

文章编号: 1006-9941(XXXX)XX-0001-09

发射药燃气对身管材料的瞬态烧蚀速率的计算模型

袁茂博¹, 靳建伟¹, 曲永杰², 刘计划¹, 薛钧², 何昌辉¹, 赵宏立¹

(1. 西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065; 2. 中国兵器工业第二〇八研究所, 北京 102202)

摘要: 为构建贴合实际需求的发射药烧蚀性能评价体系,设计半密闭爆发器烧蚀管实验,根据烧蚀管的几何尺寸及实验测量 $p-t$ 曲线,建立了二维非稳态流动与传热模型,通过烧蚀管壁温的时空分布建立了瞬态烧蚀速率模型参数与烧蚀总量的关系。将半密闭爆发器烧蚀管实验的烧蚀量作为基准,采用粒子群算法对瞬态烧蚀速率模型参数进行了优化计算。结果表明:随着发射药燃气对烧蚀管冲刷时间增加,燃气与烧蚀管间的流固耦合界面温度有所降低,烧蚀管截面熔融深度的增速减缓;烧蚀管材料为45#钢,发射药为典型双基药(双芳-3)时,优化得到瞬态烧蚀速率的指前因子和表观活化能分别为 0.3403 s^{-1} 和 $134.6 \text{ kJ}\cdot\text{mol}^{-1}$,此时损失函数仅为 3.0×10^{-6} ,可推广应用于身管武器平台的烧蚀状态计算。

关键词: 半密闭爆发器;发射药;烧蚀速率;数值模拟;优化

中图分类号: TJ 55

文献标志码: A

DOI: 10.11943/CJEM2024036

0 引言

身管在武器射击过程中会受到发射药燃烧产生的瞬时高压高温作用。随着身管武器的膛口动能与射速不断提高,发射药燃气对身管的烧蚀问题日益凸显^[1-2]。发射药爆温和燃气成分对烧蚀性影响显著: Lawton 等^[3]研究表明身管烧蚀量与内膛温度成指数关系; Kimura 等^[4]发现高温高压条件下 CO_2 、 CO 、 H_2 等气体对身管材料具有腐蚀性, N_2 对身管材料则起到一定保护作用。对此,降低爆温及提高含氮量成为低烧蚀发射药的发展趋势;另一方面,身管材料可以通过内膛表面处理提高身管对发射药燃气的耐蚀性能^[5]。无论是通过发射药配方降低发射药自身的烧蚀性还是通过身管表面处理提高材料的耐蚀性,最终的降烧蚀效果都需要进行烧蚀性测试。

半密闭爆发器烧蚀管法测试烧蚀管在发射药燃气作用下的失重率是传统的烧蚀性评价指标^[6-7],其原理

是通过发射药在爆发器内燃烧产生高温高压燃气,当爆发器内压力超过破孔压力,燃气由烧蚀管快速泄出并造成管内壁烧蚀。但烧蚀管上测试得到的失重率难以直接应用于身管武器平台的烧蚀状态预测。目前不乏身管寿命与发射药燃气成分、火药爆温、击发次数的经验关联式^[8-10],此类经验关联式是根据已有发射药在身管上的作用效果分析处理得到,对新型发射药及身管武器的设计指导性较弱。通过半密闭烧蚀管实验建立发射药燃气对身管材料的烧蚀模型是将烧蚀管失重数据外推的关键。

阿伦尼乌斯(Arrhenius)方程是描述发射药气体对身管材料化学烧蚀速率的经典模型^[11],能够体现烧蚀速率与壁面温度、反应表观活化能的密切联系,常用于分析半密闭爆发器烧蚀实验数据。然而半密闭爆发器烧蚀实验难以实时测量烧蚀管内壁温度,烧蚀反应的表观活化能难以计算。计算流体动力学(CFD)以经典流体力学和数值计算方法为基础,可对热传导、流体流动等问题进行分析^[12]。陈仕达等^[13]建立了步枪身管的三维传热模型,结合内弹道方程获得了枪管瞬态温度场。郭俊行等^[14]利用 ABAQUS 软件建立烧蚀仿真模型,根据有限元仿真温度及烧蚀速率模型计算炮钢试样烧蚀量,但他们未提供烧蚀速率模型的参数计算方法,这使该模型难以应用于使用不同身管材料或

收稿日期: 2024-01-23; 修回日期: 2024-03-12

网络出版日期: 2024-05-23

作者简介: 袁茂博(1995-),男,助理研究员,主要从事燃烧与传热数值模拟、发射药性能评估研究。e-mail: isyuanmb@163.com

通信联系人: 靳建伟(1981-),男,研究员,主要从事发射药性能评估研究。e-mail: jjw204@126.com

引用本文: 袁茂博,靳建伟,曲永杰,等. 发射药燃气对身管材料的瞬态烧蚀速率的计算模型[J]. 含能材料, DOI:10.11943/CJEM2024036.

YUAN Mao-bo, JIN Jian-wei, QU Yong-jie, et al. Transient Erosion Rate Model of Propellant on Gun Barrel[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), DOI:10.11943/CJEM2024036.

燃用不同发射药的身管武器平台。

本研究设计半密闭爆发器烧蚀管实验, 根据烧蚀管的几何尺寸建立二维非稳态流动与传热计算模型, 设置与实验条件相符的边界条件, 选择合适的湍流模型、熔化-凝固模型等子模型, 得到烧蚀管剖面的温度分布。进一步基于 Arrhenius 方程建立烧蚀速率计算模型, 结合数值模拟温度场建立烧蚀速率模型参数与瞬态烧蚀量的联系。将半密闭爆发器烧蚀管的烧蚀量作为基准, 采用粒子群算法对烧蚀速率模型参数进行优化计算, 从而确定发射药燃气对身管材料的烧蚀速率模型参数。

1 半密闭爆发器烧蚀管实验

1.1 实验样品与设备

以典型双基药双芳-3 作为发射药实验样品, 药型为单孔管状药, 取自火炸药一级计量站, 双芳-3 的理化参数如表 1 所示。点火药为硝化棉粉末(B 级棉), 装于药包中由镍-铬电阻丝引燃。半密闭爆发器装置如图 1 所示, 本体容积为 200 mL, 破片材质为紫铜, 厚

表 1 双芳-3 热化学参数

Table 1 Thermo-chemical parameters of propellant sample

$f / \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$	T_v / K	$Q_{v(1)} / \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$	$v / \text{m}^3 \cdot \text{kg}^{-1}$	$M_{\text{gas}} / \text{g} \cdot \text{mol}^{-1}$
1001.4	2580	3199.0	1.025	21.85

Note: f is powder impetus, T_v is explosion temperature at constant volume, $Q_{v(1)}$ is explosion heat at constant volume, v is specific volume, M_{gas} is average molecular weight of gas.

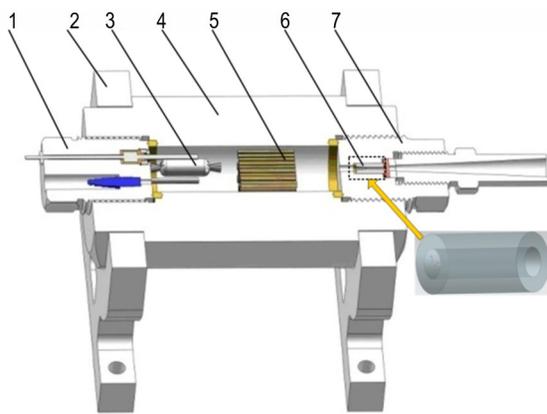


图 1 半密闭爆发器装置图

1—点火堵头, 2—固定支架, 3—点火药包, 4—爆发器本体, 5—管状发射药, 6—烧蚀管, 7—泄压堵头

Fig. 1 Diagram of semi-closed bomb

1—ignition plug, 2—bracket, 3—ignition pack, 4—bomb body, 5—propellant, 6—erosion tube, 7—pressure relief plug

度 1.48 mm。烧蚀管为中空圆柱状, 外径、内径及长度分别为 10, 5 mm 及 20 mm, 材料为 45# 钢 (含碳量 0.42%~0.5%)。压力传感器型号为 Kistler 6215 (测压范围 0~600 MPa, 灵敏度 $-1.4 \times 10^{-6} \text{ pC} \cdot \text{Pa}^{-1}$)。数据采集卡型号为 DEWE-800。

1.2 试验方法

将双芳-3 装填于半密闭爆发器, 装填密度为 $0.2 \text{ g} \cdot \text{mL}^{-1}$, 点火药量为 2 g, 燃烧产生的点火压力为 10 MPa。发射药在爆发器内燃烧产生高温高压燃气, 当爆发器内压力超过破片的破孔压力后, 燃气由烧蚀管快速泄出并造成管内壁烧蚀。压力传感器采样频率为 50 K, 采样区间为压力首次达到 10 MPa 与重新回到 10 MPa 之间的区域, 实验环境温度为常温。实验前后烧蚀管置于超声波清洗机中清洗, 清洗液为丙酮, 烘干后称量得到烧蚀管质量损失量。发射药样品需进行两次重复试验。

1.3 试验结果与讨论

发射药样品的两次重复试验结果表明半密闭爆发器最大压力和烧蚀管的烧蚀量复现性高, 相对偏差分别为 0.13% 和 0.41%, 取两次实验的烧蚀管烧蚀量的平均值 (0.6027 g) 作为烧蚀动力学参数的计算依据, 烧蚀实验结果如表 2 所示。

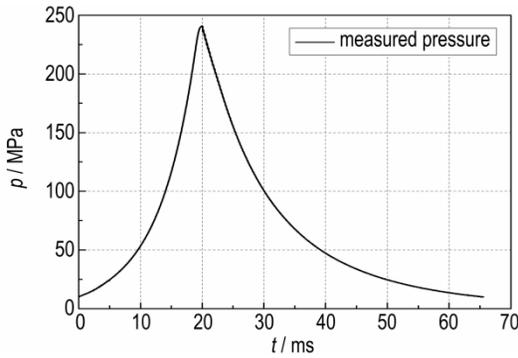
表 2 半密闭爆发器烧蚀管试验结果

Table 2 Test results in semi-closed bomb

test	$p_{\text{max}} / \text{MPa}$	m_0 / g	m_e / g	$\Delta m / \text{g}$
1	239.3	11.6386	11.0347	0.6039
2	239.6	11.3686	10.7672	0.6014
average	—	—	—	0.6027

Note: p_{max} is maximum pressure, m_0 is mass of erosion tube before experiment, m_e is mass of erosion tube after experiment, Δm is mass loss of erosion tube.

图 2 为半密闭爆发器实验过程测量得到的 $p-t$ 曲线, 发射药在爆发器中燃烧产生的最大压力近似于破片的破孔压力。由图 2 的曲线可以看出, 从发射药点火到破片破孔时长为 23 ms, 从破片破孔到半密闭爆发器内压力降至 10 MPa 时长为 44 ms。半密闭爆发器破孔降压至 10 MPa 的时间认为是燃气对烧蚀管的冲刷烧蚀时间。因此烧蚀试验中的燃气冲刷时间设置为非稳态数值计算的总时长, 烧蚀试验获得的 $p-t$ 曲线用于模拟入口压力变化, 为模拟破孔后燃气冲刷烧蚀管的流动和传热过程提供支撑。

图2 半密闭爆发器试验 p - t 曲线Fig.2 p - t curve of semi-closed bomb experiment

2 烧蚀管流固耦合数值计算

半密闭爆发器烧蚀管试验得到了烧蚀管的总烧蚀量,为研究发射药燃气对身管材料的瞬态烧蚀速率,还需得到燃气冲刷烧蚀管的瞬态温度场。CFD数值计算方法广泛用于流体流动及传热传质过程的求解,适用于燃气冲刷过程烧蚀管温度场的计算,以下从数学及物理模型构建、模型求解及模型验证几个方面展开讨论。

2.1 基本假设

由于爆发器破孔前发射药燃气与烧蚀管未直接接触,数值模拟计算不考虑发射药在爆发器内部的燃烧过程。同时数值模拟计算基于以下假设^[15]:1)烧蚀管温度场具有对称性;2)烧蚀管外表面在模拟中温度恒定;3)不考虑燃气各组分气体之间的化学反应;4)忽略发射药燃烧不充分所产生颗粒与烧蚀管内壁的摩擦及热效应;5)忽略身管材料在高温下的气化。

2.2 数学模型构建

发射药在爆发器迅速燃烧产生的大量高温燃气,高速通过烧蚀管进入自然环境,在燃气通过烧蚀管并与其相互作用的过程中,烧蚀管快速升温甚至熔融。利用FLUENT软件^[16]建立高温燃气对烧蚀管的作用模型。燃气在烧蚀管中的湍流流动用雷诺时均方程组进行描述^[17]。连续性方程、组分方程、动量方程及能量方程的形式都如式(1)所示:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho\psi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho v\psi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r\rho v\psi) \\ & = \frac{\partial}{\partial x}\left(U_\psi \frac{\partial \psi}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial r}\left(rU_\psi \frac{\partial \psi}{\partial r}\right) + S_\psi \end{aligned} \quad (1)$$

式中, ψ 为通用变量; U_ψ 为输运系数; S_ψ 为各方程源项。变量的单位由不同方程形式确定,例如对于动量方程 ψ 为速度,对于能量方程 ψ 则为能量,单位也随之

变化。

半密闭爆发器中燃气压力极高且变化剧烈,不能视为理想气体。由于燃气冲刷烧蚀管过程较短,取该过程燃气的平均密度作为数值计算的燃气密度。根据气体动力学原理,发射药燃气由爆发器向烧蚀管流动,流通截面收缩,烧蚀管出口处气流流速最大为1马赫。基于此,燃气平均密度计算方法如式(2)和(3)所示,

$$\bar{\rho} = \frac{M}{a \cdot M_a \cdot S \cdot t_{10}} \quad (2)$$

$$a = \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma+1} RT_0} \quad (3)$$

式中, M 为半密闭爆发器的装药量,kg; M_a 为马赫数; S 为烧蚀管的内孔面积, m^2 ; t_{10} 为半密闭爆发器破孔后压力降低至10 MPa所用时间,s; a 为声速, $m \cdot s^{-1}$; γ 为燃气的绝热指数,取1.2663; R 为燃气的气体常数, T_0 为爆发器内燃气温度,K。

高压下燃气粘度 μ 和热导率 λ_g 可认为是温度的函数,计算方法如式(4)和(5)所示^[18]。湍流模型采用标准 k - ε 模型,并选择增强型壁面函数处理近壁面的燃气流动^[19]:

$$\mu(T_g) = 6.3 \times 10^{-7} \frac{M_w^{0.5} p_c^{0.667}}{T_c^{0.667}} \left(\frac{T_g/T_c}{T_g/T_c + 0.8} \right)^{1.5} \quad (4)$$

$$\lambda_g = \mu \left(c_p + \frac{5}{4} R \right) \quad (5)$$

参考火炸药手册,式中, M_w 为双芳-3燃气的摩尔质量, $21.85 \text{ g} \cdot \text{mol}^{-1}$; p_c 为燃气的临界压力,8.595 MPa; T_c 为燃气的临界温度,273.964 K; T_g 为燃气的温度,K; c_p 为燃气的定压热容, $1700 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; R 为燃气的气体常数。

烧蚀管的瞬态导热方程如式(6)所示^[15]:

$$\rho_s c_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda_s r \frac{\partial T_s}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) \quad (6)$$

式中, ρ_s 为烧蚀管材料的密度; c_s 为烧蚀管材料的比热容,本文取值为 $600 \text{ J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$; T_s 为烧蚀管材料的温度; λ_s 为烧蚀管材料的导热系数, $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$,表达式如(7)所示,利用UDF函数和DEFINE_PROPERTY宏对烧蚀管导热系数进行定义。

$$\lambda_s = \begin{cases} 39.4 & \text{if } T_s \leq T_{\text{solidus}} \\ \frac{2.45 T_s}{9.1 + 0.0089 T_s} & \text{if } T_s > T_{\text{solidus}} \end{cases} \quad (7)$$

烧蚀管内表面的熔化和流动情况基于“焓-多孔气隙”技术方法^[18],将固液混合区当成一个多孔介质区

域,利用液态分数来描述这种多孔性,不用跟踪固液分界面。在这种方法中,能量方程的求解变量为焓值,材料的焓值 H 为显焓 h 和潜热 ΔH 的总和,关系如下所示:

$$H = h + \Delta H \quad (8)$$

$$h = h_{\text{ref}} + \int_{T_{\text{ref}}}^{T_s} c_s dT \quad (9)$$

$$\Delta H = f_l L \quad (10)$$

$$\begin{aligned} f_l &= 0 & \text{if } T_s \leq T_{\text{solidus}} \\ f_l &= 1 & \text{if } T_s > T_{\text{liquidus}} \end{aligned} \quad (11)$$

$$f_l = \frac{T_s - T_{\text{solidus}}}{T_{\text{liquidus}} - T_{\text{solidus}}} \quad \text{if } T_{\text{solidus}} < T_s \leq T_{\text{liquidus}}$$

式中, h_{ref} 为参考焓,计算中取 $9200 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}$; T_{ref} 为参考温度,计算中取 298.15 K ; T 为熔化区域温度, K ; f_l 为每个网格中液态金属所占的比重; T_{solidus} 和 T_{liquidus} 分别为固相线温度和液相线温度,本文取值为 1717 K 和 1774 K ; L 为潜热,本研究取值为 $270000 \text{ J}\cdot\text{kg}^{-1}$ 。

如式(12)所示采用 Arrhenius 方程描述发射药气体对身管材料化学烧蚀速率,烧蚀管的烧蚀量计算流程为:由与燃气接触的烧蚀管最外层网格开始,烧蚀深度超过网格厚度后再计算次外层网格烧蚀量,以此类推,各个网格的烧蚀深度计算如式(13)所示;提取最后一个时间步长内所有网格的烧蚀深度,如式(14)所示计算烧蚀管的总失重量。

$$r_{\text{chem}} = A \exp\left(\frac{E}{RT_s}\right) \quad (12)$$

$$w_i = \begin{cases} \sum_{k=1}^n r_{\text{chem}} \cdot \Delta t & (\text{if } \sum_{k=1}^n r_{\text{chem}} \cdot \Delta t < d_i) \\ d_i & (\text{if } \sum_{k=1}^n r_{\text{chem}} \cdot \Delta t \geq d_i) \end{cases} \quad (13)$$

$$m_{\text{loss},c} = \sum 2\pi y_i l_i w_i \cdot \rho \quad (14)$$

式中, r_{chem} 为化学烧蚀速率, $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$; A 为指前因子, s^{-1} ; E 为发射药燃气对身管材料的化学反应活化能,

$\text{kJ}\cdot\text{mol}^{-1}$; w_i 为网格 i 的烧蚀量, m ; d_i 为网格 i 的厚度, m ; Δt 为计算时间步长, s ; y_i 为网格 i 的纵坐标(烧蚀管轴心与横坐标重合), m ; l_i 为网格 i 的长度, m ; ρ 为烧蚀管密度,研究取 $7850 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 。

2.3 物理模型及参数

研究以实验用烧蚀管为原型,模拟计算半密闭爆发器破片破孔后烧蚀管的流场和温度场。由于烧蚀管中燃气流速很高,边界层存在较大的速度梯度,各项流体参数变化剧烈。为精确模拟烧蚀管内壁面的流动和传热,网格划分时流固界面第一层网格高度设为 $2.5 \times 10^{-6} \text{ m}$,向两侧延伸网格高度逐步放大,保证网格质量的同时节省计算资源。图3为烧蚀管的计算网格,建模对象为图1所示中空圆柱状烧蚀管截面的上半部分,采用 ANSYS ICEM 软件进行结构化网格划分。二维模型的底边与烧蚀管轴心重合,模拟计算中设为旋转轴;上部为烧蚀管区域,下部为燃气流通道。模拟计算中燃气入口压力变化依照试验测试得到的半密闭爆发器破片破孔后的压力-时间曲线,利用 UDF 自定义函数实现外部数据导入及边界条件随计算时间变化的功能,燃气入口温度为发射药爆温;燃气出口设为压力出口;烧蚀管内壁面设为传热耦合壁面,燃气入口上方的烧蚀管侧壁设为绝热,其余外壁面温度设为恒壁温,烧蚀管固体域初始温度设为 300 K 。

2.4 烧蚀速率模型的参数求解

烧蚀速率模型如式(12)所示,需要求解的动力学参数包括指前因子 A 及发射药燃气对身管材料的化学反应活化能 E 。由于半密闭爆发器实验中烧蚀管温度分布变化剧烈,传统的回归分析法难以应用于烧蚀速率模型参数的求解。烧蚀管的非稳态数值模拟能够获得各个时间步长内的烧蚀管温度场,按式(12)~(14)可累积计算所有时间步长内的烧蚀总量,并建立烧蚀速率模型参数与烧蚀总量的关系。以实验测试的烧蚀管质量损失量为基准,如式(15)所示定义损失函数 y ,

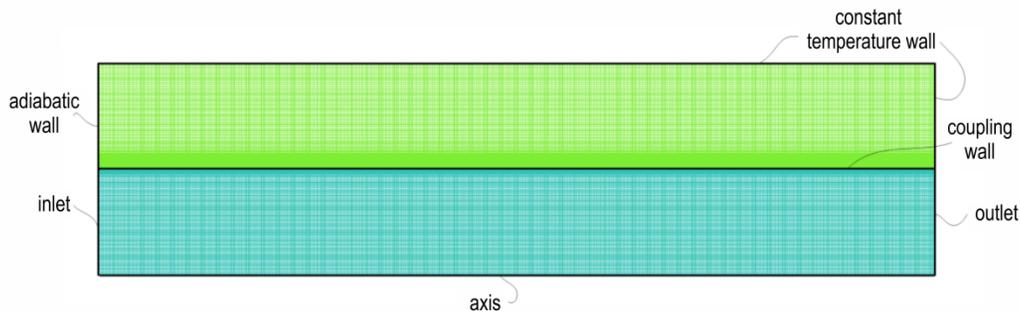


图3 烧蚀管数值计算网格

Fig.3 Computational grid for erosion tube

以损失函数取最小值时的 A 和 E 的值作为烧蚀速率模型参数的最优解。

$$y = \frac{|m_{\text{loss},c} - m_{\text{loss}}|}{m_{\text{loss}}} \quad (15)$$

式中, $m_{\text{loss},c}$ 为模拟烧蚀量, kg; m_{loss} 为试验烧蚀量, kg。

由于模拟烧蚀量的求解过程复杂且包含时间项, 与烧蚀速率模型参数难以建立直接的数学关系式, 牛顿法、共轭梯度法等传统的目标函数优化算法难以应用, 因此考虑采用粒子群算法 (PSO) 对损失函数进行优化。粒子群算法是根据鸟类群体觅食行为构建的一种启发式全局优化搜索算法^[20]: 在目标搜索空间内配置初始种群, 同时为每个设置初始速度, 通过粒子间的信息共享来求解复杂的优化问题。针对本研究的参数求解问题, 需合理控制粒子群算法的搜索空间, 即设置合适的 A 和 E 两个参数的取值范围。依据相关文献[14], A 取值范围设为 $0 \sim 10 \text{ s}^{-1}$, E 的取值范围设为 $50 \sim 150 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$ 。

2.5 模型的验证

在 1.3 半密闭爆发器烧蚀试验的基础上, 设置了二维烧蚀管数值模型中发射药燃气入口压力-时间曲线, 燃气密度按式(2)计算获得, 取值为 $47.307 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。由于燃气与烧蚀管作用时间极短, 燃气热损失有限, 入口温度可取发射药的定容爆温 2580 K 。非稳态计算时间步长设为 0.1 ms , 各个时间步长内的计算均收敛。通过瞬态数值模拟计算得到燃气冲刷时间内烧蚀管的物理场变化。图 4 为不同时刻烧蚀管截面的温度分布云图。图 4 云图显示, 在高温燃气传递给烧蚀管的大部分热量沿径向传播, 从内壁面至外壁面方向温度逐渐降低, 温度梯度与烧蚀管的热导率密切相关。双芳-3 发射药计算定容爆温为 2580 K , 烧蚀管内表面的温度虽然低于爆温, 但局部温度仍超 2000 K , 大于 45°钢 的液相线温度, 可造成烧蚀管内表面部分区域变熔化。

图 5 为不同时刻烧蚀管截面液相分数分布云图, 液相分数为 1 的区域可认为材料处于熔融状态。烧蚀管前端处的熔融深度最大, 10 ms 、 20 ms 、 30 ms 及 40 ms 4 个时刻下的最大熔融深度分别为 $126 \mu\text{m}$ 、 $178 \mu\text{m}$ 、 $193 \mu\text{m}$ 及 $207 \mu\text{m}$ 。可见随着冲刷时间的增加, 烧蚀管内壁熔融深度的增速降低。另一方面, 相比于 10 ms 的温度场, 40 ms 时烧蚀管整体温度更高但流固耦合界面温度的最高温度由 2298 K 降低至 2103 K 。这是由于随着冲刷时间的增加, 烧蚀管吸收的热量更多, 导致烧蚀管的

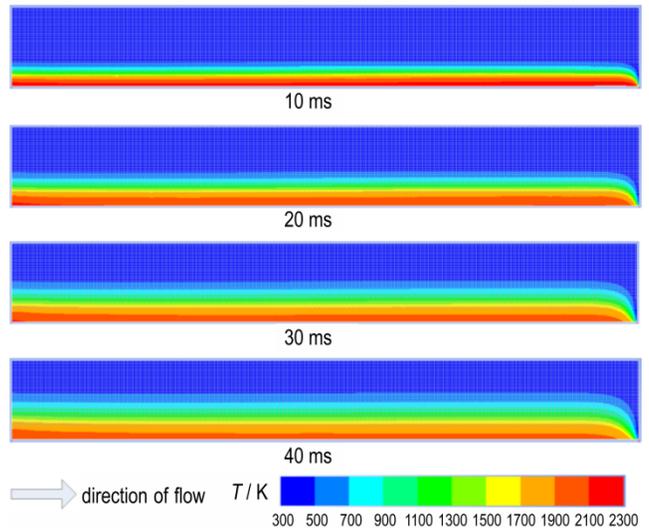


图 4 烧蚀管截面温度分布云图

Fig.4 The temperature contours of erosion tube section

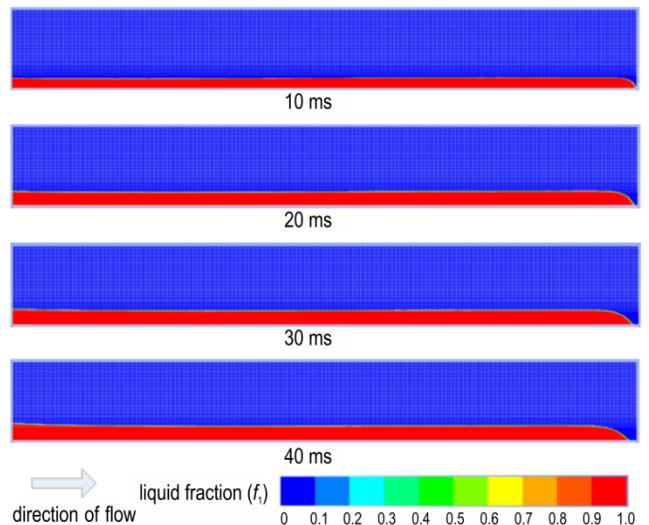


图 5 烧蚀管截面液相分数分布云图

Fig.5 The liquid fraction contours of erosion tube section

整体温度更高。由式(7)估算可得, 熔融态的烧蚀管热导率是固态烧蚀管的 $4.43 \sim 4.77$ 倍, 换言之, 烧蚀管内壁面熔融深度越大, 材料的导热性越强, 流固耦合界面的热量也更容易向外传导。并且烧蚀管熔融需要吸收大量热量, 综合以上因素冲刷时间增加后, 流固耦合界面的温度有所降低, 熔融深度的增速放缓。可见烧蚀管导热率及潜热对高温燃气冲刷下的内壁面温度水平影响显著。

导出数值模拟得到的各个时间步长内烧蚀管区域网格中心坐标及对应温度, 利用 MATLAB 平台编写含时间项的烧蚀管烧蚀量及轴向烧蚀深度计算程序。以烧蚀管实际烧蚀量 (两次烧蚀试验的平均值: 0.6027 g) 作为如式(15)所示的损失函数基准, 以烧蚀

量计算值作为损失函数自变量,采用粒子群算法对损失函数进行优化,得到损失函数取最小值时的烧蚀动力学指前因子 A 和表观活化能 E 。

粒子群算法中粒子数设为 40, 认知因子与社会因子皆取 1.49。经过 45 次迭代计算结果收敛, 损失函数 y 的值为 3.0×10^{-6} , 损失函数取最小值时指前因子和表观活化能分别为 0.3403 s^{-1} 和 $134.6 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$ 。再次调用数值模拟得到的烧蚀管在各个时间步长内的温度场, 应用优化后的瞬态烧蚀速率模型计算出烧蚀管的失重量为 0.6027 g , 与试验测试得到的烧蚀管失重量相吻合, 可见采用粒子群算法优化瞬态烧蚀速率模型参数效果优异。

3 瞬态烧蚀速率模型应用

为更有效地指导武器身管精准定位烧蚀严重区域, 烧蚀管的轴向烧蚀深度分布同样值得关注。对此, 应用如式(16)所示的瞬态烧蚀速率模型对本文的半密闭爆发器烧蚀管试验进行计算, 得到如图 6 所示的烧蚀管长度方向烧蚀深度分布。

$$r_{\text{chem}} = 0.3403 \times \exp\left(\frac{16189.6}{T_s}\right) \quad (16)$$

式中, r_{chem} 为烧蚀速率, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; T_s 为烧蚀管材料的温度, K 。

由图 6 可知烧蚀管前端处烧蚀深度最大, 达到 $137 \mu\text{m}$, 此后烧蚀深度缓慢降至 $120 \mu\text{m}$, 直至接近烧蚀管末端, 烧蚀深度迅速下降至 $20 \mu\text{m}$ 以下。结合图 5 的烧蚀管截面熔融深度分布, 烧蚀管最前端的熔融深度最大, 对应的烧蚀量也最大。而距离烧蚀管入口 $3 \sim 10 \text{ mm}$ 段的烧蚀深度略小于 $10 \sim 18 \text{ mm}$ 段, 这是由于贴近烧蚀管入口的燃气在近壁面形成了边界层, 对燃气热流有一定阻隔作用, 但高速燃气在烧蚀管内

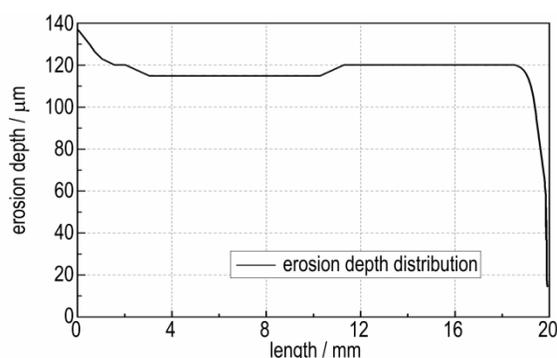


图 6 烧蚀管长度方向烧蚀深度分布

Fig. 6 Distribution of erosion depth along the length direction of erosion tube

为湍流流动, 一定距离后近壁面边界层破坏, 壁面与高温燃气的换热增强。可见, 烧蚀深度分布与烧蚀管温度的时空分布密切相关。

半密闭爆发器烧蚀管法的燃气冲刷时间远长于身管武器平台, 装填密度等参数与武器平台也难以统一, 仅通过半密闭爆发器烧蚀管发测试发射药的烧蚀性在维度上存在失真。以烧蚀管的试验数据及数值模拟模型, 计算出发射药燃气对身管材料的瞬态烧蚀速率模型参数后, 应用于针对身管武器平台的数值模拟模型, 即可获得身管武器平台燃用同等发射药的烧蚀状态。因此研究开展的瞬态烧蚀速率模型研究能够实现烧蚀管试验数据的迁移推广, 加速构建贴合实际需求的发射药烧蚀性能评价体系。

4 结论

(1) 随着发射药燃气对烧蚀管冲刷时间增加, 燃气与烧蚀管间的流固耦合界面温度有所降低, 烧蚀管截面熔融深度的增速减缓;

(2) 通过烧蚀管非稳态数值模拟计算的管壁温时空分布, 建立了瞬态烧蚀速率模型模型参数与烧蚀总量的关系。将试验获得的烧蚀量作为损失函数基准量, 采用粒子群算法对模型参数进行优化, 最终确定瞬态烧蚀速率的指前因子和表观活化能取值分别为 0.3403 s^{-1} 和 $134.6 \text{ kJ} \cdot \text{mol}^{-1}$;

(3) 烧蚀管实验校准后的烧蚀反应动力学模型, 可推广应用于身管武器平台的烧蚀状态计算, 加速构建贴合实际需求的发射药烧蚀性能评价体系。

参考文献:

- [1] 朱梦然, 曹京华, 先赫, 等. 身管内表面烧蚀磨损研究进展[J]. 兵器装备工程学报, 2023, 44(10): 159-164, 181. ZHU Meng-ran, CAO Jing-hua, XIAN He, et al. Research progress of erosion on inner bore surface of gun barrel[J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2023, 44(10): 159-164, 181.
- [2] 韦丁, 王琼林, 严文荣, 等. 降低身管烧蚀性研究进展[J]. 火炸药学报, 2020, 43(4): 351-361. WEI Ding, WANG Qiong-lin, YAN Wen-rong, et al. Research progress on reducing erosivity of gun barrel[J]. *Chinese Journal of Explosives & Propellants*, 2020, 43(4): 351-361.
- [3] LAWTON B. Thermo-chemical erosion in gun barrels [J]. *Wear*, 2001, 251(1-12): 827-838.
- [4] KIMURA J. Thermal and chemical effects of combustion gases on gun erosion [R]. ICT Combustion and Detonation Abstracts, Karlsruhe, Germany, 1997.
- [5] 毛保全, 赵其进, 白向华, 等. 火炮身管延寿技术研究现状与展望 [J]. 兵工学报, 2023, 44(3): 638-655.

- MAO Bao-quan, ZHAO Qi-jin, BAI Xiang-hua, et al. Review and prospect of life extension technology for gun barrels [J]. *ACTA ARMAMENTARII*, 2023, 44(3): 638-655.
- [6] 刘靖, 黄振亚, 汪俊杰, 等. 三基发射药烧蚀性影响因素的实验研究[J]. 含能材料, 2014, 22(3): 392-396.
- LIU Jing, HUANG Zhen-ya, WANG Jun-jie, et al. Experimental study on influence factors of triple base propellant erosion [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials(Hanneng Cailiao)*, 2014, 22(3): 392-396.
- [7] 韦丁, 靳建伟, 严文荣, 等. 高能硝胺发射药烧蚀特性分析[J]. 科学技术与工程, 2020, 20(21): 8563-8567.
- WEI Ding, JIN Jian-wei, YAN Wen-rong, et al. Analysis of the erosion characteristics of high energy nitramine propellant [J]. *Science Technology and Engineering*, 2020, 20(21): 8563-8567.
- [8] 贡芬云, 姚养无, 贾陆阳. 不同射速对身管内壁烧蚀的影响[J]. 火力与指挥控制, 2019, 44(7): 85-89.
- GONG Fen-yun, YAO Yang-wu, JIA Lu-yang. Influence on ablation of inner wall of barrel at different firing rates [J]. *Fire Control & Command Control*, 2019, 44(7): 85-89.
- [9] DAHIWALE S M and BHONGALE C R. Studies on ballistic parameters of di-butyl phthalate-coated triple base propellant used in large caliber artillery gun ammunition [J]. *Journal of Energetic Materials*, 2019, 37(1): 98-109.
- [10] 易怀军. 火炮身管烧蚀磨损的影响研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2016.
- YI Huai-jun. Effect of erosion and wear of gun tube [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2016.
- [11] 张小兵. 枪炮内弹道学[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2014.
- ZHANG Xiao-bing. Interior Ballistics of Guns [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2014.
- [12] 李树立, 王丽群. 身管内膛热化学-机械烧蚀磨损数值计算[J]. 装备环境工程, 2022, 19(7): 66-74.
- LI Shu-li, WANG Li-qun. Numerical calculation of thermochemical-mechanical erosion on the barrel chamber [J]. *Equipment Environmental Engineering*, 2022, 19(7): 66-74.
- [13] 陈仕达, 何龙, 姜荃, 等. 内弹道对自动步枪枪管瞬态温场影响计算分析[J]. 弹道学报, 2020, 32(4): 54-62.
- CHEN Shi-da, HE Long, JIANG Quan, et al. Calculation and analysis on effects of internal trajectory on transient temperature field of automatic rifle's barrel [J]. *Journal of Ballistics*, 2020, 32(4): 54-62.
- [14] 郭俊行, 张亨, 海腾蛟, 等. 火炮身管试样烧蚀试验及数值模拟分析[J]. 火炮发射与控制学报, 2022, 43(3): 74-79.
- GUO Jun-hang, ZHANG Heng, HAI Teng-jiao, et al. A Study on erosion experiment for gun barrel sample and numerical simulation [J]. *Journal of Gun Launch & Control*, 2022, 43(3): 74-79.
- [15] 于勇, 张航维. 固体火箭发动机喷管化学烧蚀的动态数值模拟[J]. 北京理工大学学报, 2023, 43(7): 693-701.
- YU Yong, ZHANG Hang-wei. Dynamic numerical simulation of chemical erosion in solid rocket motor nozzle [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2023, 43(7): 693-701.
- [16] 吴永海, 徐诚, 陆昌龙, 等. 某速射火炮身管系统传热特性的数值仿真研究[J]. 系统仿真学报, 2007, 19(19): 4407-4410.
- WU Yong-hai, XU Cheng, LU Chang-long, et al. Numerical study of heat-transfer characteristics of rapid-fire gun barrel system [J]. *Journal of System Simulation*, 2007, 19(19): 4407-4410.
- [17] 周力行. 湍流两相流动与燃烧的数值模拟 [M]. 北京: 清华大学出版社, 1991.
- ZHOU Li-xing. Numerical simulation of turbulent two-phase flow and combustion [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1991.
- [18] ANSYS FLUENT 12.0 User's Guide [M]. Canonsburg, PA: Ansys, Inc., 2009.
- [19] SHIH T-H, LIOU W W, SHABBIR A, et al. A new k- ϵ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows: Model development and validation [J]. *Computers & Fluids*, 1995, 24(3): 227-238.
- [20] KENNEDY J, EBERHART R C, SHI Y. *Swarm intelligence* [M]. San Francisco: Academic Press, 2001.

Transient Erosion Rate Model of Propellant on Gun Barrel

YUAN Mao-bo¹, JIN Jian-wei¹, QU Yong-jie², LIU Ji-hua¹, XUE Jun², HE Chang-hui¹, ZHAO Hong-li¹

(1. Xi'an Modern Chemistry Research Institute, Xi'an 710065, China; 2. No.208 Research Institute of China Ordnance Industries, Beijing 102202, China)

Abstract: A semi-closed bomb experiment was designed to construct a system for evaluating the erosion performance of propellant according to actual requirements. A transient numerical simulation model was established based on the geometric dimensions of the erosion tube and the measured $p-t$ curve. The relationship between the transient erosion rate model parameters and the total mass loss of erosion tube was established through the space-time distribution of wall temperature of the erosion tube. Based on the mass loss of the semi-closed bomb experiment, the parameters of erosion reaction were optimized by particle swarm algorithm. The results showed that both the temperature of the interface between the propellant gas and the erosion tube wall and the growth rate of melting depth decreased with the increase of erosion time. The 45# steel and double base powder (Shuang-fang 3) were selected as the material sample and propellant sample. The optimized pre-factor and apparent activation energy values are 0.3403 s^{-1} and $134.6 \text{ kJ}\cdot\text{mol}^{-1}$, respectively. At this time, the loss function is only 3.0×10^{-6} . Thus, the transient erosion rate model is a promising tool to evaluate the erosion status of the barrel weapon.

Key words: semi-closed bomb; gun propellant; erosion rate; numerical simulation; optimizing

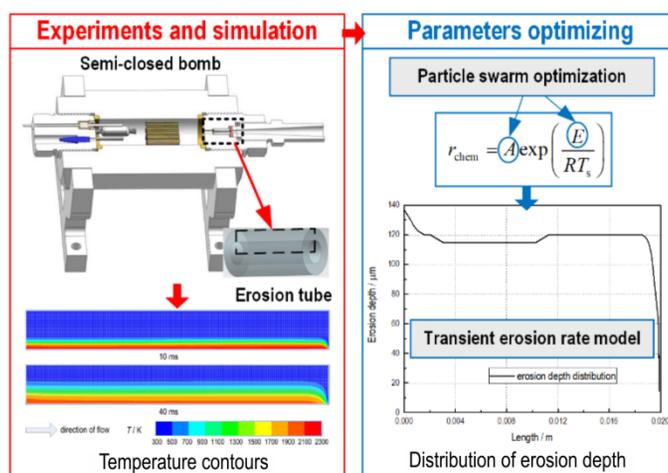
CLC number: TJ 55

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2024036

(责编: 姜梅)

图文摘要:



The semi-closed bomb experiment was designed. A transient numerical simulation model based on the geometric dimensions of erosion tube and measured p-t curve was established. The relationship between the transient erosion rate model parameters and the total mass loss of erosion tube was established through the space-time distribution of wall temperature of the erosion tube. Based on the mass loss of the erosion tube, the parameters of erosion model were optimized by particle swarm algorithm.