论文

“强冲击载荷下钢筋混凝土的本构关系、破坏机理与数值方法”专辑

基于微观分析的质量侵蚀模型研究

武海军^{①*}, 钱飞^{①②}, 黄风雷^①

① 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

② 装甲兵工程学院兵器工程系, 北京 100072

* E-mail: wuhj@bit.edu.cn

收稿日期: 2015-12-23; 接受日期: 2016-02-21; 网络出版日期: 2016-03-28

国家自然科学基金(批准号: 11390362, 11572048, 11221202)和国防基础科研计划(批准号: B1020132071)资助项目

摘要 采用微观分析实验研究侵彻实验后剩余弹体表面的质量侵蚀痕迹, 确定和总结弹体质量侵蚀的物理机制. 基于微观分析实验结果, 改进 Archard 模型的形式, 获得表征切削弹体头部材料的切削速度, 考虑侵彻过程中弹靶间的摩擦生热对切削因子的影响, 采用温度项连接摩擦与切削两种机制, 采用节点回退法表征弹体头部形状的变化, 建立融合摩擦与切削两种机制的质量侵蚀模型, 对比数值计算结果与国内外典型的实验数据, 证实该弹体质量侵蚀模型有效.

关键词 高速侵彻, 质量侵蚀, 微观分析, 熔化与切削

1 引言

分析弹体表面的质量侵蚀, 必须正确地理解弹体和标靶(如混凝土和岩石靶体)间相互作用的特性. 高速侵彻时, 弹体头部经历高温高压, 在很短时间内发生侵蚀, 同时伴随若干物理现象, 包括材料熔化、相变、金属屑的氧化以及与破碎靶体粒子间的化学反应, 上述过程都会造成弹体的质量损失. Jones 等人^[1,2]建立了基于弹体表面材料熔化的质量损失模型, 其隐含摩擦功所生成热均用于熔化弹体的假设, 实际上摩擦生成的热量可能仅将弹体软化, 并未达到熔点温度, 高估了摩擦功对质量损失的贡献. 何丽灵^[3]基于 Jones 模型进行了质量侵蚀的一系列研究, 研究了计及质量损失和头形钝化的弹体动力学行为.

Klepaczko^[4]引入绝热剪切和弹体表面粗糙度, 建立了一个适用于高速侵彻的摩擦系数. 上述质量侵蚀模型只单一考虑了热熔化机制或者绝热剪切等, 没有综合考虑到熔化机制和切削机制. 在建立高速侵彻分析模型时, 需要考虑弹体表面质量侵蚀的影响, 首先需要分析弹体表面质量侵蚀的物理机制, 从而建立考虑弹体质量侵蚀的分析模型并嵌入到高速侵彻分析模型中. 最近, 中国工程物理研究院的何丽灵等人^[5]和南京理工大学的 Guo 等人^[6]采用金相分析和扫描电子显微镜分析等微观分析方法研究了弹体表面的质量侵蚀微观机制, 获得了一定的分析结果, 其结果也将与本文的微观分析结果存在相互印证的作用.

本文将通过对侵彻实验剩余弹体表面的微观分析, 获得高速侵彻剩余弹体的微观组织结构, 总结和

引用格式: 武海军, 钱飞, 黄风雷. 基于微观分析的质量侵蚀模型研究. 中国科学: 技术科学, 2016, 46: 415-424

Wu H J, Qian F, Huang F L. Investigation on the Model of Mass Abrasion based on the microscopic analysis (in Chinese). Sci Sin Tech, 2016, 46: 415-424, doi: 10.1360/N092016-00009

确定造成弹体质量侵蚀的物理机制, 据此改进 Archard 模型, 获得表征切削弹体头部材料的切削速度, 考虑侵彻过程中弹、靶间的摩擦生热对切削因子的影响, 采用温度项连接摩擦与切削两种机制, 采用节点回退方法表征弹体头部的形状变化, 建立融合摩擦与切削两种机制的质量侵蚀模型。

2 高速侵彻剩余弹体的微观分析实验

截取微观分析试件的剩余弹体来自于本课题组的侵彻实验^[7,8]。由于弹体材料强度的高低对质量侵蚀的影响较明显, 所以微观分析实验分别选用弹体材料为 AerMet100, 30CrMnSiNi2A 和 45 号钢的剩余弹体, 其屈服强度分别由高到低, 每个相差数百兆帕。采用线切割方法分别选取剩余弹体的弹头横、纵截面和弹身横截面试件进行微观分析实验。微观分析实验的地点是北京科技大学分析检验中心, 实验仪器选用该中心的 DM4000M 莱卡金相显微镜和型号为 LEO-1450 的扫描电子显微镜系统。

由于受到热影响程度的不同, 剩余弹体表面沿径向呈现不同的形貌: 首先, 最里面一层的区域是基体区, 侵彻过程中没有受到热量的影响, 与原始弹体材料的形态保持一致; 其次, 在热影响区, 弹体材料

会发生一些物理及化学的变化, 如相变等导致材料组织结构发生变化(包括可能的晶粒尺寸变化、含碳量的变化)以及与混凝土中的介质发生化学反应等, 所以基体区外分布着热影响区。金相分析实验中, 发现了大部分试件的最外层形貌与热影响区内的形貌也有一定区别。为了研究这一不同之处, 利用扫描电子显微镜系统自带的能谱分析仪对热影响区的特定区域进行能谱分析。对热影响区靠近基体区的区域进行能谱分析, 发现其主要含有 Fe 等金属元素, 但在热影响区靠近弹体外表面的区域, 除了 Fe 等金属元素, 还可清晰地发现其含有大量的 Si 和 Ca, 该现象说明此区域的物质为弹体材料与混凝土的混合物, 如图 1 所示。根据上述实验结果和弹体表面受热影响程度的不同, 沿着弹体径向向里, 依次可分为 3 个区域, 分别为: (1)最外层的熔融区, (2)中间的热影响区, (3)最里面的基体区, 即没受到热量影响的区域, 如图 2 所示。

取弹体头部的横、纵截面观察, 大多数弹体表面是凹凸不平的。分析其原因: 侵彻过程中, 弹、靶相互作用产生的高温可导致弹体表面的部分材料软化, 使混凝土细颗粒或骨料较易切削弹体表面材料, 弹体表面经过切削后将变得不平整, 甚至产生较大的凹洞, 如图 3 所示。弹体头部表面的凹凸不平会导致

图 1 (网络版彩图)试件表面的能谱分析

图 2 (网络版彩图)金相分析图中不同组织形态的分区

弹体头部不均匀钝化,引起弹体的受力不均匀,从而导致弹道的偏转,严重时可导致弹体发生塑性弯曲和失效等。

从宏观上观察侵彻实验后的剩余弹体,发现弹体表面存在很明显的刻痕,根据微观分析实验的结果,认为其是由混凝土的碎颗粒或骨料切削弹体表面而导致的,同时微观分析实验结果也表明弹体表面的未知物质是熔融金属与混凝土的混合物。因此,参考已有的研究^[2,3,7],分析与总结弹体质量侵蚀的成因。

1) 弹体高速撞击混凝土后,冲击波传入弹体,导致弹体头部局部出现严重的塑性流动,同时,侵彻过程中剧烈的弹、靶相互作用将会在接触区域产生高

温高压并作用于弹体。

2) 弹、靶相互作用产生的高温高压作用于弹体头部,在弹体头部产生局部高温,致使表面材料熔化,熔化的弹体材料遗留在混凝土,导致弹体的质量损失。

3) 侵彻运动过程中,弹、靶相互作用产生的高温软化弹体表面的材料,使混凝土的碎颗粒或骨料等更容易地切削弹体表面,从而在弹体表面形成刻痕。

4) 除了上述 3 点,不考虑其他造成质量损失的物理或化学机制,例如金属屑的氧化及金属屑与混凝土碎颗粒间的化学反应等机制。

综上所述,确定高速侵彻弹体质量侵蚀的物理机制:弹体的质量侵蚀效应是弹体表面材料与混凝土相互作用的一个复杂过程,弹体表面材料的热熔化和混凝土碎颗粒或骨料切削弹体表面是造成弹体质量损失的主要机制,其中混凝土碎颗粒或骨料切削弹体表面是造成弹体质量损失的最主要原因,不考虑其他造成质量损失的物理或化学机制。

3 高速侵彻弹体的质量侵蚀模型

3.1 Archard 模型在质量侵蚀中的应用

模具的磨损分析是机械加工中需研究的一个问题,研究者一般使用 Archard 模型^[9-13]表征模具的磨损。其与弹体质量侵蚀的切削模式有一定的相似及区别。微观上,弹体质量损失的切削机制都是混凝土靶体的细颗粒或骨料对弹体材料的切削,模具的磨损是工件对模具的切削。它们的影响因素主要有侵彻速度(或转速)、弹体或模具的强度(或硬度)和施加在弹体或模具上的压力等。两者的区别之处在于模

图 3 (网络版彩图)剩余弹体表面被切削的形貌图

具的磨损主要属于低速低应变率, 而侵蚀属于高速高应变率.

分析研究弹体质量侵蚀的切削机制与模具磨损的异同后, 可适当地改变 Archard 模型的形式, 郭磊等人^[14]改进 Archard 模型并应用于弹体质量侵蚀的分析研究, 其根据侵蚀因数与磨损因数的关系确定了侵蚀因数的形式. 同时, 参考 Silling 和 Beissel 等人^[15,16]采用弹体表面节点回退引入质量损失的方法, 建立一个考虑温度效应的节点回退速度模型, 即弹体头部表面某微元的质量侵蚀速度(即切削速度)为

$$v_e = \beta \frac{\sigma_n(v_n)}{Y_p} v, \quad (1)$$

式中, v_e 表示切削速度, β 为与弹体质量侵蚀速度有关的系数且是温度的函数, 可定义为切削因子, $\sigma_n(v_n)$ 为弹体头部该微元所受的法向应力, 可由混凝土的动态空腔膨胀理论求得, v_n 为弹体头部该微元的法向速度, Y_p 为弹体材料的屈服强度, v 为弹体头部该微元的轴向速度. 高速侵彻过程中, 摩擦做功产热、材料塑性变形产热及破碎靶颗粒和骨料对弹体切削产生的热等都会导致温度升高, 需考虑到温度升高对切削因子 β 的影响.

假设侵彻过程中的切削因子 β 与 Archard 模型中的磨损因子相似, 但需考虑到高速侵彻过程中, 会出现比较大的温升, 高速侵彻弹体表面的温度可达熔化温度. 因此, 与弹体质量侵蚀速度有关的系数 β 与温度的关系可表征为

$$\beta = \beta_1 \ln(T / T_0) + \beta_2, \quad T \leq T_m, \quad (2)$$

式中, T_0 和 T_m 分别为弹体材料的初始温度和熔化温度, β_1 和 β_2 为无量纲系数, 而具体的数值需通过实验数据标定.

Lee 和 Jou^[13]确定 Archard 模型中的磨损因子的数量级大体为 10^{-3} . 取 Forrestal 和 Frew 等人^[17,18]的实验工况, 同时需考虑石英石混凝土和石灰石混凝土中的骨料对弹体切削作用的异同, 得到侵彻石英石混凝土和石灰石混凝土时上述无量纲系数的值, 如表 1.

将表 1 中的参数值代入式(2)中, 获得了切削因子 β 与无量纲温度的关系图, 如图 4.

表 1 公式(2)中的无量纲参数值

混凝土类型	β_1	β_2
石英石混凝土	0.0065	0.0088
石灰石混凝土	0.0052	0.0068

3.2 摩擦生成的热量在弹体和靶体中的分布

Jones 等人^[2]建立的质量侵蚀模型中, 其隐含摩擦功所生成的热均用于熔化弹体, 而实际上, 可能只是大部分的摩擦功生成的热作用于弹体, 其高估了作用于弹体的热量. 实际侵彻过程中, 总会有一部分的热量传入靶体. 研究弹体正侵彻半无限靶体, 弹体和靶体呈轴对称, 如图 5 给出了弹体与靶体的传热示意图.

将弹体与靶体之间的热传导简化为一个一维模型^[19,20], 假设弹体和靶体初始撞击时的温度相同, 并且随着侵彻的进行, 弹体表面的温度由于摩擦的作用而逐渐地升高. 摩擦生成的热量中进入弹体内的热流量为

$$q_2(t) = \frac{q(t)}{1 + \sqrt{\frac{k_1 \rho_1 c_1}{k_2 \rho_2 c_2}}}, \quad (3)$$

式中, k_1 , ρ_1 和 c_1 分别为靶体的导热率, 密度及比热容, k_2 , ρ_2 和 c_2 为弹体的导热率, 密度及比热容, q

图 4 (网络版彩图) 切削因子与温度的关系图

图 5 弹体与靶体的传热示意图

弹体和靶体的参数分别用 2 和 1 表示

是摩擦所生成的热量, q_2 为进入弹体中的热量.

3.3 弹体的受力模型及摩擦功的计算

卵形头部弹体的头部受力如图6所示. 图6中 r 表示弹体半径, s , θ_0 和 θ 是卵形头部参数, σ_n 和 σ_t 分别表示头部某点受到的正压力和切向力.

侵彻过程中, 由于弹体的质量以及弹体头部受力和头部形状都发生变化, 因此将侵彻过程离散化, 即将从初始侵彻速度至侵彻结束划分为 N 等分, 则第 i 区间的速度范围为 $[v_i, v_{i+1}]$. 在第 i 速度区间 $[v_i, v_{i+1}]$, 弹体所受总摩擦力为

$$F_{fi} = A_{f1i}v^2 + A_{f2i}v + A_{f3i}, \quad (4)$$

式中, A_{f1i} , A_{f2i} , A_{f3i} 是积分后得到的弹体所受摩擦力的系数, 有

$$\begin{cases} A_{f1i} = 2\pi s^2 \mu a_1 \rho_0 \\ \left(\frac{\pi}{16} - \frac{1}{8} \theta_0 + \frac{1}{32} \sin 4\theta_0 - \frac{1}{3} \frac{s-r}{s} \cos^3 \theta_0 \right), \\ A_{f2i} = 2\pi s^2 \mu a_2 \sqrt{f_c \rho_0} \\ \left(\frac{1}{3} - \frac{1}{3} \sin^3 \theta_0 - \frac{1}{2} \frac{s-r}{s} + \frac{1}{2} \frac{s-r}{s} \sin^2 \theta_0 \right), \\ A_{f3i} = 2\pi s^2 \mu a_3 f_c \\ \left(\frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \theta_0 + \frac{1}{4} \sin 2\theta_0 - \frac{s-r}{s} \cos \theta_0 \right), \end{cases} \quad (5)$$

式中, a_1 , a_2 , a_3 为空腔膨胀参数^[21], f_c 表示混凝土的抗压强度, ρ_0 表示混凝土靶的密度, μ 为摩擦系数. 侵彻过程中, 由第 i 速度区间的摩擦力和侵彻深度 $dz_i = v dt$ 乘积可得该区间的摩擦功 w_i

图6 卵形头部弹体的受力分析

$$w_i = \int_{v_i}^{v_{i+1}} dw_i = \int_{v_i}^{v_{i+1}} - \frac{A_{f1i}v^2 + A_{f2i}v + A_{f3i}}{A_{1i}v^2 + A_{2i}v + A_{3i}} m v dv, \quad (6)$$

式中, 侵彻阻力系数 A_{1i} , A_{2i} 和 A_{3i} 为第 i 区间弹体所受侵彻阻力的阻力系数^[21], v 为弹体的速度. 根据热力学原理中摩擦功转化成热的条件及式(3)表示的摩擦生成的热量在弹体和靶体中的分布关系, 可得第 i 速度区间摩擦生成的热量中进入弹体的 Q_{2i} 为

$$Q_{2i} = \frac{Q_i}{1 + \sqrt{\frac{k_1 \rho_1 c_1}{k_2 \rho_2 c_2}}}, \quad (7)$$

式中, κ 为机械功与热的等价转换系数, 其值为 $\kappa=4.18$, k_1 和 k_2 分别是靶体的导热率和弹体的导热率. 由文献[22,23]可得弹体混凝土的导热系数及比热容的数值, 见表2. 根据热力学第一原理, 有热量与温度之间的关系:

$$Q_{2i} = (m_n / 2) c_2 dT_i, \quad (8)$$

式中, m_n 是弹体的头部质量, dT_i 为弹体的温升. 因此可得第 i 速度区间中弹体的温升

$$\Delta T_i = \frac{Q_i}{m_n c_2 (1 + \sqrt{\frac{k_1 \rho_1 c_1}{k_2 \rho_2 c_2}})} = \frac{\kappa w_i}{m_n c_2 (1 + \sqrt{\frac{k_1 \rho_1 c_1}{k_2 \rho_2 c_2}})}. \quad (9)$$

由式(9)可计算获得第 i 速度区间的温升, 随后可获得第 $i+1$ 区间内的切削因子值, 据其计算切削速度及弹体头部的节点回退位移等, 最终计算出弹体的质量损失和头部形状的变化.

3.4 节点的回退及质量损失的表征

将式(1)在时间区间 $[t_i, t_{i+1}]$ 内积分, 可获得弹体表面局部微元在该时间段内因质量侵蚀而造成的位移 l_i (图7)

$$\begin{aligned} l_i &= \int_{t_i}^{t_{i+1}} v_e dt = \int_{t_i}^{t_{i+1}} \beta \frac{\sigma_n(v_n)}{Y_p} v dt \\ &= \frac{\beta}{Y_p} \int_{t_i}^{t_{i+1}} \sigma_n(v_n) v dt \\ &= \frac{\beta}{Y_p} \left[a_1 \rho_0 \cos^2 \theta \int_{t_i}^{t_{i+1}} v^3 dt \right. \\ &\quad \left. + a_2 \sqrt{f_c \rho_0} \cos \theta \int_{t_i}^{t_{i+1}} v^2 dt \right. \\ &\quad \left. + a_3 f_c \int_{t_i}^{t_{i+1}} v dt \right], \end{aligned} \quad (10)$$

表2 弹体和混凝土的热力学参数值

导热系数 ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$) 比热容 ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)			导热系数 ($\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$) 比热容 ($\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$)		
石英石混凝土	2.29	1100	石灰石混凝土	1.60	1100
Steel 4340	36	586	AerMet100	30	556
30CrMnSi	28	578	30 CrMnSiNi2A	27	528
45 号钢	36	586

图7 弹体头部侵蚀过程示意图

由于 $dt = \frac{m_i dv}{-(A_{1i} v^2 + A_{2i} v + A_{3i})}$, 式(10)中的积分限

变为速度区间 $[v_i, v_{i+1}]$, 由此可得在速度区间 $[v_i, v_{i+1}]$ 内, 弹体头部任意局部微元由于侵蚀而造成的关于头部轮廓坐标的位移函数

$$l_i(x, y) = \frac{\beta}{Y_p} \left(a_1 \rho_0 R_1 \frac{y'^2}{1 + y'^2} + a_2 \sqrt{f_c \rho_0} R_2 \sqrt{\frac{y'^2}{1 + y'^2}} + a_3 f_c R_3 \right) \quad (11)$$

式中, y 表示任意形状弹体的头部形状函数, y' 表示该函数的导数, 此外

$$R_1 = \int_{t_i}^{t_{i+1}} v^3 dt = \int_{v_i}^{v_{i+1}} \frac{m_i v^3 dv}{-(A_{1i} v^2 + A_{2i} v + A_{3i})}, \quad (12a)$$

$$R_2 = \int_{t_i}^{t_{i+1}} v^2 dt = \int_{v_i}^{v_{i+1}} \frac{m_i v^2 dv}{-(A_{1i} v^2 + A_{2i} v + A_{3i})}, \quad (12b)$$

$$R_3 = \int_{t_i}^{t_{i+1}} v dt = \int_{v_i}^{v_{i+1}} \frac{m_i v dv}{-(A_{1i} v^2 + A_{2i} v + A_{3i})}. \quad (12c)$$

于弹体头部的侵蚀, 弹体头部的形状函数 $y(x)$ 会发生变化, 且弹体的侵蚀阻力和弹体质量也会发生变化, 说明弹体的头部受力变化与形状变化是相互耦合的. 3.3 节中, 将弹体侵蚀混凝土靶的过程离散化, 获得 N 个速度区间. 假设弹体头部的阻力在第 $i(1 \leq i \leq N)$ 区间为常量, 并能获得该区间内弹体的侵蚀深度、变化后的头部形状及弹体剩余的质量, 由此再计算出第 $i+1$ 区间的阻力系数, 以此类推, 直至侵蚀结束. N 的取值越大, 越接近受力变化与头部轮廓变化相耦合的实际情况. 每个区间结束的弹体头部轮

廓函数可由三次多项式拟合进行更新. 由此可获得一个侵蚀深度公式, 即

$$P_{total} = \sum_{i=1}^N \int_{v_i}^{v_{i+1}} \frac{m_i v dv}{-(A_{1i} v^2 + A_{2i} v + A_{3i})}. \quad (13)$$

利用式(11)在第 i 区间求出头部各点的后退位移后, 可通过三次多项式拟合得到一个新的弹体头部轮廓函数, 进一步积分计算得到侵蚀后的弹体剩余质量 m_{i+1} .

$$m_{i+1} = 2\rho_2 \pi \int_{X_{1(i+1)}}^{X_{2(i+1)}} (y_i(x))^2 + \rho_2 \pi r^2 (L - X_{2(i+1)}), \quad (14)$$

式中, $X_{1(i+1)}$ 和 $X_{2(i+1)}$ 分别表示第 i 区间结束时弹体头部的弹尖和弹头与弹身结合处的位置坐标, $y_i(x)$ 表示第 i 区间结束时弹体头部轮廓函数, r 表示弹体的半径, ρ_2 表示弹体的密度, L 表示未侵蚀弹体的弹身长度, 即可得最终的弹体剩余质量 m_N , 从而获得弹体的质量损失

$$\Delta m = m_0 - m_N, \quad (15)$$

式中, m_0 表示弹体原质量.

4 分析与讨论

4.1 侵蚀深度与质量损失的对比

选取武海军和 Shan 等人^[7,8], Forrestal 和 Frew 等人^[17,18]典型的侵蚀实验数据, 实验结果的分类如表3所示, 将式(15)的计算结果与实验数据进行对比. 计算中使用的空腔膨胀参数可参考文献^[21]中给出的参数值.

对文献[7,8,17,18]中的实验数据进行计算, 分别获得了弹体质量损失和侵蚀深度的数值计算结果. 图8给出了不同类型的弹体侵蚀不同强度混凝土的质量损失和侵蚀深度的实验结果与数值计算对比图, 其中图8(a), (c), (e), (g)给出的是质量损失的实验数据与数值计算结果对比图, 图8(b), (d), (f), (h)显示的是侵蚀深度的实验数据与数值计算结果对比图. 图中实心点表示的是实验数据, 空心带叉的点则表示数值计算结果, 从图中的对比可发现大多数工况的计算结果与实验数据还是比较吻合的, 但有部分工况

图 8 (网络版彩图) 剩余弹体的质量损失与侵入深度对比图

(a) Case 1 工况的质量损失百分比对比结果; (b) Case 1 工况的侵入深度对比结果; (c) Case 2~4 工况的质量损失百分比对比结果; (d) Case 2~4 工况的侵入深度对比结果; (e) Case 5~7 工况的质量损失百分比对比结果; (f) Case 5~7 工况的侵入深度对比结果; (g) Case 8~10 工况的质量损失百分比对比结果; (h) Case 8~10 工况的侵入深度对比结果

表 3 弹靶参数^[7,8,17,18]

工况	混凝土抗压强度 (MPa)	弹体质量 (kg)	弹体材料	弹材强度 (MPa)
Case 1	27.3	0.1275	30CrMnSi	1130
Case 2	27.3	0.1016	45 号钢	835
Case 3	27.3	0.1014	30CrMnSiNi2A	1413
Case 4	29.46	0.085	30CrMnSiNi2A	1413
Case 5	62.8	0.48	4340 钢	835
Case 6	58.4	0.478	4340 钢	835
Case 7	58.4	0.478	AerMet100	1900
Case 8	51.0	1.60	4340 钢	835
Case 9	58.4	1.62	4340 钢	835
Case 10	58.4	0.478	AerMet100	1900

的计算结果与实验数据的误差较大. 分析这一现象的成因: 式(2)中的切削因子值是根据这些实验工况的数据拟合获得的, 由于实验数据的离散性, 有些工况质量损失和侵彻深度的数值计算值与实验数据存在一定的差值, 下一步工作可就这方面的改进进行研究, 以建立更加符合质量侵蚀物理机制的表征方法, 从而获得更符合实验结果的计算值. 但是, 总体

上, 本文建立的融合切削与熔化两种机制的质量损失模型还是能较好的预测实验结果, 其应用范围也存在一定的局限性.

4.2 弹体头部轮廓计算结果

上述求解过程中, 可以得到弹体头部轮廓的变化过程, 因此使用式(14)可以选定几个特定时刻的弹体头部轮廓形状以及最终的头部轮廓形状, 并与实验得到的剩余弹体的轮廓进行对比研究, 进一步地验证本模型, 结果如图 9 所示.

4.3 温升与速度的关系

使用式(9)计算侵彻过程的第 i 个速度区间的温

图 9 (网络版彩图)实心弹体侵彻石英混凝土的剩余弹体与计算得到的头部轮廓对比图^[21]

图 10 (网络版彩图)几种实验工况下的弹体温升与时间关系图

(a) Case 1 工况的温升计算结果; (b) Case 2 工况的温升计算结果; (c) Case 5 工况的温升计算结果; (d) Case 8 工况的温升计算结果

升 ΔT_i , 假设弹体头部表面被不断地加热且忽略弹体内部的热交换, 侵彻结束时, 即可获得弹体头部最终的温度. 不同的初始侵彻速度下, 摩擦产生的热量也不相同, 因此弹体头部最终的温度也不相同. 选取图 9 中质量损失计算结果与实验数据吻合很好的几组工况, 如 Case 1, 2, 5, 8 工况. 基于已选取工况的相关参数值, 计算弹体头部最终温度与初始侵彻速度的关系, 如图 10 所示.

图 10 中, 各图都标出弹体材料熔化温度线以作对比, 即图中的横线表示弹体材料的熔化温度. 各工况的计算结果表明, 随着初始侵彻速度的提高, 弹体头部的最终温度也逐渐地提高. 观察式(9), 初始侵彻速度的提高将导致弹体头部质量侵蚀加重, 即式中分母减小, 同时初始侵彻速度的提高将导致摩擦功的增加, 即式中分子增大, 这两者的变化趋势将提高弹体头部的最终温度.

5 结论

采用微观分析实验研究剩余弹体的微观组织结构, 从微观角度了解侵彻弹体表面的组织形貌. 基于微观实验结果和已有的研究工作, 明确了弹体质量侵蚀的物理机制. 改进 Archard 模型, 获得表征切削弹体头部材料的切削速度, 考虑侵彻过程中弹、靶间的摩擦生热对切削因子的影响, 采用温度项连接摩擦与切削两种机制, 采用节点回退方法表征弹体头部的形状变化, 建立融合摩擦与切削两种机制的质量侵蚀模型. 编写考虑质量侵蚀的弹体侵彻数值计算程序, 计算获得侵彻深度、质量损失及侵彻过程中和侵彻后的弹体头部形状. 通过数值计算结果与 Forrestal 等人及本课题组的实验数据对比, 发现侵彻深度与质量损失数据与实验的较吻合, 同时计算得到的侵彻后弹体头部形状与剩值余弹体也较一致, 证实该弹体质量侵蚀模型有效.

参考文献

- 1 Jones S E, Hughes M L, Toness O A, et al. A one-dimensional analysis of rigid-body penetration with high-speed friction. *P I Mech Eng C-J Mec*, 2003, 217: 411–422
- 2 Jones S E, Foster J C, Toness O A, et al. An estimate for mass loss from high velocity steel penetrators. In: *Proceedings of PVP-2002 Conference on Thermal-Hydraulic Problems, Sloshing Phenomena, and Extreme Loads on Structures*. New York: ASME, 2002. 435: 227–237
- 3 何丽灵. 高速侵彻混凝土弹体的动力学行为研究—计及质量损失和头形钝化. 博士学位论文. 合肥: 中国科学技术大学, 2012
- 4 Klepaczko J R. Surface layer thermomechanics of steel penetrators at high and very high sliding velocities. Technical Report. Florida: University of Florida, 2001
- 5 何丽灵, 陈小伟, 范瑛. 先进钻地缩比弹高速侵彻实验及质量磨蚀金相分析. *爆炸与冲击*, 2012, 32: 515–522
- 6 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
- 7 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
- 8 Shan Y, Huang F L, Wu H J. The influence of projectile material on mass abrasion of high-velocity penetrator. In: *Proceedings of the 28th International Symposium on Ballistics*, Atlanta, 2014
- 9 Archard J F. Contact and rubbing of flat surface. *J Appl Phys*, 1953, 24: 981–988
- 10 Jahamir S, Suh N P and Abrahamson E P. The delamination theory of wear and the wear of a composite surface. *Wear*, 1975, 32: 33–49
- 11 林高用, 冯迪, 郑小燕, 等. 基于 Archard 理论的挤压次数对模具磨损量的影响分析. *中南大学学报*, 2009, 40: 1245–1251
- 12 Kang J H, Park I W, Jae J S, et al. A study on a die wear model considering thermal softening (I): Construction of the wear model. *J Mater Process Tech*, 1999, 96: 53–58
- 13 Lee R S, Jou J L. Application of numerical simulation for wear analysis of warm forging. *J Mater Process Tech*, 2003, 140: 43–48
- 14 郭磊, 何勇, 张年松, 等. 基于 Archard 理论分析弹体质量侵蚀. *爆炸与冲击*, 2014, 34: 622–629
- 15 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
- 16 Beissel S R, Johnson G R. An abrasion algorithm for projectile mass loss during penetration. *Int J Impact Eng*, 2000, 24: 103–116
- 17 Forrestal M J, Frew D J, Hanchak S J, et al. Penetration of grout and concrete targets with ogive-nose steel projectile. *Int J Impact Eng*, 1995, 18: 465–476
- 18 Frew D J, Hanchak S J, Green M L, et al. Penetration of concrete targets with ogive-nose steel rods. *Int J Impact Eng*, 1997, 21: 489–497

- 19 孙宝平. 机械刺激下炸药/装药点火若干问题研究. 博士学位论文. 北京: 北京理工大学, 2012
- 20 张旭, 曹仁义, 谭多望. 高超音速侵彻混凝土过程中侵彻弹体装药塑性安定性分析. 含能材料, 2011, 19: 709–714
- 21 Wu H J, Wang Y N, Shan Y, et al. Mechanism of high-velocity projectile penetration into concrete. Int J Nonlinear Sci, 2012, 13: 137–143
- 22 马庆芳, 方荣生. 实用热物理性质手册. 北京: 中国农业机械出版社, 1986
- 23 陈春, 钱春香, 许燕波. 基于最小热阻理论的混凝土导热系数计算模型. 东南大学学报, 2012, 42: 383–387

Investigation on the model of mass abrasion based on the microscopic analysis

WU HaiJun¹, QIAN Fei^{1,2} & HUANG FengLei¹

¹ State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;

² Department of Armament Engineering, Academy of Armored Forces Engineering, Beijing 100072, China

Based on the microscopic analysis experiments of residual projectiles after penetration experiment, the trace of the mass erosion of residual projectiles surface are investigated, and the physical mechanism of mass erosion is determined and summarized. Based on the results of microscopic experiment, the form of Archard model is modified to build a cutting velocity expressing cutting the head surface of projectile. Considering the effect of the heat produced by the friction in the penetration process on the cutting coefficient, the mechanism of friction is connected to the mechanism of cutting with the temperature, and the mass erosion model including the two mechanisms is built. In the model, the changing of the head shape of projectile is expressed by the method of node backspacing, then, the calculated results and the domestic and foreign typical experimental data are compared, and the results confirm that the model of mass erosion is valid.

high-speed penetration, mass erosion, microscopic analysis, melt and cutting

doi: 10.1360/N092016-00009