝土靶体的侵蚀理论研究方面,Silling 等^[6]通过分析实验数据^[1-2],给出弹体质量损失与速度的表达式,提出:当弹体速度低于 1 000 m/s 时,弹体的质量损失与初始动能之间存在线性关系;当弹体速度大于 1 000 m/s 时,弹体的质量损失不再增加,基本保持不变。Wu 等^[7]基于实验数据^[1-2]分析,得出弹体的质量侵蚀与初始撞击速度呈线性关系;Wen 等^[8]基于实验数据,引入弹体屈服强度和骨料的莫氏硬度,提出弹体质量损失与着靶速度之间呈幂指数关系;Zhao 等^[9]分析实验数据^[1-2]后,得出弹体侵彻前后头部形状变化与弹体初始速度的平方呈线性关系,并提出骨料对弹体侵蚀效应有显著影响。Jones 等^[10]假设侵彻过程中弹、靶间的强烈摩擦(摩擦力为恒定值)是造成弹体质量损失的原因,建立了弹体质量损失预测模型。陈小伟等^[11]、He 等^[12]基于 Jones 模型,用相对莫氏硬度值修正其中的靶体剪切强度项,得到了考虑骨料的弹体质量侵蚀预测模型。欧阳昊等^[13-14]指出,应更全面的考虑骨料对模型的影响,并通过引入骨料体积分数以及骨料强度,建立了考虑骨料体积分数的弹体质量损失预测公式。

综上所述,现有模型主要通过计算摩擦功,结合弹体初始参数得到弹体的侵蚀模型,对于预测弹体的侵蚀结果有重要的支撑意义。现有的模型中摩擦力一般简化为靶板的抗剪切强度,未考虑滑动摩擦因数对总摩擦力的贡献,也未计及由于头部形状变化引起侵彻阻力变化的影响^[15]。为进一步分析弹体侵彻过程中的受力状态,本文中,结合变摩擦因数模型,计算滑动摩擦项占总摩擦力的比例,通过编程迭代的方法,计算侵彻过程中的弹体无量纲纵截面面积,分析头部形状变化对弹体侵蚀效应的影响;对比预测模型与实验回收剩余弹体头部形状,分析弹体头部形状的演化规律。

1 弹体质量侵蚀模型

1.1 基于热熔化的弹体质量侵蚀模型

由文献 [3-4],在侵彻过程中,弹体受到弹靶表面的高温、高压以及高速摩擦的影响,从而产生质量损失,动能弹的质量损失主要集中在弹体头部。

假设弹靶之间摩擦力的形式为一般的库伦摩擦,摩擦力为:

$$f = \mu p + \tau_0 \quad (1)$$

式中: μ 、 p 和 τ_0 分别为弹靶之间的滑动摩擦因数、弹体表面所受压力和靶板的剪切强度。根据空腔膨胀模型,弹体头部任意点的压力 $p = \rho_t v^2 \sin^2 \theta + S f_c$ ^[12,16]。其中 v 、 ρ_t 和 f_c 分别为弹体的瞬时侵彻速度、混凝土靶板的密度和无围压强度。 $S = 72.0 f_c^{-0.5}$ 是仅依赖于 f_c (单位 MPa) 的无量纲经验常数。 θ 为弹体轴线与其轮廓线切线方向的夹角(见图 1)。

Jones 等^[10]假设弹体产生质量侵蚀的主要因素为弹、靶间的摩擦热,未考虑侵彻过程中摩擦因数、弹体头部形状的变化,即模型中 $\mu = 0$ 且 $f = \tau_0$, N_1^* 和 N_2^* 保持初值不变,则 Jones 模型中摩擦力所做的功为:

$$w_t = \int_A \int_z f \cos \theta dz dA = \frac{\pi d^2}{4} \int_0^z (\mu \rho_t N_2^* v^2 + \mu S f_c N_1^* + \tau_0 N_1^*) dz \quad (2)$$

式中: A 、 z 分别为弹头表面积以及未考虑弹体头部形状变化及质量损失的弹体侵彻深度, f 为弹体表面所受摩擦力, N_1^* 、 N_2^* 为与弹头相关的无量纲常数。

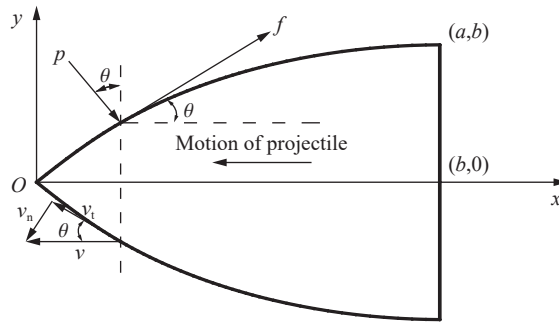


图 1 侵彻过程中弹体头部受力

Fig. 1 Force diagram projectile head during penetration

对于任意头部形状的弹体, N_1^* 和 N_2^* 分别为^[17-18]:

$$N_1^* = \frac{8}{d^2} \int_0^b y dx \tag{3}$$

$$N_2^* = \frac{8}{d^2} \int_0^b \frac{yy'^2}{1+y'^2} dx \tag{4}$$

式中: $y' = dy/dx$, x 为弹体的轴向坐标, y 为弹体轮廓线的函数, b 为弹体弹尖的长度。

对于常见的尖卵形头部弹体, 式 (3) 可以简化为:

$$N_1^* = 4\varphi^2 \arccos\left(1 - \frac{1}{2\varphi}\right) - (2\varphi - 1) \sqrt{4\varphi - 1} \tag{5}$$

式中: $\varphi = s/d$ 为尖卵形弹体的曲径比, s 为尖卵形弹体母线的曲率半径; 当 $\varphi = \varphi_0 = s_0/d$ 时 (φ_0 为弹头初始曲径比), $N^* = N_1^*$ 为弹头初始无量纲纵截面面积。

He 等^[12]、欧阳昊等^[13] 基于 Jones 模型^[10], 考虑了骨料对弹体侵蚀效应的影响, 分别提出影响因子 η 、 β 用于修正靶板的剪切强度, 用 τ_R 替换式 (2) 中的 τ_0 :

$$\tau_R = \eta(\beta) \tau_0 \tag{6}$$

式中: $\eta = H/H_0$, H 为骨料的莫氏硬度, $H_0 = 7$ 为骨料的参考硬度, η 则可以表征骨料莫氏硬度的相对值, β 与骨料的体积分数 χ 以及砂浆和骨料的相对强度 τ_0/τ_1 有关。

假设弹体侵彻混凝土靶板过程中的摩擦功全部转化为热量^[10], 并用于熔化弹体头部材料, 弹体的质量损失为:

$$\Delta M = \frac{w_t}{Q} \tag{7}$$

式中: Q 为材料单位质量所需要的热量, 在模型中取纯铁的熔化热, $Q = 1.2648 \text{ MJ/kg}$ 。

1.2 考虑摩擦因数变化的弹体质量侵蚀模型

在高速侵彻的实际问题中, 弹、靶接触的区域包含着复杂的物理、化学变化, 如材料的硬化、熔化、相变以及破碎的混凝土粒子与弹体的化学反应等。因此, 需对高速侵彻时的摩擦因数进行重新评估, 新的摩擦因数 μ_s 将不是一个常数, 与相对滑动速度、弹体表面所受压力、靶体材料的特性(骨料、砂浆)等因素有关。

通常, 从微观角度上, 每个弹体表面都粗糙不平, 弹、靶间相互滑动时, 较高的凸起将受到切向应力的作用; 随着滑动速度的增加, 越来越多的凸起(被切断的凸起称为活跃凸起, 其余凸起称为惰性凸起)

会因受到切向应力而切断, 造成弹体质量损失, 并且由于局部化的塑性变形产生“热点”, 加速弹体的质量损失过程。

摩擦因数一般表示两相互接触物体的切向力与法向力的比, 假设弹体表面凸起分为 a、b 两类。摩擦因数分为两个部分: 一个是活跃凸起塑性变形造成的摩擦, 另一部分是惰性凸起代表的库伦摩擦。塑性变形是应变率相关的, 因此活跃凸起比例随压力的增加而增大, 惰性凸起则等比例减小。摩擦因数为:

$$\mu_s = \tau_R \frac{n_a}{np} + \mu \frac{n_b}{np} \quad (8)$$

式中: n_a 、 n_b 分别为活跃凸起、惰性凸起的数量, n 为凸起总数, μ 为库伦摩擦因数。

活跃凸起 n_a 与压力之间的关系为^[19]:

$$\frac{n_a}{n} = 1 - (1 - n_{a0}) \exp(-B(p - p_0)) \quad (9)$$

式中: n_{a0} 为初始活跃凸起数量, n_{a0}/n 为初始活跃凸起的密度占总密度之比, B 为活跃凸起与邻近的凸起相互作用能力的常数, 上述均为与材料特性相关的常数; n_{a0}/n 、 B 均为 $5.046\ 44 \times 10^{-3}$, p_0 为弹体表面初始压力, 一般取 $p_0 = \tau_R$ 。

在压力很大的极限情况, 可以忽略惰性凸起数量, 即 $\lim_{p \rightarrow \infty} \frac{n_b}{n} = 0$, 联立式 (8)~(9), 得到考虑绝热剪切等因素的变摩擦因数模型:

$$\mu_s = \frac{\tau_R}{p} \left(\frac{a}{\Lambda} \right)^2 \left(1 - \left(1 - \frac{n_{a0}}{n} \right) \exp(-B(p - p_0)) \right) \quad (10)$$

式中: Λ 为凸起的平均尺寸, a 为活跃凸起的平均侧向面积, $(a/\Lambda)^2$ 为表征活跃凸起的常量; 根据文献 [20], $a/\Lambda=0.6$ 。

此外, 在实际的侵彻过程中, 随着弹体初速的提高, 弹体产生质量损失, 弹体头部形状不断变化。通过分析实验后回收弹体, 将侵彻前后弹体头部形状的变化情况推广至弹体侵彻过程, 得到弹头体积与弹头瞬时曲径比 φ_t 的关系^[9]:

$$V_{nt} = \pi d^3 \varphi_t^3 \sqrt{\frac{1}{\varphi_t} \left(1 - \frac{1}{4\varphi_t} \right) \left(1 - \frac{1}{3\varphi_t} + \frac{1}{12\varphi_t^2} \right) - \left(1 - \frac{1}{2\varphi_t} \right) \arccos \left(\left(1 - \frac{1}{2\varphi_t} \right) \right)} \quad (11)$$

综上, 在侵彻过程中, 随着速度的变化, 弹靶间的压力发生变化, 滑动摩擦因数在整个侵彻过程是一个动态变化的数值; 由于弹体的侵蚀效应, 弹体头部形状将不断改变, 影响弹体所受的阻力及最终侵彻深度等。考虑变摩擦因数及弹体头部形状变化后, 式 (2) 可以改写为:

$$w_t = \int_A \int_z f_s \cos \theta dz dA = \frac{\pi d^2}{4} \int_0^z (\mu_s \rho_t N_2^* v^2 + \mu_s S f_c N_1^* + \tau_R N_1^*) dz \quad (12)$$

式中: f_s 为变摩擦因数模型计算的摩擦力。

根据上述公式, 可以建立考虑摩擦因数变化的弹体高速侵彻混凝土质量侵蚀模型, 模型计算流程图如图 2 所示, 各个工况的计算参数见表 1~2。将弹体的外部轮廓进行离散, 则初始时刻的离散点计为 (x_0^j, y_0^j) 。开坑阶段采用 Forrestal 经验公式^[21], 然后开始隧道阶段的迭代计算, 在隧道阶段的每个迭代步内, 弹体视作刚性。计算流程如下: (1) 给定初始参数, 包括弹体初始质量 M_0 、速度 v_0 、曲径比 φ 、直径 d 、靶体密度 ρ_t 、无围压强度 f_c 、骨料强度 τ_1 等; (2) 利用 Forrestal 经验公式获取开坑后的瞬时速度 v_1 、时间 t_1 以及侵彻深度 z_1 ; (3) 通过弹体速度 v_i 、弹体无量纲纵截面面积 $N_{t,i}^*$ 等, 利用式 (10) 更新弹靶的滑动摩擦因数; (4) 计算弹体所受摩擦力 f_i 、轴向总阻力 F_i , 根据迭代步长以及弹体运动方程, 计算弹体剩余速度 v_{i+1} 、弹体的轴向位移 z_{i+1} ; (5) 计算该迭代步内摩擦力所做的功 $w_{t,i+1}$ 、弹体质量损失量 M_{i+1} 、弹体头部体积 $V_{nt,i+1}$; (6) 反解式 (10) 计算弹体曲径比 φ_{i+1} , 得到弹体轮廓新离散点 (x_{i+1}^j, y_{i+1}^j) , 判断弹体速度是否小于零; (7) 如速度小于零, 则迭代结束, 输出弹体终点参数; 若速度大于零, 继续流程 (3)~(6)。

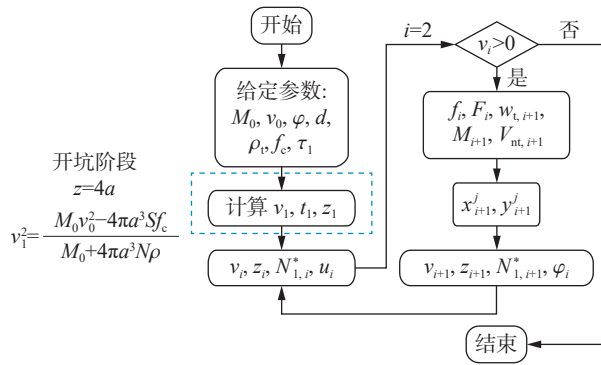


图 2 计算流程

Fig. 2 Flow chart of calculation

表 1 实验弹靶参数

Table 1 Parameters of projectile and target

f_c/MPa	$\rho_t/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	骨料	弹体材料	Y_p/MPa	$\rho_p/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	m_0/kg	d/mm	L/d	ϕ
35	2 300	石灰石	30CrMnSiA	1 243	7 850	0.553	30	6	4

表 2 各工况弹靶参数

Table 2 Parameters of projectile and target

工况	f_c/MPa	$\rho_t/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	骨料	弹体材料	Y_p/MPa	$\rho_p/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	m_0/kg	d/mm	L/d	ϕ
1 ^[1]	13.5	2 000	石英石 7	4340钢	1 481	7 850	0.064	12.9	6.88	3.00
2 ^[1]	13.5	2 000	石英石 7	4340钢	1 481	7 850	0.064	12.9	6.88	4.25
3 ^[1]	21.6	2 000	石英石 7	4340钢	1 481	7 850	0.064	12.9	6.88	3.00
4 ^[1]	21.6	2 000	石英石 7	4340钢	1 481	7 850	0.064	12.9	6.88	4.25
5 ^[1]	62.8	2 300	石英石 7	4340钢	1 481	7 850	0.478	20.3	10.00	3.00
6 ^[1]	51.0	2 300	石英石 7	4340钢	1 481	7 850	1.600	30.5	10.00	3.00
7 ^[2]	58.4	2 320	石灰石 3	4340钢 AerMet100	1 481 1 820	7 850	0.478	20.3	10.00	3.00
8 ^[2]	58.4	2 320	石灰石 3	4340钢 AerMet100	1 481 1 820	7 850	1.620	30.5	10.00	3.00
9 ^[2]	34.8	2 300	石灰石 3	4340钢 Tc4	1 300 1 030	7 850	0.155	14.0	10.00	4.25
10 ^[2]	48.6	2 300	石灰石 3	60Si2Mn 20钢	1 300 450	7 850	0.155	14.0	10.00	4.25
11 ^[2]	61.3	2 300	石灰石 3	60Si2Mn 45钢	1 300 680	7 850	0.155	14.0	10.00	4.25
12 ^[2]	76.4	2 300	石灰石 3	60Si2Mn 35CrMnSi	1 300 1 540	7 850	0.155	14.0	10.00	4.25

1.3 不同模型下弹体所受摩擦力计算与分析

在 Jones 模型^[10]的基础上, 进一步考虑了变摩擦因数、弹体头部形状变化等对弹体质量侵蚀的影响, 两者主要区别为摩擦力的计算方法不同。根据文献 [1-2] 中的弹、靶参数及公式 (4), 对比不同弹、靶条件下, 随着弹体初始速度增加, 变摩擦因数模型计算的摩擦力 f_s 与 Jones 等模型计算的摩擦力 f 的变化情况。图 3 为各工况两种模型计算的摩擦力比值 k 随速度的变化情况, 其中 $k = f_s/f$ 。变摩擦因数模型计算的摩擦力 f_s 比 Jones 模型计算的摩擦力 f 增加了 10%~40%, 摩擦力增加的幅度随着速度的增加而减

少; 靶板的无围压强度越高, 滑动摩擦项的占比越小。摩擦力影响弹体所受阻力, 进而影响弹体侵彻深度与弹体质量损失。在各种弹靶条件下, 滑动摩擦项占总摩擦力的比值不能忽略, 因此在计算模型中应该考虑滑动摩擦因数的影响。

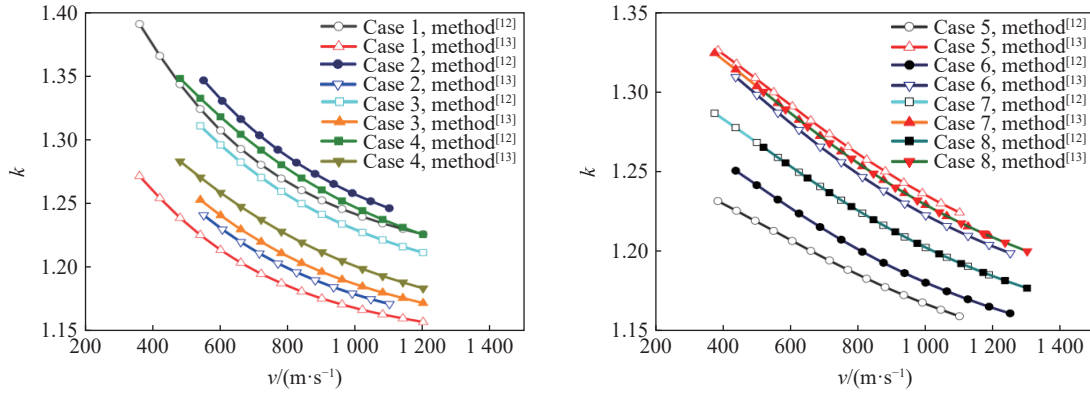


图 3 摩擦力比值的计算结果
Fig. 3 Calculation results of friction ratio

2 弹体高速侵彻混凝土靶的侵蚀效应实验

2.1 实验弹体和靶体

为了验证理论模型的正确性, 开展了 30 mm 卵形弹体高速混凝土靶板实验, 全弹分为弹体和底推两个部分。其中, 弹体为尖卵形弹体, 全长 180 mm, 质量为 (553 ± 2) g, 弹体头部曲径比 $\phi=4$ 。弹体材料为 30CrMnSiA, 平均热处理硬度 $h_{RC}=42$ 。底推采用尼龙材料, 在发射过程中起密封火药气体的作用。实验用靶为 $\phi 1\ 000$ mm \times 1 000 mm 的混凝土靶体, 采用硅酸盐水泥、细沙、碎石、水按一定比例调配。实验弹体、靶体如图 4 所示, 实验弹体、靶体的相关参数见表 1。



图 4 实验弹靶
Fig. 4 Projectile and target used in penetration experiments

2.2 弹体侵蚀实验结果

实验共计 5 发, 弹体撞击速度为 700 ~ 1 000 m/s。图 5 为高速摄影拍摄的弹体飞行姿态图, 通过高速录像可以判断弹体符合垂直着靶条件。

实验后, 对靶体进行剖测, 并回收弹体。采用马来酸清洗处理后, 测量其剩余质量和剩余长度, 见表 3。其中, 质量损失率 γ 和长度缩短率 δ 定义为实验后弹体的质量和长度相对弹体初始情况的减少。

表 3 不同速度下弹体的质量损失率与长度缩短率

Table 3 Mass loss rate and length shortening rate of projectile body at different speeds

$v/(m \cdot s^{-1})$	$\gamma/\%$	$\delta/\%$
730	3.99	1.50
844	4.95	1.55
904	5.75	1.72
950	5.91	1.88
1 002	6.33	2.17

高速侵彻混凝土过程中, 弹体的受力状态极为恶劣, 表面瞬时应力峰值远远超过其材料的动态屈服强度, 加之弹体材料的熔融脱落、混凝土骨料的切削作用等, 弹体表面产生质量侵蚀, 其典型的宏观表现为弹体头部钝化, 长度缩短, 质量减小。图 6 为实验前、后弹体轮廓的对比: (1) 在 700~1 000 m/s 撞击速度范围, 弹体未出现弯曲结构破坏, 随着撞击速度的增加, 弹体的侵蚀效应更显著, 造成弹体轮廓改变。(2) 侵蚀效应主要集中在弹体头部, 主要表现为弹体头部钝化, 曲径比减小; 而由于侵彻过程中弹身受力相对与头部有所不同, 弹身直径几乎不变, 弹身的侵蚀效应可以忽略。(3) 实验后回收的弹体失去了金属光泽, 表面有明显的刮擦痕迹, 这是由于弹体在侵彻过程中受到了强烈的摩擦作用; 并且弹体表面有附着的弹体熔融材料与混凝土的混合物, 可见热效应在高速侵彻中起到重要作用。



图 5 高速摄影记录的弹体撞击靶体过程
Fig. 5 Process of projectile impacting target recorded by high speed photography

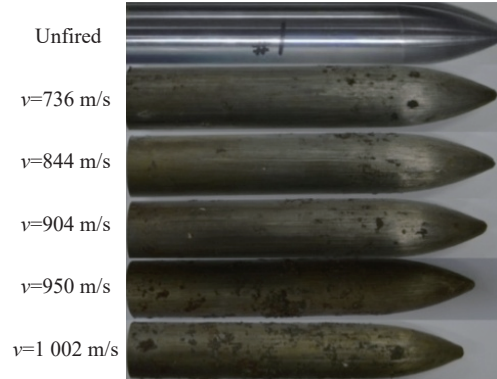


图 6 实验前、后弹体轮廓对比
Fig. 6 Projectile profiles before and after experiment

3 考虑摩擦因数变化弹体质量侵蚀模型计算结果

3.1 基于本文实验结果计算分析

为了检验计算模型的准确性, 对本文中开展的 30 mm 弹体高速侵彻质量侵蚀实验结果进行计算分析。图 7 为变摩擦因数的弹体质量侵蚀模型与 He 等^[12]、欧阳昊等^[13]方法的对比情况, γ 为弹体质量损失分数。实验后弹体的质量损失与弹体初始速度呈现线性关系, 3 种模型预测的弹体质量损失值均随弹体初始速度增加而增大。针对 30 mm 弹体高速侵彻实验结果, 考虑摩擦因数变化的弹体质量侵蚀模型预测结果与实验数据更好吻合, 另外两个模型均高估了弹体的质量损失。表 4 为 3 种模型的预测结果与实验结果的误差百分比与弹体质量损失预测值。可以看到, 考虑摩擦因数变化的弹体质量侵蚀模型预测结果与实验数据的误差较小, 最大误差不超过 7%。

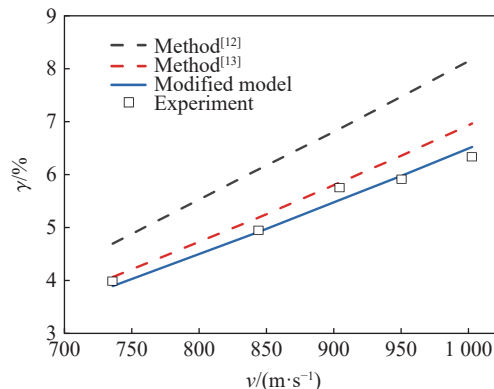


图 7 弹体质量侵蚀预测结果与实验结果对比

Fig. 7 Comparison of prediction results of projectile mass erosion with experimental results

表 4 弹体质量侵蚀预测结果与实验结果对比

$v/(m \cdot s^{-1})$	$\gamma/\%$			
	实验	文献[12]方法	文献[13]方法	修正模型
736	3.99	4.70	4.06	3.90
844	4.95	6.09	5.19	4.92
904	5.75	6.86	5.85	5.52
950	5.91	7.47	6.36	5.98
1 002	6.33	8.17	6.96	6.52

图 8 为变摩擦因数弹体质量侵蚀模型预测的侵彻后弹体头部形状与实验回收后剩余弹体的对比, 弹体初始轮廓等信息也包含在内。两者吻合的程度较高, 质量侵蚀的区域主要集中在弹头的尖端处, 弹尖最大回退距离基本一致。预测模型可以较好地计算随着弹体侵彻速度增高其侵彻后头部形状的整体变化趋势。本文的模型预测结果中, 弹尖部分不如实验后的弹尖圆滑, 推测为在较高的撞击速度下, 弹尖处受力环境最为恶劣, 弹尖部分材料发生了塑性流动, 但本文模型中尚未引入该机制。

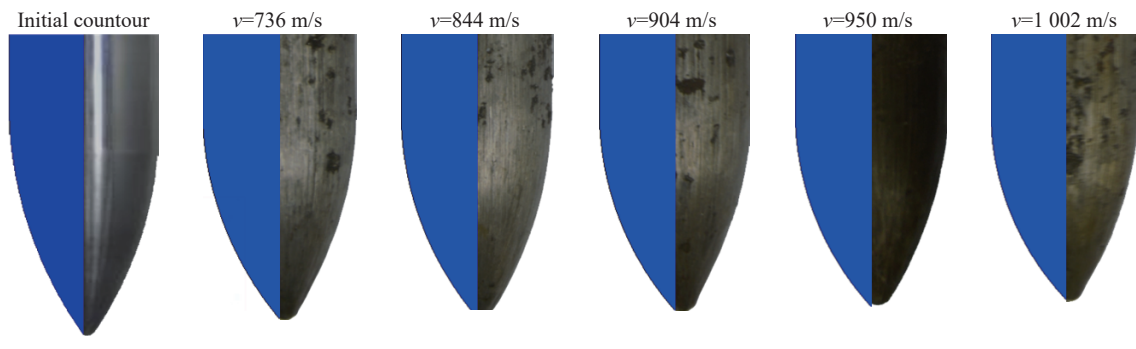


图 8 模型预测结果与实验回收弹体对比

Fig. 8 Comparison between the predicted results of the model and the recovered projectile

3.2 不同弹靶参数弹体侵彻质量侵蚀计算结果

为检验不同弹靶参数下考虑摩擦因数变化的弹体质量侵蚀模型的准确性, 采用文献 [1-2] 中 12 组不同工况的侵彻实验数据进行验证。表 2 为不同工况的尖卵形弹体高速侵彻混凝土实验的相关参数^[1-2], 12 组工况囊括多种弹体材料、靶板强度以及骨料种类, 能够较为全面的验证本文修正模型的准确性与否。

图 9 为变摩擦因数弹体质量侵蚀模型与文献 [12-13] 方法的对比情况。文献中未给出骨料强度与骨料体积分数, 文献 [13] 中骨料强度根据工况 1、8 拟合得到, 计算得石英石骨料强度为 20 MPa, 石灰石骨料为 8 MPa, 并推广至其余工况。在计算中, 骨料体积分数 χ 取通常骨料的体积分数 40%~60% 的平均值 50%。

图 9 为本文考虑摩擦因数变化的弹体高速侵彻混凝土质量侵蚀模型与已有模型预测值与实验数据的对比。工况 1~4, 即低强度的靶体、高强度骨料, 未考虑骨料强度的模型, 计算的弹体阻力偏小, 弹体质量损失预测值较实验值低, 如图 9(a)~(d) 所示; 反之, 在工况 5~8, 即高强度的靶体、低强度骨料, 未考虑骨料强度的模型, 其弹体质量损失预测值较实验值高, 如图 9(e)~(h) 所示。

从总体来看, 忽略滑动摩擦因数后计算的弹体阻力偏小, 导致已有模型过高地估计了侵彻深度, 联系式 (2), 计算得到的弹体质量侵蚀损失预测值偏高; 未考虑侵彻过程中头部形状的变化, 计算时采用初始无量纲纵截面面积 N^* 而不是变化的无量纲纵截面面积 N_1^* , 导致弹体质量损失预测值偏高。

由图 9 可见, 考虑摩擦因数变化的弹体高速侵彻混凝土质量侵蚀模型与现有的实验数据较好吻合, 计算精度优于已有的弹体质量侵蚀计算模型, 说明该修正模型更真实地表征了弹体在混凝土靶板中的受力状态。

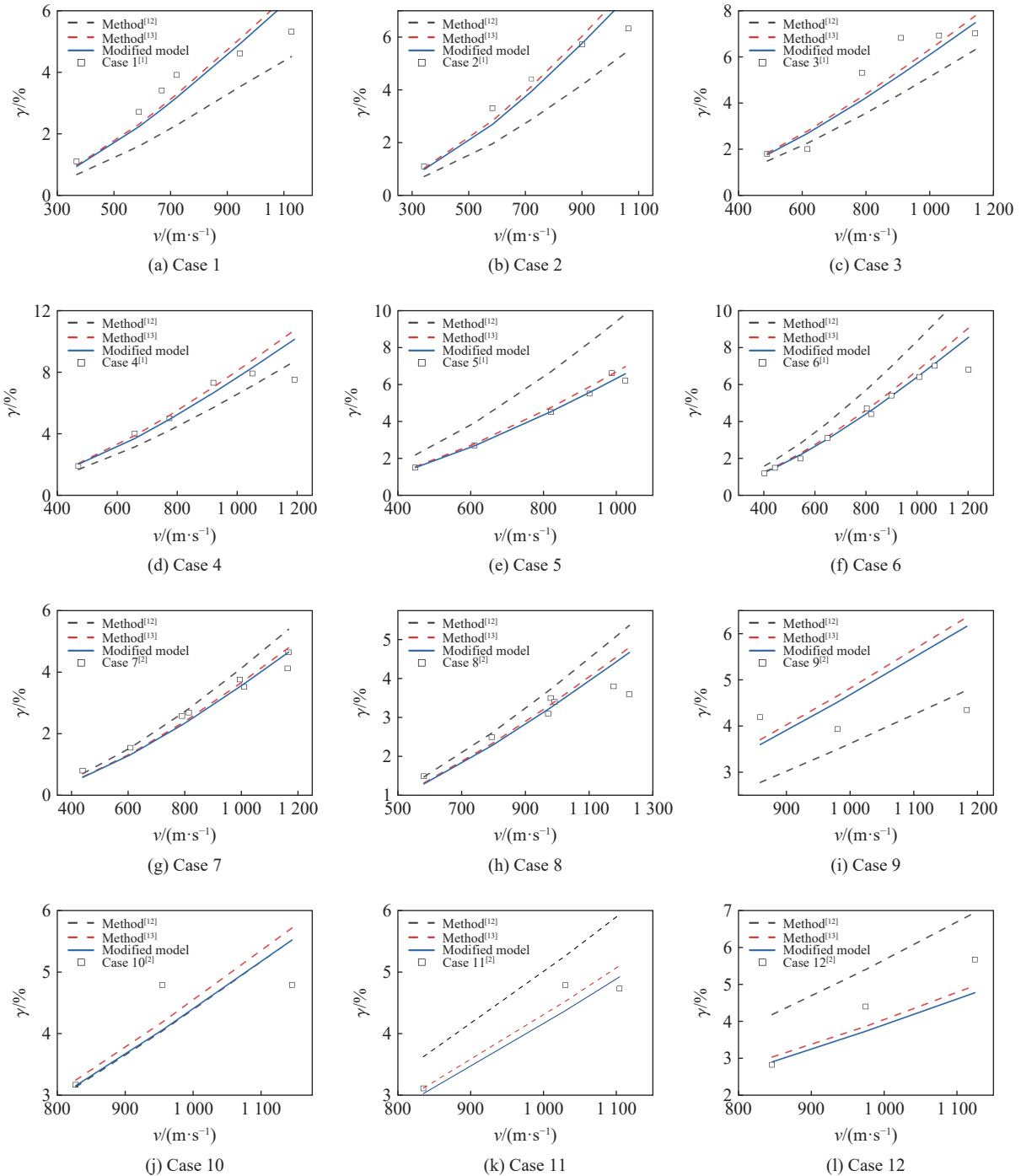


图 9 弹体质量侵蚀预测结果与实验结果对比

Fig. 9 Comparison of prediction results of projectile mass erosion with test results

4 结 论

在文献 [19-20] 基础上, 建立了考虑摩擦因数变化的弹体高速侵彻混凝土质量侵蚀模型。开展了

30 mm 弹体高速侵彻混凝土实验, 获得了实验侵彻前后弹体质量损失、头部形状变化等数据。理论计算结果与实验结果较好吻合, 同时, 对不同弹靶参数进行了计算分析, 主要结论如下。

(1) 高速弹体侵彻混凝土过程中, 滑动摩擦项占总摩擦力的 10%~40%, 它对弹体侵彻过程的影响不能被忽略; 在相同工况下, 随着速度的提升, 滑动摩擦项的占比逐渐降低; 在相同速度下, 靶板的无围压强度越高, 滑动摩擦项占比越低。

(2) 考虑摩擦因数变化的弹体质量侵蚀模型预测结果与实验值较好吻合, 与本文实验误差不超过 7%, 能准确预测其余不同弹靶参数下的弹体质量侵蚀, 该模型更能反映弹体在靶板中的真实受力状态。

(3) 考虑摩擦因数变化的弹体质量侵蚀模型预测弹体侵彻后头部形状, 与实验回收后剩余弹体形状较好吻合, 质量侵蚀的区域主要集中在弹头的尖端处, 弹尖最大回退距离基本一致。

参考文献:

- [1] FORRESTAL M J, FREW D J, HANCHAK S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(5): 465–476. DOI: 10.1016/0734-743x(95)00048-f.
- [2] FREW D J, HANCHAK S J, GREEN M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1998, 21(6): 489–497. DOI: 10.1016/S0734-743X(98)00008-6.
- [3] 何翔, 徐翔云, 孙桂娟, 等. 弹体高速侵彻混凝土的效应实验 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(1): 1–6. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)01-0001-06.
HE X, XU X Y, SUN G J, et al. Experimental investigation on projectiles high-velocity penetration into concrete target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(1): 1–6. DOI: 10.11883/1001-1455(2010)01-0001-06.
- [4] MU Z C, ZHANG W. An investigation on mass loss of ogival projectiles penetrating concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, 38(8–9): 770–778. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2011.04.002.
- [5] 武海军, 黄凤雷, 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 [J]. *兵工学报*, 2012, 33(1): 48–55.
WU H J, HUANG F L, WANG Y N, et al. Experimental investigation on projectile nose eroding effect of high-velocity penetration into concrete [J]. *Acta Armamentarii*, 2012, 33(1): 48–55.
- [6] SILLING S A, FORRESTAL M J. Mass loss from abrasion on ogive-nose steel projectiles that penetrate concrete targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(11): 1814–1820. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.10.008.
- [7] WU H J, HUANG F L, WANG Y N, et al. Mass loss and nose shape change on ogive-nose steel projectiles during concrete penetration [J]. *International Journal of Nonlinear Sciences and Numerical Simulation*, 2012, 13(3–4): 273–280. DOI: 10.1515/ijnsns-2011-0047.
- [8] WEN H M, YANG Y, HE T. Effects of abrasion on the penetration of ogival-nosed projectiles into concrete targets [J]. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 2010, 7(4): 413–422. DOI: 10.1590/S1679-78252010000400003.
- [9] ZHAO J, CHEN X W, JIN F N, et al. Depth of penetration of high-speed penetrator with including the effect of mass abrasion [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(9): 971–979. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2010.03.008.
- [10] JONES S E, FOSTER J C, TONESS O A, et al. An estimate for mass loss from high velocity steel penetrators [C] // *Proceedings of ASME 2002 Pressure Vessels and Piping Conference*. Vancouver: ASME, 2002. DOI: 10.1115/PVP2002-1149.
- [11] 陈小伟, 杨世全, 何丽灵. 动能侵彻弹体的质量侵蚀模型分析 [J]. *力学学报*, 2009, 41(5): 739–747. DOI: 10.3321/j.issn:0459-1879.2009.05.017.
CHEN X W, YANG S Q, HE L L. Modeling on mass abrasion of kinetic energy penetrator [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2009, 41(5): 739–747. DOI: 10.3321/j.issn:0459-1879.2009.05.017.
- [12] HE L L, CHEN X W, HE X. Parametric study on mass loss of penetrators [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2010, 26(4): 585–597. DOI: 10.1007/s10409-010-0341-8.
- [13] 欧阳昊, 陈小伟. 混凝土骨料对高速侵彻弹体质量侵蚀的影响分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(7): 073102. DOI: 10.11883/

- bzycj-2018-0068.
- OUYANG H, CHEN X W. Analysis of mass abrasion of high-speed penetrator influenced by aggregate in concrete target [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(7): 073102. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0068.
- [14] OUYANG H, CHEN X W. Modeling on mass loss and nose blunting of high-speed penetrator into concrete target [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2019, 10(1): 3–25. DOI: 10.1177/2041419618784749.
- [15] 何丽灵, 陈小伟, 夏源明. 侵彻混凝土弹体磨蚀的若干研究进展 [J]. *兵工学报*, 2010, 31(7): 950–966.
- HE L L, CHEN X W, XIA Y M. A review on the mass loss of projectile [J]. *Acta Armamentarii*, 2010, 31(7): 950–966.
- [16] 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. DOI: 10.1016/0734-743X(87)90096-0.
- [17] DAVIS R N, NEELY A M, JONES S E. Mass loss and blunting during high-speed penetration [J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2004, 218(9): 1053–1062. DOI: 10.1243/0954406041991189.
- [18] CHEN X W, HE L L, YANG S Q. Modeling on mass abrasion of kinetic energy penetrator [J]. *European Journal of Mechanics-A: Solids*, 2010, 29(1): 7–17. DOI: 10.1016/j.euromechsol.2009.07.006.
- [19] KLEPACZKO J R, HUGHES M L. Scaling of wear in kinetic energy penetrators [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(4): 435–459. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2004.02.006.
- [20] KLEPACZKO J R. Surface layer thermodynamics of steel penetrators at high and very high sliding velocities: A709014 [R]. Washington: Storming Media, 2001.
- [21] 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. DOI: 10.1016/0734-743X(94)80024-4.

(责任编辑 丁峰)