

身管内膛热化学-机械烧蚀磨损数值计算

李树立, 王丽群

(南京理工大学 机械工程学院, 南京 210094)

摘要: **目的** 探究身管烧蚀和机械磨损的作用机理, 完善身管热化学-机械烧蚀磨损模型, 指导身管寿命预测和结构设计。**方法** 以弹炮耦合系统摩擦行为为切入点, 提出一种计及摩擦热的热化学烧蚀材料退化模型。基于 Archard 磨损理论和动压润滑原理, 以动压润滑摩擦替换传统弹炮耦合过程采用的干摩擦, 提出一种身管机械磨损材料退化模型。**结果** 身管内膛烧蚀磨损主要集中在坡膛和炮口位置, 500 发射击后坡膛位置最大径向、周向烧蚀量分别为 1.3、0.8 mm, 炮口位置最大径向、周向机械磨损量分别为 0.32、0.26 mm。**结论** 材料退化模型能够较为准确地描述弹炮耦合系统中身管内膛的烧蚀磨损特性。数值模拟结果与实际膛线烧蚀磨损具备较好的一致性。

关键词: 摩擦热; 内膛温度; 烧蚀; 磨损; 动压润滑; 数值模拟

中图分类号: TG301

文献标识码: A

文章编号: 1672-9242(2022)07-0066-09

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2022.07.009

Numerical Calculation of Thermochemical-Mechanical Erosion on the Barrel Chamber

LI Shu-li, WANG Li-qun

(Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

ABSTRACT: The paper aims to explore the mechanism of barrel erosion and wear, improve the thermochemical-mechanical erosion and wear model, and guide life prediction and structural design of artillery barrel. In this paper, a thermal chemical erosion model considering frictional heat is proposed based on the friction behavior of the projectile-barrel coupling system. The HDL friction is used to replace the dry friction based on the Archard wear theory and the principle of HDL, and mechanical wear model is proposed. Numerical calculations are carried out on the derived erosion and wear model. The erosion and wear of the chamber in the barrel is mainly concentrated in the position of the forcing cone and muzzle. The maximum radial and circumferential erosion of the bullet forcing cone after 500 shots are 1.3 mm and 0.8 mm, the maximum radial and circumferential wear of the muzzle are 0.32 mm and 0.26 mm. The results show that the erosion and wear model can more accurately describe the material degradation of the chamber. The numerical simulation results are in good agreement with the actual rifling erosion and wear.

收稿日期: 2022-05-23; 修订日期: 2022-07-10

Received: 2022-05-23; Revised: 2022-07-10

基金项目: 国家自然科学基金(52105106); 国家博士后创新人才支持计划(BX2021126)

Fund: The National Natural Science Foundation of China(52074234); China National Postdoctoral Program for Innovative Talents(BX2021126)

作者简介: 李树立(1994—), 男, 博士, 主要研究方向为火炮智能化。

Biography: LI Shu-li(1994-), Male, Doctor, Research focus: intelligent adaptability of artillery barrel.

通讯作者: 王丽群(1992—), 男, 博士, 主要研究方向为现代武器系统不确定性动力学。

Corresponding author: WANG Li-qun(1992-), Male, Doctor, Research focus: uncertainty dynamics of modern weapon systems.

引文格式: 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): 066-074.

LI Shu-li, WANG Li-qun. Numerical Calculation of Thermochemical-Mechanical Erosion on the Barrel Chamber[J]. Equipment Environmental Engineering, 2022, 19(7): 066-074.

KEY WORDS: frictional heat; chamber temperature; erosion; wear; HDL; numerical analysis

身管烧蚀磨损是一个涉及热力学、摩擦学、材料力学、结构力学的多学科问题^[1-2]。身管在发射过程中面临着火药燃气的热化学烧蚀和高速冲刷、弹丸的高速摩擦和冲击碰撞作用^[3-4]。在极端的工作环境下,身管内膛表面的材料会逐渐发生氧化、熔化、涂层剥落等组织结构变化^[5]。身管内膛表面组织结构变化按照作用机理主要分为热化学烧蚀和机械磨损。无论是热化学烧蚀还是机械磨损,都会直接改变内膛结构,从而影响内弹道的性能,是限制身管使用寿命的根本因素。因此,身管烧蚀磨损问题一直是各个国家军工科研工作者的研究重点和难点。

Lawton 等^[6]建立了基于热-化学作用的烧蚀磨损模型,侧重研究温度和化学因素对身管烧蚀磨损行为的作用,并建立了类阿伦尼乌斯的数学方程。Sopok 等^[7]综合了热平衡方程、内弹道方程求解身管热化学烧蚀过程身管的温度和热通量分布。Sun 等^[8]建立了一种身管瞬态热力耦合有限元模型,研究了身管烧蚀对内弹道过程的影响,在此基础上,阐述了烧蚀对于身管使用寿命下降的作用机理。Yang 等^[9]基于内弹道方程和计算流体力学,模拟了身管内膛火药燃气传热过程,进一步分析了不同装药对烧蚀磨损的影响。Zhu 等^[10]根据傅立叶热传导理论,推导了炮钢材料的热化学烧蚀模型,研究了炮钢密度、导热系数和对材料烧蚀的影响。

在试验方面, Cote 等^[11]通过对照试验,分析得到了内膛烧蚀是在高温高压条件作用下发生化学反应,在机械摩擦和气体冲蚀等因素下造成的材料损失。Cui 等^[12]通过试验研究发现,身管烧蚀率与发射次数呈线性关系。Chung 等^[13]使用热电偶结合高速记录仪实测了 40 mm 口径火炮膛内温度。Lawton 等^[14]研究了身管的烧蚀现象时发现,身管内膛的径向烧蚀

磨损量与内膛初始温度的平方根成正比,而与最高温度呈指数关系。Hirvonen 等^[15]基于半密闭爆发装置,通过离子注入和核反应分析选定了侵蚀性轻元素(C、N、H)在微观层面研究身管材料的烧蚀行为,研究结果显示,射击后身管材料中由燃烧引起的渗氮现象可能在一定程度上减缓身管材料的烧蚀。

在弹炮耦合过程中,身管膛及炮口受到高温高压火药燃气的化学侵蚀和高速弹丸的物理剥落,产生了不可逆的结构破坏,身管内膛的烧蚀磨损主要集中在膛膛和炮口处。研究表明,在膛膛部位以烧蚀为主;在炮口部位,以磨损为主。本文基于一维半无限大烧蚀模型和傅里叶导热定理,推导了身管内膛烧蚀和机械磨损模型。在此基础上,采用 ALE 网格自适应技术,获得了计算稳定性较好的弹炮耦合有限元模型,并以此进行了火炮身管烧蚀磨损全寿命周期内的数值模拟。

1 身管烧蚀磨损量化模型

1.1 计及摩擦温升的身管内膛热化学烧蚀材料退化模型

身管弹丸结构如图 1 所示。单发弹丸射击过程中,火药燃气和身管内膛对流换热带来的内膛温度变化对内弹道过程的影响很小。但是在连发弹丸射击的场景下,由于射弹间隔时间很短,由此导致身管难以完全冷却。上发弹射击时身管的残留温度会作为下发弹射击的初始环境温度,从而致使身管内膛温度随射弹发数的增加呈现逐步增长的趋势。多发连续射击时,身管内膛温度可能达到炮钢材料的相变临界点。在这种情况下,身管内膛任一微小的温度变化都有可

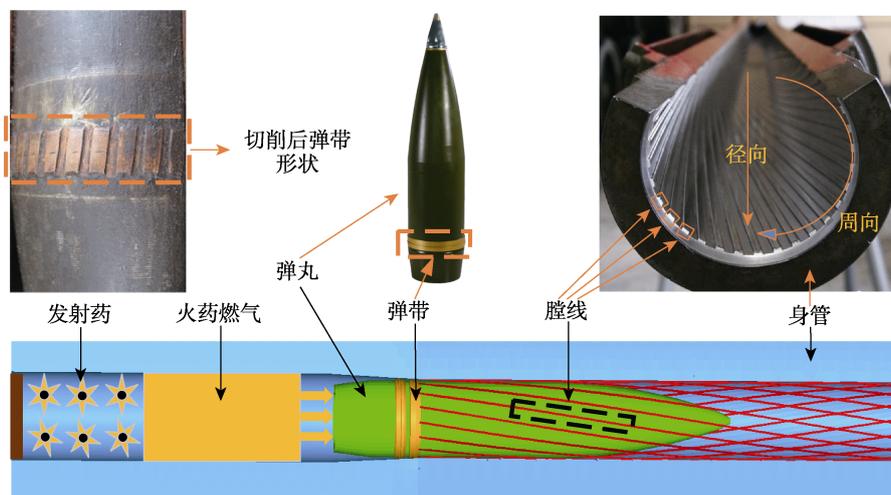


图 1 身管弹丸结构

Fig.1 Structure diagram of the projectile and barrel

能导致炮钢材料物相状态的改变,因此弹炮耦合系统身管弹丸摩擦副相对运动产生的摩擦热不能忽略。本文基于身管弹丸摩擦副相对运动产生的摩擦热,推导了作用于身管内膛的摩擦温升模型,并在此基础上,完善了传统的身管烧蚀磨损退化模型^[16-17],见式(1)。

$$W_{ss} = \frac{\int_{t_0}^{t_1} h(t) \Delta T dt}{\rho_1 L_1 \left[\frac{c_1 (T_s - T_0)}{L_1} + 1 \right]} \quad (1)$$

式中: W_{ss} 为单次烧蚀磨损量; t_0 、 t_1 为身管材料熔化开始和结束的时间; $h(t)$ 为火药燃气和身管内膛表面的对流换热系数; $\Delta T = T - T_s + T_f$, T 为火药燃气温度,可由内弹道方程求解, T_s 为炮钢材料熔点, T_f 为摩擦温升; ρ_1 为炮钢密度; L_1 为炮钢熔化潜热; c_1 为炮钢材料比热容; T_0 为初始环境温度。

摩擦温升 T_f 推导过程如下所述。

弹丸的轴向运动阻力为:

$$f = Ap(x)S \tan \alpha (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) \quad (2)$$

式中: A 为弹丸质量分布系数; $p(x)$ 为弹底压力,随弹丸行程 x 变化; α 为缠角; S 为身管横截面面积; μ 为身管弹丸摩擦副摩擦系数。

身管弹带摩擦副摩擦热按式(3)分配准则^[18]:

$$\frac{q_1}{q_2} = \sqrt{\frac{k_1 \rho_2 c_2}{k_2 \rho_1 c_1}} \quad (3)$$

式中: q_1 、 q_2 分别为身管和弹带材料的热流分配系数; k_1 、 k_2 分别为两种材料的热传导系数; ρ_1 、 ρ_2 分别为两种材料的密度, c_1 、 c_2 分别为两种材料的比热容。

根据摩擦热分配可得身管的温升模型,如式(4)所示。

$$W_{ss} = \frac{\int_{t_0}^{t_1} h(t) \left\{ T - T_s + \frac{q_1}{q_1 + q_2} \frac{AS \tan \alpha (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) \int_{l_1}^{l_2} p(x) dx}{c_1 \rho_1 \pi [(r_0 + \sqrt{\alpha t})^2 - r_0^2] (l_2 - l_1)} \right\} dt}{\rho_1 L_1 \left[\frac{c_1 (T_s - T_0)}{L_1} + 1 \right]} \quad (4)$$

1.2 身管内膛机械磨损材料退化模型

弹炮耦合过程中,高温火药燃气和高速摩擦运动的共同作用,致使身管内膛温度急剧上升,过高的温度使身管内膛材料发生热软化、热熔化,在身管弹丸摩擦副之间形成一层熔融态液膜^[20-21]。熔融态液膜的存在起到了润滑剂的作用,使得身管弹丸摩擦副的摩擦行为由碰撞形式的干摩擦转变为动压润滑摩擦^[22-23]。

膛线的机械磨损以身管弹丸摩擦副相对运动产生的摩擦磨损为主。根据 Archard 磨损理论可知,相应的磨损量为:

$$W_f = \frac{KNms}{H} \quad (9)$$

$$C \int_{l_1}^{l_2} f dx = cm \Delta T \quad (4)$$

$$\text{式中: } C = \frac{q_1}{q_1 + q_2}.$$

假设身管、弹带材料表现为各向同性,综合导热公式 $\alpha = \lambda / (\rho c)$ 可得摩擦热的扩散体积为:

$$V = \pi [(r_0 + \sqrt{\alpha t})^2 - r_0^2] (l_2 - l_1) \quad (5)$$

联立式(2)、(4)、(5)可知,摩擦温升为:

$$T_f = \frac{CAS \tan \alpha (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) \int_{l_1}^{l_2} p(x) dx}{c_1 \rho_1 \pi [(r_0 + \sqrt{\alpha t})^2 - r_0^2] (l_2 - l_1)} \quad (6)$$

式中: l_1 、 l_2 为 Δt 时刻前后弹丸的行程; r_0 为身管阴线 and 阳线半径平均值。

与身管炮钢材料相比,弹带材料多为黄铜,其熔点更低,在高温作用下很容易在弹炮耦合间隙中形成金属液膜。金属液膜能起到一定的润滑作用,相应的弹炮间隙的摩擦形式与传统形式的定摩擦系数干摩擦有所区别,本文采用变摩擦系数近似表征弹炮间隙的动压润滑摩擦^[19]:

$$\mu = \left\{ \frac{\rho_2 \eta^2 v^2 [L_2 + c_2 (T_d - T_0)]}{ks^2 \sigma^3} \right\}^{\frac{1}{4}} \quad (7)$$

式中: ρ_2 为弹带(黄铜)材料密度; η 为熔融态弹带动力黏度; L_2 为弹带融化潜热; c_2 为弹带比热容, T_d 为弹带熔点; T_0 为初始环境温度; k 为熔融层位置; s 为弹带有效宽度(即与身管产生接触的宽度); σ 为接触正应力; v 为弹丸运动速度。

考虑身管弹丸摩擦副相对运动产生的摩擦热对烧蚀的贡献,由式(1)和式(7)可知,计及摩擦温升的烧蚀磨损材料退化模型为:

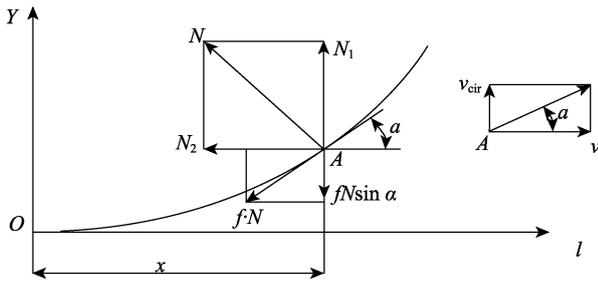


图 2 力 N 的分解示意图

Fig.2 Decomposition diagram of force N

弹丸旋转运动方程为:

$$J \frac{d\Omega}{dt} = M \quad (12)$$

考虑到弹丸加工过程中存在质量偏心, 依据平行轴定理可知, 弹丸绕中心轴的转动惯量为:

$$J' = J + md^2 = m\delta^2 + mR_s^2 \quad (13)$$

$$\frac{m\delta^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{dv}{dt} + v^2 \frac{d \tan \alpha}{dl} \right) + \frac{mR_s^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{dv}{dt} + v^2 \frac{d \tan \alpha}{dl} \right) = Nn(\cos \alpha - \mu \sin \alpha) \quad (19)$$

记 $K_\alpha = \frac{d \tan \alpha}{dl}$, $\Lambda = \left(\frac{\delta}{r} \right)^2$, 则:

$$m\Lambda \left(\tan \alpha \frac{dv}{dt} + K_\alpha v^2 \right) + \frac{mR_s^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{dv}{dt} + K_\alpha v^2 \right) = Nn(\cos \alpha - \mu \sin \alpha) \quad (20)$$

式中: $\frac{dv}{dt} = \frac{Sp_d}{\varphi_1 m}$, 所以有:

$$m\Lambda \left(\tan \alpha \frac{Sp(x)}{\varphi_1 m} + K_\alpha v^2 \right) + \frac{mR_s^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{Sp(x)}{\varphi_1 m} + K_\alpha v^2 \right) = Nn(\cos \alpha - \mu \sin \alpha) \quad (21)$$

$$N = \frac{m\Lambda \left(\tan \alpha \frac{Sp(x)}{\varphi_1 m} + K_\alpha v^2 \right) + \frac{mR_s^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{Sp(x)}{\varphi_1 m} + K_\alpha v^2 \right)}{n(\cos \alpha - \mu \sin \alpha)} \quad (22)$$

式中: φ_1 为次要功系数。

综合式 (11) 和 (22) 可知, 摩擦磨损量的计算公式为:

$$W_f = \frac{KNn's}{H} = \frac{Kn'sm\Lambda \left(\tan \alpha \frac{Sp(x)}{\varphi_1 m} + K_\alpha v^2 \right) + \frac{mR_s^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{Sp(x)}{\varphi_1 m} + K_\alpha v^2 \right) Kn's}{Hn \left(\cos \alpha - \left[\frac{\rho_2 \eta^2 v^2 (L_2 + c_2 (T_d - T_0))}{ks^2 \sigma^3} \right]^{\frac{1}{4}} \sin \alpha \right)} \quad (23)$$

2 身管内膛热化学-机械烧蚀磨损数值模拟

2.1 计及摩擦温升的身管内膛温度分布

本节基于有限单元法开展身管连发射击传热分

析, 分别计算计及摩擦热和忽略摩擦热 2 种情况下身管内膛的温度分布。在进行数值计算之前, 假设身管烧蚀和机械磨损仅存在摩擦行为的交互。在此基础上, 通过子程序对身管进间隔 10 s 的 6 连发热传导分析, 从而获得完整的身管内膛温度分布。身管材料参数见表 1^[26]。

式中: δ 为弹丸惯性半径; M 为作用在弹丸上的旋转力矩; m 为弹丸质量; R_s 为弹丸质量偏心。

弹丸旋转的角速度为:

$$\Omega = \frac{v_{cir}}{r} \quad (14)$$

式中: r 为弹丸半径; v_{cir} 为弹丸切向速度。 v_{cir} 的计算公式为:

$$v_{cir} = v \tan \alpha \quad (15)$$

分力 $N_1 = N \cos \alpha$, 摩擦分力为 $fN \sin \alpha$, 于是有:

$$M = N(\cos \alpha - \mu \sin \alpha)rn \quad (16)$$

$$\frac{m\delta^2 + mR_s^2}{r^2} \left(\tan \alpha \frac{dv}{dt} + v \frac{d \tan \alpha}{dt} \right) = Nn(\cos \alpha - f \sin \alpha) \quad (17)$$

$$\frac{d \tan \alpha}{dt} = \frac{d \tan \alpha}{dl} \frac{dl}{dt} = v \frac{d \tan \alpha}{dl} \quad (18)$$

表 1 身管材料参数

Tab.1 Material parameters of artillery barrel

密度/(kg·m ⁻³)	泊松比	杨氏模量/MPa	传热系数/(W·mm ⁻¹ ·K ⁻¹)	热膨胀系数/(mm·K ⁻¹)	比热容/(mJ·kg ⁻¹ ·K ⁻¹)
7.89×10 ³	0.31	2.14×10 ⁵	0.027	0.012	4.6×10 ⁵

有限元求解的初始场域分为2个部分,身管内膛为基于火药燃气扩散形成的温度场,身管外壁为自然条件下的室温场。边界条件为身管内膛表面和火药燃气场域的对流换热、身管外壁和自然环境室温场域的对流换热。对流换热系数作为衡量对流换热效率的关键参数,对温度比较敏感,故而对于轴向温度梯度较大的身管内膛而言,不同位置的对流换热系数存在较大差别。身管内膛对流换热系数轴向分布规律如图3所示。可以看出,对流换热系数的变化趋势以及峰值出现部位与身管内膛温度分布规律基本一致。

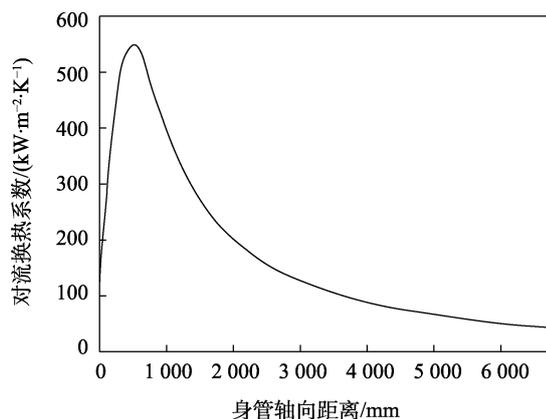


图3 身管内膛对流换热系数
Fig.3 Heat transfer coefficient of chamber

忽略摩擦热条件下的后效期时刻,身管内膛温度的分布规律如图4a所示。可以看出,忽略摩擦热计算得到的身管内膛温度自膛线始沿身管轴向呈现下降趋势,内膛温度在连发射击温度积累的作用下,通常也难以达到炮钢材料的最低熔点(1420 K),这和身管烧蚀机理是矛盾的。计及摩擦热条件下后效期时刻,身管内膛温度的分布规律如图4b所示。可以看出,自膛线始沿身管轴向50~100 mm处,存在一个温度峰,温度峰的跨度较大。温度峰附近身管内膛温度在连发射击温度积累的作用下基本都能达到炮钢材料的最低熔点,这与身管烧蚀机理具备较好的适配性。

取内膛温度峰为研究对象,探究计及摩擦热条件下6连法射击身管内膛温度随时间变化规律。通过有限元计算得到的身管内膛温度峰位置温度随时间的变化关系如图5所示。可以看出,首发弹身管内膛温度较低,随着连发射击的进行,身管内膛温度呈现上升的趋势。连发第6弹时,计及摩擦热条件下计算得到的身管内膛温度峰值可达1500 K。随着射弹发数的增加,身管内膛温度的增加逐渐趋于平缓,身管内膛温度峰值通常不会超过1520 K。

2.2 基于自适应网格的身管烧蚀材料退化计算

本节基于计及摩擦热计算得到的身管烧蚀材料退化模型,研究全寿命周期膛线的烧蚀规律。考虑到

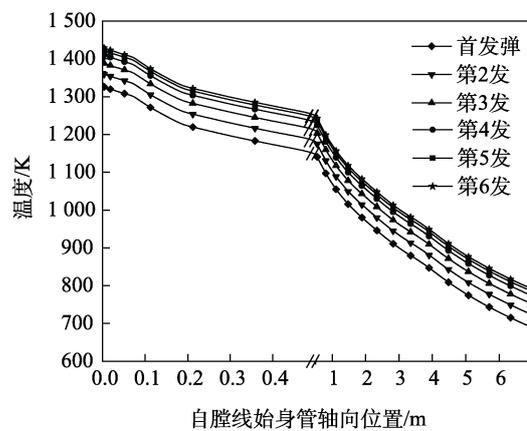
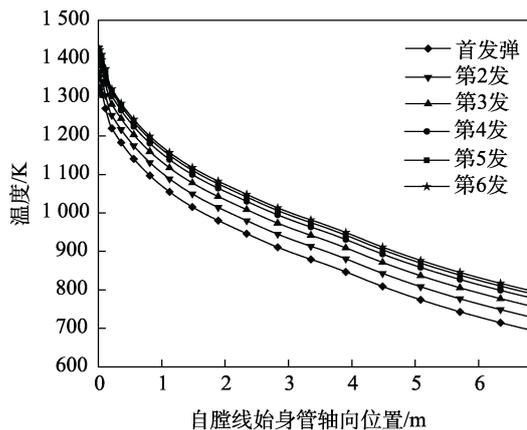


图4 后效期身管内膛温度分布
Fig.4 Temperature distribution of chamber: a) without friction heat; b) with friction heat

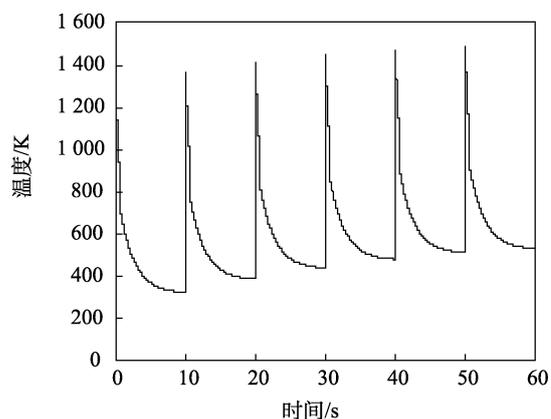


图5 计及摩擦热身管内膛温度峰温度时变曲线
Fig.5 Time-varying curve of temperature peak in the chamber considering frictional heat

烧蚀主要集中在坡膛以及膛线起始部,为了提高计算效率,采用截短身管的方法研究膛线全寿命周期的烧蚀退化规律。取坡膛及膛线始位置沿身管轴向0~500 mm身管作为研究对象。

弹炮耦合过程中,热因素、化学因素、机械因素都是影响身管烧蚀的原因。对目前的应用软件而言,想要准确可靠地完成身管烧蚀规律的定量研究,还存

在一定的技术壁垒, 故而本文研究身管烧蚀问题时作如下假设: 烧蚀过程的研究仅考虑摩擦热对烧蚀的促进作用; 忽略热辐射的影响, 忽略火药燃气和摩擦热 2 个热源之间的相互作用; 烧蚀过程研究是基于状态开始或状态结束时刻对应材料的特性和金相结构。

坡膛及膛线始位置沿身管轴向 0~500 mm 膛线导转侧和非导转侧不同射弹数下的烧蚀量如图 6 和图 7 所示。可以看出, 烧蚀现象主要发生在自坡膛始位置沿身管轴向 50~200 mm, 整体呈现先迅速增加、再急剧下降的趋势, 烧蚀量峰值出现在自坡膛始位置沿身管轴向 100~150 mm, 和身管内膛温度峰值出现位置

基本一致。此外, 全寿命周期导转侧的烧蚀较非导转侧更为严重, 500 发弹时导转侧较非导转侧周向烧蚀量高 0.15 mm, 导转侧较非导转侧径向烧蚀量高 0.1 mm。究其原因, 弹炮耦合过程中导转侧较非导转侧受到弹丸的作用力更大, 身管弹丸相对运动产生的摩擦热和变形能更多, 由此造成导转侧热量累积更为严重, 相应的烧蚀量较非导转侧有所提高。此外, 无论是导转侧还是非导转侧, 身管膛线的径向烧蚀均比周向烧蚀大, 非导转侧径向烧蚀较周向磨损普遍高 0.6 mm, 导转侧径向烧蚀较周向烧蚀普遍高 0.5 mm。

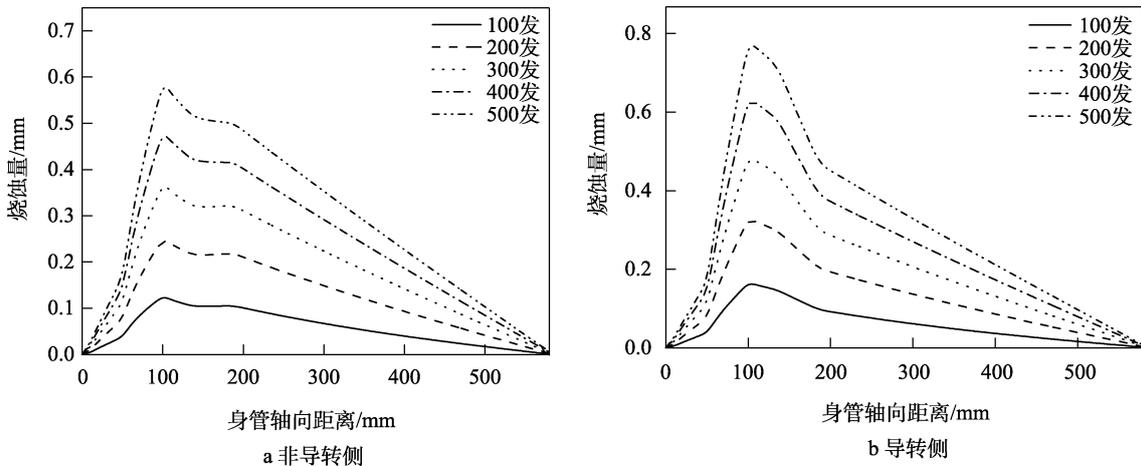


图 6 膛线起始部周向烧蚀
Fig.6 Circumferential erosion of the rifling: a) non-driving side; b) driving side

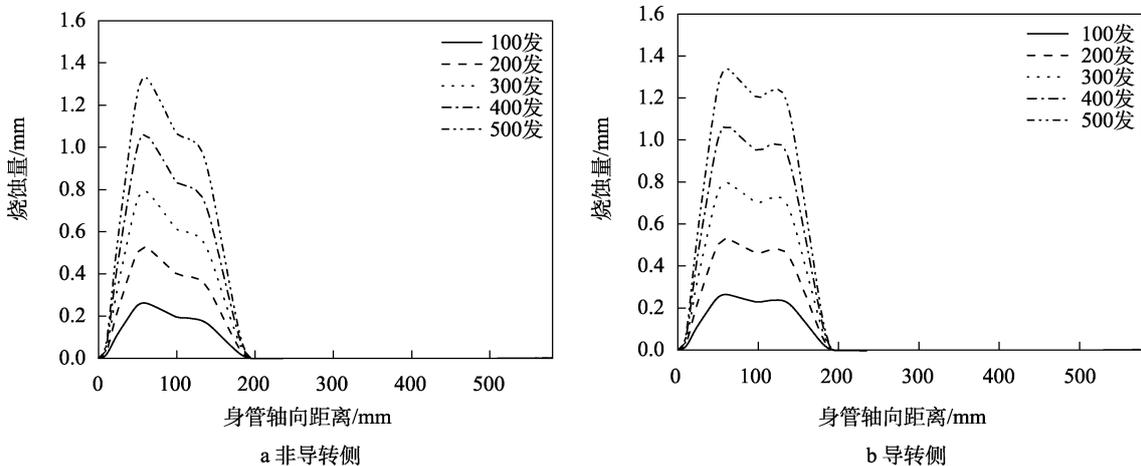


图 7 膛线起始部非导转侧径向烧蚀
Fig.7 Radial erosion of the rifling: a) non-driving side; b) driving side

2.3 基于自适应网格的身管机械磨损材料退化计算

在进行身管机械磨损数值计算之前, 作以下假设: 忽略火药燃气动力冲刷作用产生的材料磨损; 仅考虑烧蚀诱发的摩擦行为变化对机械磨损的影响。基于以上假设, 采用静态隐式节点偏移对身管内膛进行机械磨损分析。有限元模型主要包括身管、弹丸、弹带, 如图 8 所示。

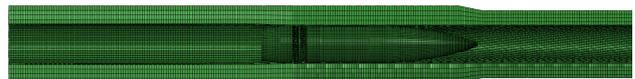


图 8 有限元模型
Fig.8 Finite element model diagram of artillery barrel

机械磨损数值计算需要对身管、弹丸、弹带材料进行定义, 其中身管弹丸材料参考表 1, 弹带材料见表 2。有限元计算的边界条件是以炮尾全约束为主的自由度限制。接触方式主要有 2 类, 其一是弹带与身

管之间的接触；其二是弹丸前定心和身管之间的接触。本文研究过程中认定前者为动压润滑接触，在数值计算过程主要通过变摩擦系数表征；后者属于冲击碰撞接触，在数值计算过程中主要基于 Herzt 接触理论表征。

表 2 弹带（黄铜）的 Johnson-Cook 本构模型参数
Tab.2 Johnson-Cook constitutive model parameters for the band

A/MPa	B/MPa	C	m	n	θ_m/K
90	292	0.025	1.09	0.31	1 356
d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	
0.54	4.89	3.03	0.014	1.12	

基于弹炮间隙动压润滑理论，以动压润滑摩擦（动压润滑摩擦系数约为 0.02）替换干摩擦计算得到的身管内膛表面接触压力分布规律如图 9 所示。可以看出，身管内膛表面接触压力分布呈现先迅速增长、后逐步下降的趋势，接触压力峰值接近 90 MPa。其中弹带挤进过程中膛线强烈的非线性切削作用是身管内膛表面接触压力迅速增长的主要原因。

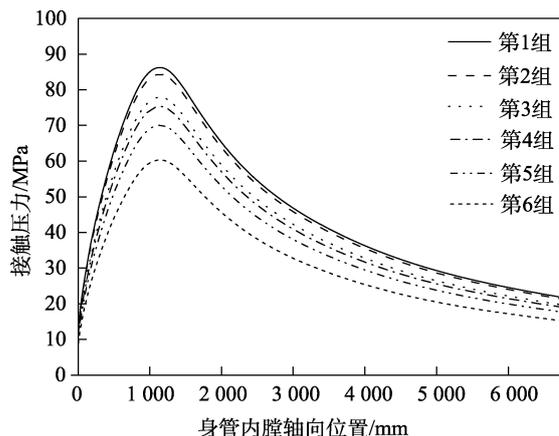


图 9 动压润滑摩擦内膛表面接触压力
Fig.9 Chamber pressure during dynamic pressure lubrication friction

膛线导转侧和非导转侧的机械磨损量如图 10 和图 11 所示。可以看出，身管导转侧较非导转侧机械磨损更为严重，膛线导转侧较非导转侧径向磨损普遍高 0.06 mm，膛线导转侧较非导转侧周向磨损普遍高 0.08 mm。此外，无论是导转侧还是非导转侧，身管

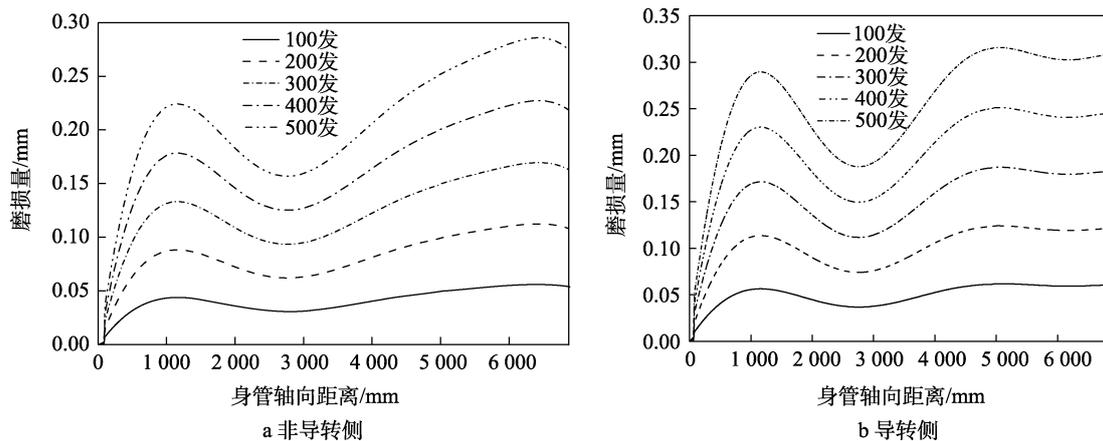


图 10 膛线径向磨损
Fig.10 Radial wear of the rifling: a) non-driving side; b) driving side

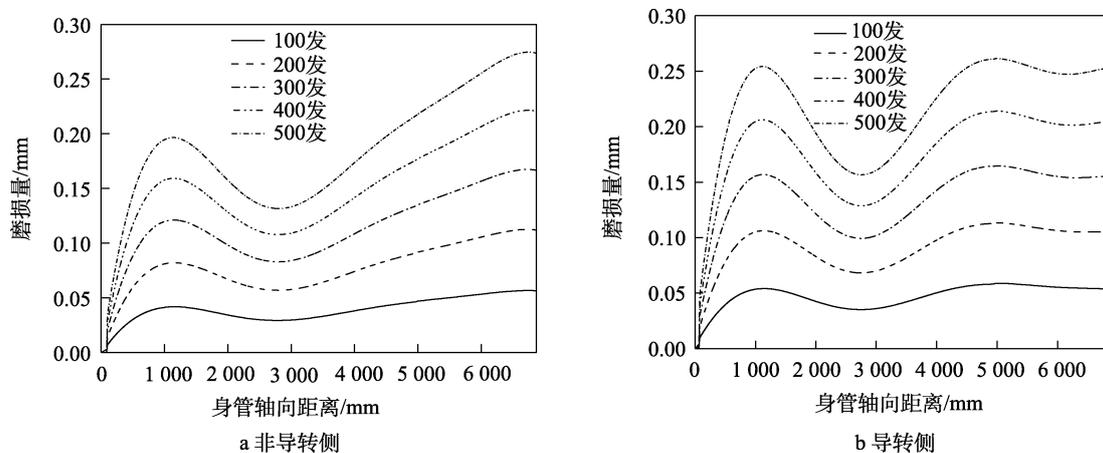


图 11 膛线周向磨损
Fig.11 Circumferential wear of the rifling: a) non-driving side; b) driving side

膛线的径向磨损均比周向磨损大, 非导转侧径向磨损较周向磨损普遍高 0.03 mm, 导转侧径向磨损较周向磨损普遍高 0.05 mm。

3 结论

1) 以身管弹丸摩擦副摩擦行为切入点, 考虑摩擦热对膛线烧蚀的贡献, 综合火药燃气和摩擦热 2 个热源, 推导了膛线烧蚀退化模型。

2) 考虑到高温相变临界条件下弹炮间隙的动压润滑接触, 以动压润滑摩擦替换传统的弹炮间隙干摩擦, 从而推导了膛线机械磨损退化模型。

3) 基于烧蚀退化模型和机械磨损退化模型, 通过数值计算方法求解了火炮身管烧蚀磨损材料的退化规律。数值计算结果显示, 烧蚀主要集中在膛线起始部, 磨损主要集中在炮口位置。500 发射击后, 坡膛及膛线起始部材料周向烧蚀量最高可达 0.8 mm, 径向烧蚀量最高可达 1.3 mm, 炮口位置材料周向磨损量最高可达 0.26 mm, 径向磨损量最高可达普遍可达 0.32 mm。

参考文献:

- [1] LEVY R A. Investigation of Chemically Vapor Deposited Tantalum for Medium Caliber Gun Barrel Protection[R]. Defense Technical Information Center, 2008.
- [2] WANG Dong-hui, WU Ze-ping, FEI Yang, et al. Structural Design Employing a Sequential Approximation Optimization Approach[J]. Computers & Structures, 2014, 134: 75-87.
- [3] MANGILI I, LASAGNI M, HUANG Ke-yuan, et al. Modeling and Optimization of Ultrasonic Devulcanization Using the Response Surface Methodology Based on Central Composite Face-Centered Design[J]. Chemometrics and Intelligent Laboratory Systems, 2015, 144: 1-10.
- [4] KOSZELA W, PAWLUS P, GALDA L. The Effect of Oil Pockets Size and Distribution on Wear in Lubricated Sliding[J]. Wear, 2007, 263: 1585-1592.
- [5] MONTGOMERY R S. Laser Treatment of Chromium Plated Steel[J]. Wear, 1979, 56(1): 155-166.
- [6] LAWTON B. Thermo-Chemical Erosion in Gun Barrels[J]. Wear, 2001, 251: 827-838.
- [7] SOPOK S, RICKARD C, DUNN S. Thermal-Chemical-Mechanical Gun Bore Erosion of an Advanced Artillery System Part Two: Modeling and Predictions[J]. Wear, 2005, 258(1/2/3/4): 671-683.
- [8] SUN Yu-jia, ZHANG Xiao-bing. Transient Heat Transfer of a Hollow Cylinder Subjected to Periodic Boundary Conditions[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2015, 137(5): 051303.
- [9] YANG Yu-zhao, ZHANG Xiao-yun, XU Cheng, et al. Dynamic Stress Analysis of Anisotropic Gun Barrel under Coupled Thermo-Mechanical Loads via Finite Element Method[J]. Latin American Journal of Solids and Structures, 2020, 17(1): e243.
- [10] ZHU J J, ZHENG L P, CAO Y X. Study on Ablation Wear of Gun[C]//Proceedings in 2nd International Conference on Materials Science, Machinery and Energy Engineering (MSMEE). Dalian: [s. n.], 2017.
- [11] COTE P J, RICKARD C. Gas-Metal Reaction Products in the Erosion of Chromium-Plated Gun Bores[J]. Wear, 2000, 241(1): 17-25.
- [12] CUI Tian-xiao, LI Jie, LIU Guang-sheng, et al. The Analysis of the Cannon Gun Tube Wearing Life Based on Random Using Condition[C]//Proceedings of the 3rd Annual International Conference on Electronics, Electrical Engineering and Information Science (EEEIS 2017). Guangzhou: Atlantis Press, 2017.
- [13] YOO S H, CHUNG D Y, OH M H, et al. Analysis of the Estimation of the Deflection and Hit Probability of a Gun Barrel of Next Infantry Fighting Vehicle[J]. Journal of the Korea Institute of Military Science and Technology, 2006, 9(3): 12-19.
- [14] LAWTON D B. The Influence of Additives on the Temperature, Heat Transfer, Wear, Fatigue Life, and Self Ignition Characteristics of a 155 mm Gun[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2003, 125(3): 315-320.
- [15] HIRVONEN J K, DEMAREE J D, MARBLE D K, et al. Gun Barrel Erosion Studies Utilizing Ion Beams[J]. Surface and Coatings Technology, 2005, 196(1/2/3): 167-171.
- [16] CHEN T C, LIU C C. Inverse Estimation of Time-Variied Heat Flux and Temperature on 2-D Gun Barrel Using Input Estimation Method with Finite-Element Scheme[J]. Defence Science Journal, 2008, 58(1): 57-76.
- [17] SHELTON S, BERGIES A. Study of Heat Transfer and Erosion IN Gun Barrels[R]. US Air Force Armament Laboratory Technical Report AFATL-TR-73-69, 1973.
- [18] XIN R C, TAO W Q. Analytical Solution for Transient Heat Conduction in Two Semi-Infinite Bodies in Contact[J]. Journal of Heat Transfer, 1994, 116(1): 224-228.
- [19] 李树立. 大口径火炮身管内膛磨损数值模拟与系统优化研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2019.
- [20] LI Shu-li. Numerical Simulation and System Optimization Research on Bore Wear of Large-Caliber Artillery Barrels[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2019.
- [20] CONROY P J, WEINACHT P, NUSCA M J. Parametric Erosion Investigation: Propellant Adiabatic Flame Tem-

- perature[J]. Defence Science Journal, 2002, 52(1): 77-85.
- [21] PAUL J C. Gun Tube Thermal Management[R]. USA: US Army Ballistic Research Laboratory, 1993.
- [22] 高付申, 邱文坚, 梁世超, 孙乐. 火炮身管寿命预测问题的研究[J]. 南京理工大学学报(自然科学版), 1997, 21(3): 229-232.
- GAO Fu-shen, QIU Wen-jian, LIANG Shi-chao, et al. Study on the Gun Tube Life Prediction[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 1997, 21(3): 229-232.
- [23] CONROY P J, LEVERITT C S, HIRVONEN J K, et al. The Role of Nitrogen in Gun Tube Wear and Erosion[R]. Defense Technical Information Center, 2006.
- [24] 曾志银, 高小科, 刘朋科, 等. 炮钢材料动态本构模型及其验证[J]. 兵工学报, 2015, 36(11): 2038-2044.
- ZENG Zhi-yin, GAO Xiao-ke, LIU Peng-ke, et al. Dynamic Constitutive Model of Gun Steel Material and Its Verification[J]. Acta Armamentarii, 2015, 36(11): 2038-2044.
- [25] 田桂军, 袁亚雄, 张小兵. 火炮寿命评估方法试验研究[J]. 南京理工大学学报(自然科学版), 2002, 26(6): 608-611.
- TIAN Gui-jun, YUAN Ya-xiong, ZHANG Xiao-bing. Test on Evaluating Method of Gun Life[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2002, 26(6): 608-611.
- [26] SOPOK S. Frist Computer Code for Predicting Thermochemical Erosion in Gun Barrel[R]. Technical Report ARCCB-TR-96015, 1996.

责任编辑: 刘世忠