

专题——火炮身管寿命关键技术研究

某40 mm挤进试验台架身管内壁载荷特征研究

李璟文¹, 李一凡¹, 郭浩², 付佳维^{1*}, 李延泽¹, 李泽龙¹

(1. 南京理工大学 机械工程学院, 南京 210094; 2. 辽宁庆阳特种化工有限公司, 辽宁 庆阳 111002)

摘要: **目的** 模拟研究弹带挤进过程大口径火炮身管的内壁载荷特性, 研制一个40 mm挤进试验台架, 通过揭示该试验台架身管内壁载荷的变化规律, 以证明台架能够获得与155 mm火炮近似的在挤进过程中身管内壁受到的弹带载荷。**方法** 通过销盘试验获得白铜弹带与身管之间的摩擦因数随接触正压力与滑移速率变化的关系, 利用最小二乘法拟合得到摩擦因数随接触正压力与滑移速率乘积变化的表达式, 提出弹丸挤进时期弹带与身管之间的接触摩擦模型。基于弹带本构模型与弹带身管摩擦模型, 建立台架的三维热力耦合挤进有限元模型, 并与试验测试得到的弹丸速度结果进行对比。**结果** 通过仿真计算得到挤进过程弹丸速度、身管内壁载荷、挤进阻力以及能量随时间的变化规律, 挤进结束时的弹丸速度约为60 m/s, 与台架的实测弹丸速度误差较小, 且台架的身管内壁载荷与文献中155 mm身管内壁载荷相近。**结论** 所提出的热力耦合有限元模型能够较好地计算40 mm挤进试验台架的弹带挤进过程, 且该台架具备实验室模拟155 mm火炮弹带挤进过程的身管内壁载荷的能力。

关键词: 挤进过程; 弹炮耦合; 身管内壁载荷; 摩擦磨损试验; 热力耦合; 挤进台架; 有限元分析

中图分类号: TJ301

文献标志码: A

文章编号: 1672-9242(2025)01-0001-10

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2025.01.001

Loading Characteristics of Inner Wall of 40 mm Engraving Testbed

LI Jingwen¹, LI Yifan¹, GUO Hao², FU Jiawei^{1*}, LI Yanze¹, LI Zelong¹

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. Liaoning Qingyang Special Chemical Co., Ltd., Liaoning Qingyang 111002, China)

ABSTRACT: The work aims to simulate and study the loading characteristics of the inner wall of large caliber artillery barrels during the rotating band engraving process, develop a 40 mm engraving testbed, and reveal the variation of inner wall loading of the barrel provided by the testbed, so as to prove that the testbed can obtain a similar loading value applied on the barrel inner wall by the rotating band during the engraving process of 155 mm artilleries. The relationship of the friction coefficient between the cupronickel band and the barrel gun and friction parameters including normal pressure and slip speed was obtained through a friction test system. The expression of the friction coefficient as a function of the product of contact normal pressure and slip speed was fitted using the least squares method, and a contact friction model between the band and barrel during the projectile engraving process was proposed. A three-dimensional thermomechanical coupling finite element model of the testbed was es-

收稿日期: 2024-10-30; 修订日期: 2024-12-02

Received: 2024-10-30; Revised: 2024-12-02

基金项目: 国家自然科学基金 (U2141246, 11702137)

Fund: The National Natural Science Foundation of China (U2141246, 11702137)

引文格式: 李璟文, 李一凡, 郭浩, 等. 某40 mm挤进试验台架身管内壁载荷特征研究[J]. 装备环境工程, 2025, 22(1): 1-10.

LI Jingwen, LI Yifan, GUO Hao, et al. Loading Characteristics of Inner Wall of 40 mm Engraving Testbed[J]. Equipment Environmental Engineering, 2025, 22(1): 1-10.

*通信作者 (Corresponding author)

established according to the constitutive model of the band and the band-barrel friction model. The predicted projectile velocity was compared with experimental tests. The variations of projectile velocity, loading on the inner wall of the barrel, engraving resistance and energy with time during the engraving process were obtained from simulation calculations. The projectile velocity after engraving in the testbed was about 60 m/s, whose error was small compared with the measured value. Moreover, the inner wall loading of the barrel in the testbed was similar to the inner wall loading of a 155 mm barrel in the literature. The thermomechanical coupling finite element model proposed in this paper can effectively calculate the projectile engraving process of the 40 mm testbed, and the testbed has the ability to simulate the loading characteristics of the barrel inner wall of 155 mm artilleries during the projectile engraving process in the laboratory.

KEY WORDS: engraving process; projectile-barrel coupling; inner wall loading of barrel; friction and wear test; thermomechanical coupling; engraving testbed; finite element analysis

火炮身管寿命是火炮武器系统的关键指标^[1]。射击时,在火药燃气和弹带的共同作用下,身管内壁受到“热-力-化学”因素的综合作用,逐渐发生损伤,达到一定程度时,弹道性能急剧下降,寿命终止^[2-3]。研究表明,身管膛线起始部损伤最为严重,该位置不仅受到高温燃气的烧蚀作用,也受到弹带挤进过程剧烈的摩擦作用,两者相互耦合^[4],使得身管损伤的研究非常困难。为了克服实弹射击无法解耦燃气和弹带的耦合作用,实现挤进过程身管内壁载荷特性的独立研究,笔者课题组研制了一种隔离燃气的40 mm挤进试验台架。通过合理设定台架的火药装填密度,设计弹带-身管样件配合结构,能够模拟不同工况下的弹带挤进特性,试验及测试也更为便捷。本文通过模拟计算和试验测试的手段,不仅验证了挤进模型的准确性,且说明挤进试验台架能够模拟配备有52倍浅膛线身管的某型外贸155 mm火炮弹带挤进过程弹带对身管内壁的载荷特性。

挤进时期弹带与身管之间的接触摩擦处于一种高温、高速以及高接触压力的恶劣工况^[5],且摩擦表面伴随着氧化、相变、熔化等一系列组织结构的变化^[6]。目前,学者们对弹带身管之间接触摩擦特性的研究主要从试验与理论2个方面展开。试验研究方面,早期, Montgomery^[7-9]研究发现,随着接触面之间正压力与滑移速率乘积的增大,钢和铜间的摩擦因数减小。胡慧斌等^[10]通过销盘试验发现,钢和黄铜的摩擦因数在中等滑动速度和接触压力范围内对其变化极为敏感。高文等^[11]研究发现,2种典型身管用钢的摩擦因数主要受到摩擦过程中所生成摩擦氧化物的影响,而对温度变化的敏感性较低。徐张等^[12]研究发现,滑动速度对炮钢销摩擦因数和磨损量的影响较大,且滑动速度较大时所产生的铜磨屑与炮钢磨屑会严重影响炮钢销的摩擦磨损性能。上述试验研究主要探讨了钢和弹带材料之间摩擦因数的变化规律,揭示了接触压力、滑动速度以及摩擦过程中生成物对摩擦行为和磨损性能的显著影响。理论模型研究方面, Matsuyama^[13]基于非稳态传热方程提出了弹带熔化磨损理论模型,并通过与试验数据进行对比证明了模型的准确性。

Ettles^[14]认为,弹带在挤进过程中所产生的摩擦热会使弹带发生熔化。Stiffler^[15]基于流体动力学,获得了弹带表面熔化液膜的摩擦因数为0.026。邹利波等^[16-17]针对弹丸挤进过程提出了一种综合考虑接触压力、滑移速度以及连发射击时温度升高导致弹带表层熔化的摩擦模型。Li等^[18-19]通过半密爆试验研究了火药燃气对身管内壁的热-化学烧蚀过程,并提出了热-化学烧蚀模型。通过计算发现,身管的质量损失随着膛内温度的升高呈指数增长,随火药的腐蚀性呈线性增长。上述理论研究主要围绕弹带熔化磨损、摩擦热生成及热-化学烧蚀等现象,提出了多个综合考虑接触压力、滑移速度及温度效应的摩擦模型,并通过试验对模型的准确性进行验证,进一步揭示了摩擦热、燃气腐蚀等因素对火炮性能的影响。

随着火炮技术向着更高初速、更大威力等方向不断发展,传统的经典内弹道模型,因其忽略了弹丸挤进过程中的复杂动态效应,已无法满足现代研究的需求。近年来,越来越多的研究者开始将目光聚焦于弹丸挤进过程,深入研究这一关键阶段的力学特性与热-力-化学耦合作用。孙全兆等^[20]通过有限元计算发现,弹带动态挤进阻力变化规律与经典理论中准静态模型的差别较大,且挤进结束时的膛压也比经典内弹道大得多,但忽略了弹带身管摩擦热对挤进过程的影响。李森等^[21-22]通过对比热力耦合挤进模型与绝热挤进模型,证明了热力耦合计算的重要性,但并没考虑弹带刻槽过程中材料的损伤失效行为。程申申等^[23]通过将弹丸挤进模型与内弹道过程进行耦合,发现当弹带的宽度过大时,膛压和挤进阻力会显著增加。刘欢等^[24]基于FEM-SPH耦合算法,对不同膛线类型下弹带身管之间的作用力进行了研究,对比实测数据发现,等齐浅膛线身管可以在一定程度上减少磨损。郭俊行等^[25]对弹带挤进过程中等效应力、应力三轴度、罗德参数、等效塑性应变、温度和损伤变量的分布规律进行了研究,但并没有将内弹道模型与挤进过程进行耦合。Zhu等^[26]为准确描述弹丸挤进过程,通过高温分离式霍普金森杆试验,构建了黄铜弹带的本构关系,并且在各工况下的误差均小于5%。李一凡等^[27]

研究了不同内膛结构下身管内壁载荷的变化规律, 并提出了一种基于身管寿命的内膛结构设计方法。

为了验证该 40 mm 挤进试验台架可以模拟某型 155 mm 火炮弹带挤进过程身管内壁载荷特性, 本文利用有限元法研究了火药射击条件下试验台架的身管内壁载荷规律。首先, 对弹带和身管之间的摩擦特性进行了试验研究, 建立了弹-炮材料摩擦模型, 并与弹带动态本构模型、挤进过程大变形算法等综合后, 形成了弹带挤进动力学模型。然后将该模型分别用于挤进试验台架和 155 mm 火炮, 计算获得了挤进运动规律和身管内壁载荷特性。最后通过测试台架的弹丸挤进速度验证了模型的准确性, 通过对比试验台架和 155 mm 火炮的内壁载荷峰值, 说明了 40 mm 挤进试验台架具备模拟某型 155 mm 火炮弹带挤进过程中身管内壁载荷特性的能力。

$$\mu = \begin{cases} 0.4(\sigma_N \cdot v < 0.714 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.6017 - 0.315 \times 10^{-9}(\sigma_N \cdot v) + 0.0447 \times 10^{-18}(\sigma_N \cdot v)^2 (0.714 \text{ GPa} \cdot \text{m/s} < \sigma_N \cdot v < 2.143 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.223 - 0.04946 \times 10^{-9}(\sigma_N \cdot v) + 0.0348 \times 10^{-18}(\sigma_N \cdot v)^2 (2.143 \text{ GPa} \cdot \text{m/s} < \sigma_N \cdot v < 4.286 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.1408 - 0.01844 \times 10^{-9}(\sigma_N \cdot v) + 0.00071 \times 10^{-18}(\sigma_N \cdot v)^2 (4.286 \text{ GPa} \cdot \text{m/s} < \sigma_N \cdot v < 12.888 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.021(\sigma_N \cdot v > 12.888 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \end{cases} \quad (1)$$

式中: σ_N 为弹带身管接触面的正压力; v 为相对滑动速度。表达式中将较低工况下的摩擦因数均视为 0.4, 这与实际情况不完全一致, 为了更准确地描述这一区间内摩擦因数的变化规律, 本文通过销-盘摩擦试验, 拟合出在较低工况下正压力与相对滑动速度的乘积和摩擦因数之间的关系式。这一新的表达式将用于完善式 (1) 中第一段的描述。

1.1 试验设备及材料

本文所使用的销-盘式摩擦试验机的最大试验力为 10 000 N, 主轴转速范围为 5~3 000 r/min, 转化为线速度为 0.006~3.81 m/s。该试验机可实现自动加载、卸载, 并实时显示试验力、转速、切向力与摩擦因数。试验前, 先使用波纹测量仪对销和盘的表面粗糙度 Ra 进行测量, 以确保其表面粗糙度与现役身管和弹带的表面粗糙度保持一致, 并记录其试验之后的表面粗糙度变化。试验过程中, 先使用杠杆系统施加载荷, 使销与盘接触, 随后控制主轴带动盘以一定转速进行旋转, 并利用传感器记录下摩擦副之间的摩擦力矩, 结合所施加的法向载荷与销的旋转半径即可计算出摩擦因数。摩擦试验系统实物与原理如图 1 所示。销

1 弹带身管摩擦试验研究

CrNiMo 钢因其优异的力学性能, 广泛应用于军工领域。本文所进行的试验中使用的是典型火炮身管用钢——32CrNi3MoVE。在弹丸膛内运动过程中, 身管内膛表面会遭受高温、高压的恶劣工况影响, 造成损害^[28]。主要的破坏形式有 2 种: 火药燃气引起的烧蚀, 弹带造成的切割和摩擦。尽管火药燃气烧蚀的问题已有大量研究, 但对弹带切割和摩擦的研究相对较少^[29]。这主要是因为火炮发射时的高速、高温和高压工况难以用现有的试验设备进行全面模拟。

早期, 周彦煌等^[30]通过分析 Montgomery 公布的弹带-身管材料的销-盘试验数据, 对摩擦因数与正压力和相对滑动速度乘积之间的关系进行了拟合, 得到了摩擦因数表达式:

盘试件与试验机配套, 上试件与 3 个销装配, 下试件为盘, 盘内径为 8 mm, 外径为 41 mm, 距圆心 35 mm 处对称分布有 2 个直径 4.5 mm 的通孔, 用作与油盒连接, 便于固定于试验机上。试验采用与膛线相同的材料 32CrNi3MoVE 钢作为盘试件, 销试件则选用 155 mm 火炮弹带材料 B5 白铜。钢的化学成分见表 1。

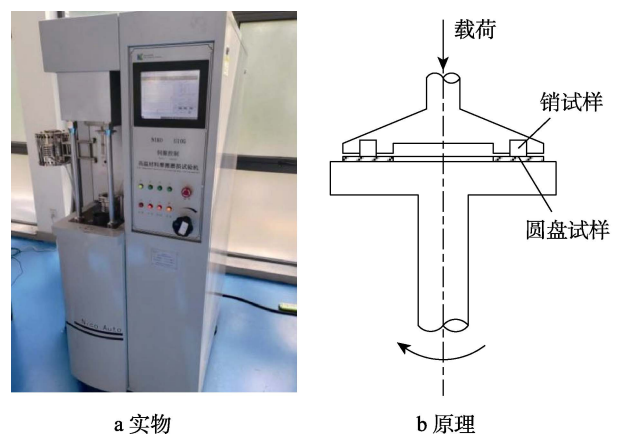


图 1 摩擦试验系统实物与原理
Fig.1 Specimen and schematic diagram of friction test system

表 1 32CrNi3MoVE 钢的化学成分
Tab.1 Chemical composition of 32CrNi3MoVE steel

化学元素	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	V	Cu	S	P
质量分数/%	0.32	0.65	0.20	0.61	3.36	0.59	0.21	0.12	0.002	0.010

1.2 试验方案设计

试验设计方面,采用的销试件直径为 4 mm, 3 个试件为 1 组, 上试件与下试件的接触面积为 $3.77 \times 10^{-5} \text{ m}^2$ 。试验中, 在摩擦磨损试验机上对试件施加压力, 从 2 000~4 500 N 中选取多个值(对应压强为 53~119.3 MPa), 施加稳定压力进行测量。在进行摩擦磨损试验前后, 使用电子天平和波纹度测量仪, 分别对上、下试样的质量和表面粗糙度进行测量, 并记录。试验机主轴转速范围为 5~3 000 r/min, 折合线速度为 0.006~3.809 m/s。在实际试验中, 压力较小时, 转速过高会导致主轴晃动过大; 压力较大时, 试验机无法带动高转速。因此, 试验设计选取转速 5~200 r/min 分别进行测量, 对应滑动线速度为 0.006~0.251 m/s。试验时, 采用摩擦磨损试验机的力传感器测量切向摩擦力, 并结合所设定的法向压力通过计算即可得到摩擦因数。

1.3 摩擦因数拟合

试验中白铜与炮钢进行干摩擦, 二者接触表面会迅速产生大量的摩擦热, 而摩擦热大量积聚, 导致表面温度快速上升。本试验中的工况均未达到白铜的屈服应力, 但每次试验完, 白铜销均有不同程度的变形。曾有研究表明, 在高温环境下进行的金属之间的摩擦磨损试验中, 滑动速度较低的金属之间产生了严重的黏着, 而这种黏着磨损情况导致其摩擦因数会超过 1^[31]。本文进行的试验中, 滑动速度均较低, 因此也观察到了明显的黏着现象。为了尽可能减小误差, 确定不同工况下的摩擦因数, 在对 B5 白铜与 32CrNi3MoVE 炮钢的干摩擦磨损试验结果进行处理时, 选取其试验得到的各工况摩擦因数曲线中第一段平稳段, 视该段的平均值为该工况下的摩擦因数。由此, 可以得到不同工况下的摩擦因数见表 2。

表 2 不同工况下的摩擦因数

Tab.2 Friction coefficients under different working conditions

转速/ (r·min ⁻¹)	接触压力/N					
	2 000	2 500	3 000	3 500	4 000	4 500
5	0.275	0.225	0.22	0.21	0.175	0.225
10	0.275	0.26	0.2	0.175	0.15	0.3
20	0.3	0.19	0.16	0.29	×	×
50	0.275	0.13	0.325	0.325	×	×
100	0.16	0.19	0.275	0.35	×	×
200	0.275	0.3	0.325	0.325	×	×

通过对表 2 得到的数据进行分析可以发现, 摩擦因数与接触压力和相对滑动速度的乘积之间符合对数函数的变化规律, 故设其式为:

$$\mu = C_1 \ln(C_2 \cdot \sigma_N \cdot v + C_3) + C_4 \quad (2)$$

式中: C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 是待确定的参数。

使用非线性最小二乘法拟合, 寻找最优的待定参数组合。曲线的拟合过程如下:

1) 定义拟合函数。首先选择一个适当的拟合函数形式(式(2))作为拟合函数。

2) 选择初始参数猜测值。对于拟合函数中的参数 C_1 、 C_2 、 C_3 、 C_4 , 初始的猜测值均设置为 1。

3) 优化参数。使用非线性最小二乘法优化算法, 寻找使得拟合函数与观测数据最匹配的参数组合。

4) 评估拟合质量。评估拟合曲线与原始数据的拟合质量, 考虑拟合优度、残差平方和。其中, 拟合优度则反映了拟合曲线对观测数据的解释程度, 而残差平方和衡量了拟合曲线与观测数据之间的差异程度。

5) 输出结果。输出最优参数组合和拟合函数表达式。

拟合结果如图 2 所示, 经计算得出残差平方和 R^2 为 0.885, 表明拟合结果具有较高的可信度, 具体表达式见式(3)。

$$\mu = 0.02 \ln(3.24 \sigma_N \cdot v + 1.02 \times 10^{-5}) + 0.21, \quad (3)$$

$$\sigma_N \cdot v < 0.714 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}$$

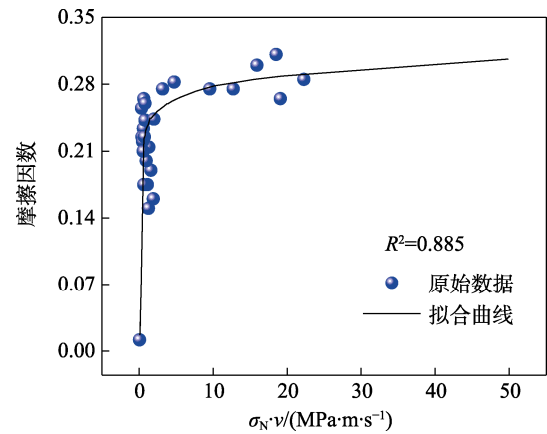


图 2 摩擦因数拟合结果

Fig.2 Fitting result of friction coefficients

以式(3)代替式(1)中第一段摩擦因数的表达式得到式(4):

$$\mu = \begin{cases} 0.02 \ln(3.24 \sigma_N \cdot v + 1.02 \times 10^{-5}) + 0.21, & (\sigma_N \cdot v < 0.714 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.6017 - 0.315 \times 10^{-9} (\sigma_N \cdot v) + 0.0447 \times 10^{-18} (\sigma_N \cdot v)^2, & (0.714 \text{ GPa} \cdot \text{m/s} < \sigma_N \cdot v < 2.143 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.223 - 0.04946 \times 10^{-9} (\sigma_N \cdot v) + 0.0348 \times 10^{-18} (\sigma_N \cdot v)^2, & (2.143 \text{ GPa} \cdot \text{m/s} < \sigma_N \cdot v < 4.286 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.1408 - 0.01844 \times 10^{-9} (\sigma_N \cdot v) + 0.00071 \times 10^{-18} (\sigma_N \cdot v)^2, & (4.286 \text{ GPa} \cdot \text{m/s} < \sigma_N \cdot v < 12.888 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \\ 0.021, & (\sigma_N \cdot v > 12.888 \text{ GPa} \cdot \text{m/s}) \end{cases} \quad (4)$$

2 挤进有限元模型

2.1 挤进过程身管受力分析

弹丸挤进过程中, 身管的损伤是由弹带的挤压剪切与火药燃气的烧蚀冲刷效应耦合作用引起的。目前, 火药燃气对身管烧蚀作用的研究已经取得了较为深入的成果, 而关于弹带的摩擦作用对身管损伤影响的研究相对较为薄弱。由于弹带挤进身管过程中, 身管内壁在法向应力与切向应力的共同作用下, 导致材料表面发生剪切滑动, 进而引起摩擦和磨损, 且切向应力可由法向应力与摩擦因数的乘积计算得出, 因此本文参考文献[27]所引入的“身管内壁载荷”这一概念, 用以表示弹带与身管接触区域上的平均法向应力, 如图 3 所示。

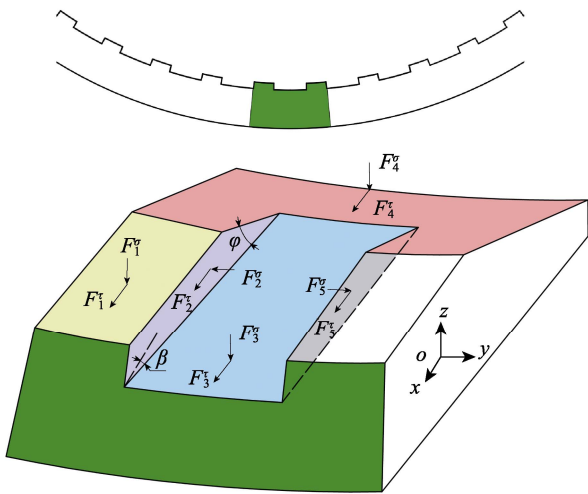


图 3 挤进过程身管受力示意图
Fig.3 Diagram of forces on inner wall of barrel during engraving process

将身管在各个接触面的受力由法向应力 σ 和切向应力 τ 来表示。

$$F_i^\sigma = \int_{S_i} S_i \sigma_i dS_i, F_i^\tau = \int_{S_i} S_i \tau_i dS_i \quad (5)$$

式中: $i=1\sim 5$; F_i^σ 为法向应力对接触面积的积分; S_i 为接触面积; σ_i 为法向应力; F_i^τ 为切向应力对接触面积的积分; τ_i 为切向应力。

本文所考虑的身管内壁载荷 σ_z 则由 F_1 、 F_3 、 F_4 、 S_1 、 S_3 、 S_4 所表示。

$$\sigma_z = \frac{F_1^n + F_3^n + F_4^n \cos \varphi - F_4^t \sin \varphi}{S_1 + S_3 + S_4} \quad (6)$$

2.2 基本假设

- 1) 假设身管与弹丸是刚性体, 忽略其变形。
- 2) 忽略弹前空气阻力和激波对挤进过程的影响。
- 3) 假设弹带没有初始应力和变形, 即不考虑卡膛过程。

- 4) 忽略弹丸与弹带的重力对挤进过程的影响。
- 5) 忽略身管的后坐运动。

2.3 有限元网格的划分

研究对象为图 4 所示的某 40 mm 口径挤进试验台架。该台架通过发射药燃烧产生的压力作用于弹底推动弹带挤入膛线, 获得与真实火炮射击过程类似的弹丸挤进加速度, 但通过结构设计隔绝了燃气对身管的烧蚀作用, 实现了身管内壁燃气载荷与弹带载荷的解耦。有限元模型由参与挤进过程的弹丸、弹带与身管样件组成, 弹丸与弹带的质量为 1.489 kg。采用 C3D8RT 热力耦合单元对其进行网格划分, 弹带网格进行细化, 单元尺寸为 0.3 mm, 整个挤进模型网格单元个数为 347 278, 节点单元个数为 413 616。弹带、身管以及装配后的有限元网格模型如图 5 所示。在仿真过程中, 为了避免因弹带发生显著变形而导致的计算失败, 模型采用了 ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) 自适应网格技术来有效控制单元网格的变形。



图 4 挤进台架
Fig.4 Engraving testbed

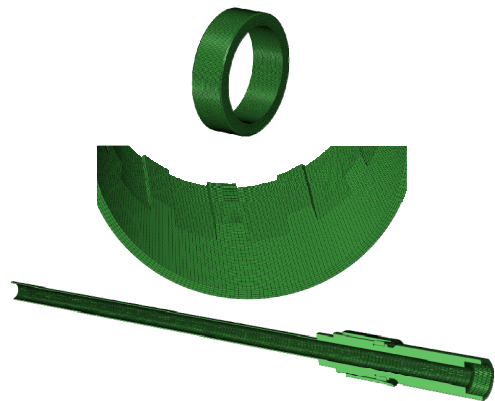


图 5 挤进台架有限元网格模型
Fig.5 FE model of engraving testbed

2.4 材料模型

考虑到弹带在挤进过程中会经历塑性变形和损伤失效行为, 本文采用 Johnson-Cook 本构模型来描述弹带材料在高温下的动态力学性能, 其形式见式 (7)。

$$\sigma_{eq} = \left(A + B \varepsilon_p^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (7)$$

式中: σ_{eq} 为流动应力; ε_p 为塑性应变; A 、 B 、 C 、

n 、 m 为本构模型的材料参数； $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率； T 、 T_r 和 T_m 分别为试验温度、室温和材料的熔点。

用式(8)来描述弹带在挤进过程中的损伤失效行为，其中 ϵ_f 为损伤起始应变，与应力三轴度 σ^* 、应变率 $\dot{\epsilon}$ 和温度 T 有关， $D_1 \sim D_5$ 为材料断裂失效参数。

$$\epsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*) \right] \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (8)$$

材料的失效准则由式(9)进行判断。随着累计塑性应变的增加，当 $D=1$ 时，单元失去承载能力，失效单元将从仿真中删除。

$$D = \sum \Delta \bar{\epsilon}_p / \epsilon_f = 1 \quad (9)$$

本文所采用的白铜弹带材料的本构参数见表3，热物性参数如图6所示。

2.5 摩擦模型

在弹丸挤进过程中，弹带与身管之间的接触摩擦模型采用了本文提出的式(4)。在有限元仿真中，摩擦因数的计算流程如图7所示。具体来说，通过调用子程序 VFRIC_COEF，在每个增量步中，提取弹带与身管接触面之间的接触表面正压力 σ_N 和相对滑移速度 v 。然后，通过计算二者的乘积，得到对应的摩擦因数，并将该摩擦因数返回至有限元模型中，用于后续的接触分析。

表3 弹带材料本构参数

Tab.3 Constitutive parameters of rotating band material

A/MPa	B/MPa	C	n	m	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
126.65	774.21	0.72	0.007	1.33	0.54	4.89	-3.03	0.014	1.2

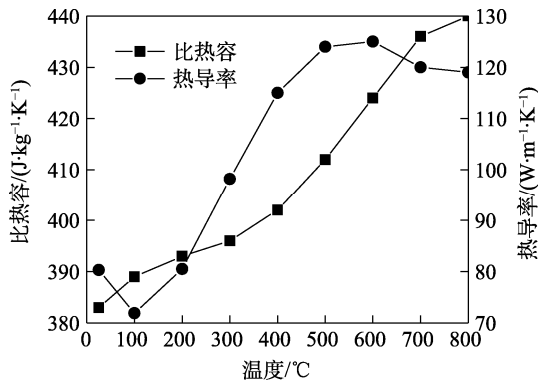


图6 弹带材料热物性参数

Fig.6 Thermal properties of rotating band material

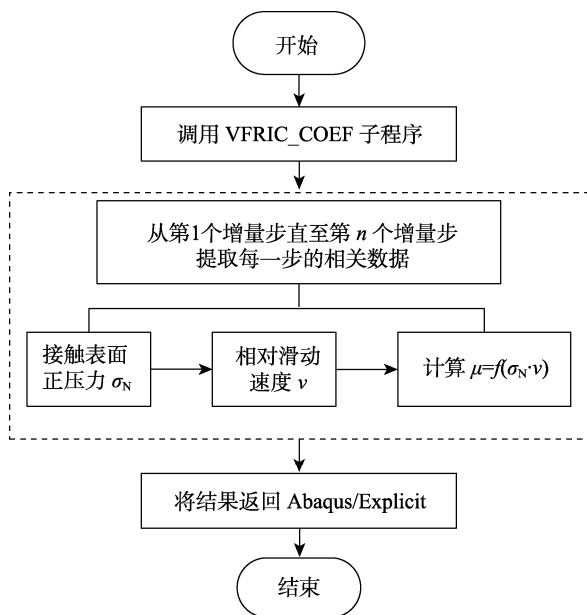


图7 摩擦因数计算流程

Fig.7 Calculation flow of friction coefficient

2.6 载荷及边界条件

试验台架是为了模拟155 mm火炮挤进过程身管内壁载荷工况，而不是内弹道全过程。计算表明，155 mm火炮挤进结束时的膛压约为200 MPa^[27]。论文计算并测试了不同装填密度对应的膛压曲线，获得了不同的身管内壁载荷，最终选择与155 mm火炮身管内壁载荷峰值相近的压力曲线，其实测结果如图8所示。其他边界条件为身管全固定约束，弹带与弹丸采用节点绑定约束。接触方面设置弹带与身管内膛的接触以及弹带单元的自接触。

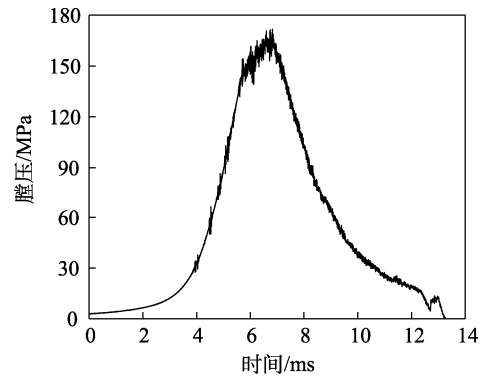


图8 弹底压力曲线

Fig.8 Pressure curve applied on bottom surface of projectile

3 仿真结果分析

为研究挤进过程中弹带的塑性变形情况，提取其等效应力变化历程如图9所示。可以看出，随着弹丸的不断挤进，弹带的塑性变形量逐渐增大，最终达到失效应变并形成刻槽。3 ms时，膛内达到弹丸的启动

压力, 弹丸开始运动。在 4.5 ms 时, 弹带在膛膛以及膛线起始部的挤压下已经开始进行刻槽。至 6.1 ms, 弹带已经完成大部分刻槽, 此时由于弹带材料的应变

与应变率强化效应, 导致弹带材料的等效应力达到峰值 644 MPa, 同时弹丸挤进阻力也达到峰值。6.8 ms 时, 挤进终了, 弹带刻槽完成。

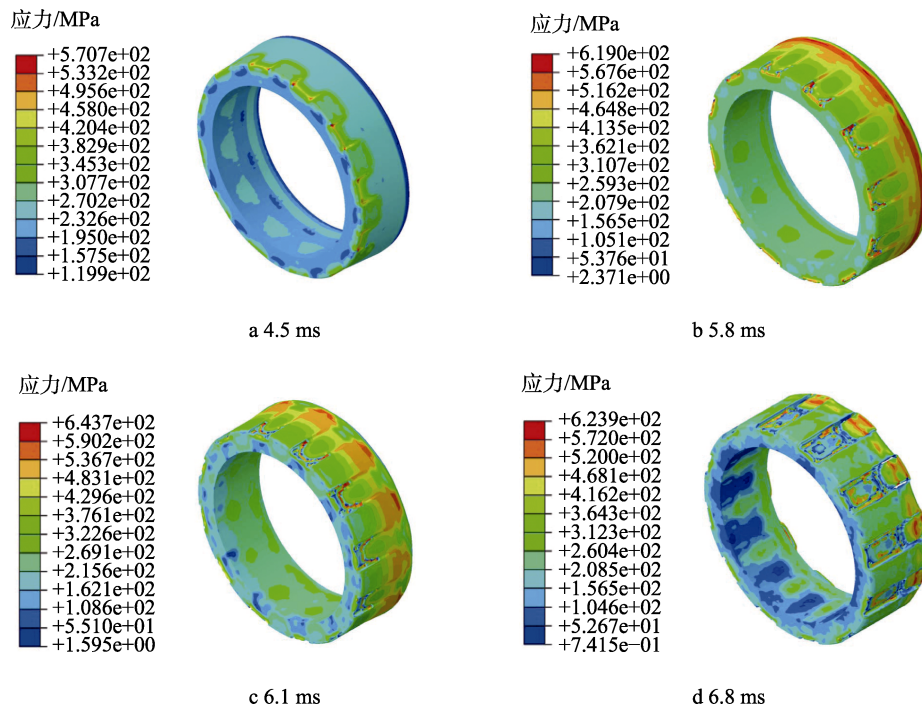


图 9 弹带应力变化云图
Fig.9 Von Mises stress contour of rotating band

利用高速摄影对弹丸的运动过程进行记录与测试, 并将射击试验回收后的弹带与仿真计算结果进行对比, 如图 10 所示。可以看出, 有限元仿真计算所得到的弹带表面形貌与试验回收的弹带形貌基本一致。试验测试得到的弹丸速度与仿真结果所预测的弹丸速度, 以及某型外贸 155 mm 火炮的弹丸速度变化规律如图 11 所示。其中, 155 mm 火炮配备了 52 倍浅膛线身管, 155 mm 底凹弹。从图 11 中可以看出, 40 mm 挤进试验台架的仿真速度经历了 3 次显著变化, 前 2 次变化均源于弹底压力未能充分克服挤进阻力, 从而无法推动弹丸继续前进。第 1 次变化发生在 0~1.42 ms。期间膛压逐步升高, 弹带与身管装配位置之间的空隙逐渐消失, 直至弹带抵达膛线起始部, 挤进阻力达到 14.43 kN。然而, 由于膛压仍较低, 未能继续克服阻力, 导致弹丸速度逐渐下降并最终归 0。第 2 次速度变化发生在 2.96~4.81 ms, 2.96 ms 时, 膛压上升至 12.81 MPa, 弹带克服初期阻力并开始挤进。然而, 随着弹带材料的塑性流动, 弹带与膛线之间的挤压作用加剧, 挤进阻力迅速攀升至 76.55 kN。尽管膛压有所增加, 但仍不足以继续推动弹丸, 导致弹丸速度再次下降至 0。第 3 次速度变化发生于 5.31 ms, 随着火药的燃烧, 膛压急剧上升至 90.08 MPa, 弹丸克服 76.55 kN 的阻力再次挤进, 且速度逐步加快。在 6.82 ms 时, 弹带完全挤进全深膛线, 挤进终了,

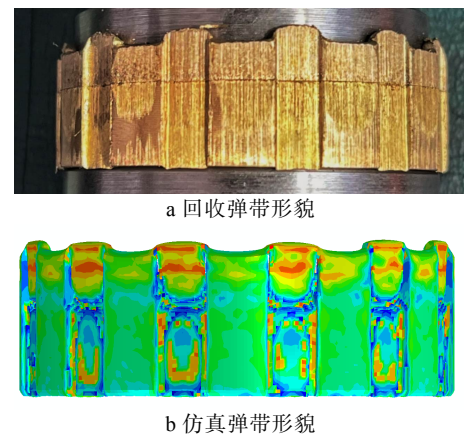


图 10 试验和仿真弹带形貌对比
Fig.10 Comparison of experimental and simulated rotating band morphology: a) morphology of recycled rotating band; b) morphology of simulated rotating band

速度达到 59.78 m/s。实测挤进结束时的速度为 61.39 m/s, 仿真结果与实测误差为 2.6%。与 155 mm 火炮相比, 40 mm 挤进试验台架的速度上升趋势更为迅速, 但在挤进结束时, 其速度仍低于 155 mm 火炮的 89.37 m/s。

仿真得到的挤进阻力变化规律如图 12 所示。分析图 12 可知, 随着弹丸速度的不断升高, 弹带逐渐挤入膛线, 当弹带与身管接触面积达到最大时, 挤进阻力达到峰值 207.57 kN。此时, 弹带表面温度较高,

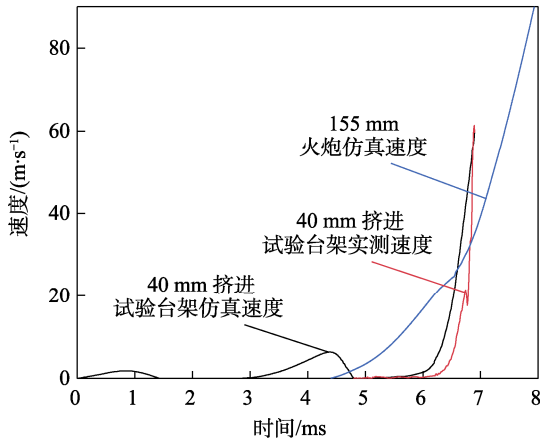


图 11 弹丸速度变化规律

Fig.11 Variation of projectile speed versus time

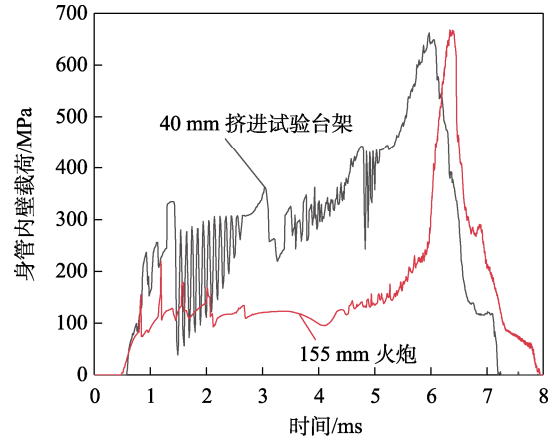


图 13 身管内壁载荷变化规律

Fig.13 Variation of inner wall loading of barrel versus time

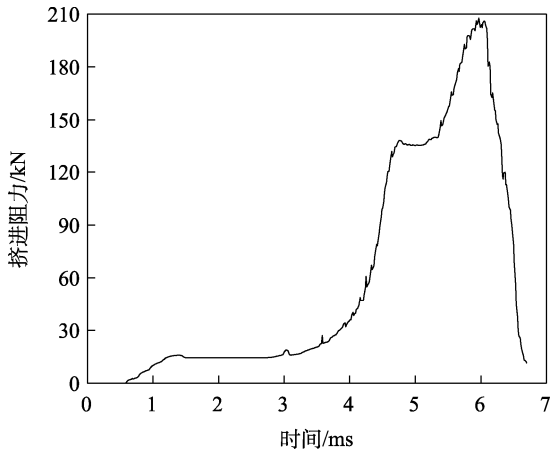


图 12 挤进阻力变化规律

Fig.12 Variation of engraving resistance versus time

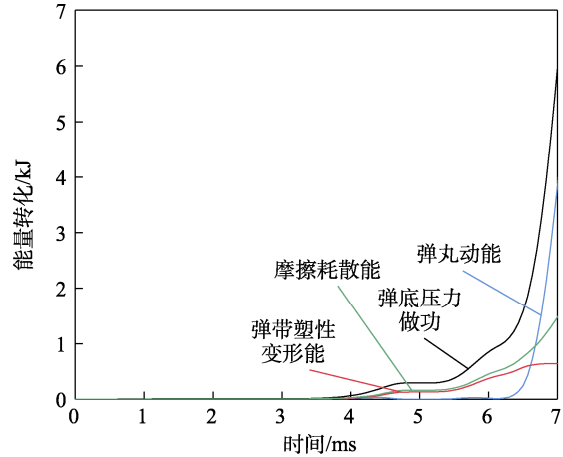


图 14 能量变化规律

Fig.14 Variation of energy versus time

材料软化效应超过应变与应变率强化效应,导致其承载能力降低,随后挤进阻力开始下降。6.8 ms 时,弹带完全挤入全深膛线,挤进阻力下降至 11.24 kN。

仿真得到的身管内壁载荷随时间变化规律如图 13 所示。曲线表明,随着膛压的升高,弹带抵住坡膛,此时身管内壁载荷由坡膛处所受法向应力与切向应力在垂直方向上的矢量和所提供。5.2 ms 之后,由于弹丸速度迅速升高,身管内壁载荷上升速度加快。至 5.97 ms,身管内壁载荷达到峰值 662.56 MPa。此时弹带与身管的接触面积达到最大,随后弹带完全刻槽,身管内壁载荷下降至 117.25 MPa。通过对比试验台架和 155 mm 火炮挤进过程的身管内壁载荷峰值可以看出,该试验台架可以模拟并建立与 155 mm 火炮相似的内壁载荷环境。

挤进过程中弹底压力做功、弹丸动能、弹带塑性变形能以及摩擦耗散能随时间的变化规律如图 14 所示。可以看出,由于挤进初期膛压较小,弹丸速度变化不明显,所以弹丸动能、弹带塑性变形能以及摩擦耗散能基本不变,随着膛压的升高,弹底压力做功大部分转化成摩擦耗散与弹带塑性变形能。在挤进阻力达到峰值后迅速下降的过程中,弹丸动能迅速升高,

在挤进结束时,约有 58.94%的弹底压力做功转化为弹丸动能。

4 结论

本文通过销盘试验获得了白铜弹带与身管之间摩擦因数随接触正压力与滑移速率变化的关系,利用最小二乘法拟合得到了摩擦因数随接触正压力与相对滑动速度乘积变化的表达式,提出了弹丸挤进时期弹带与身管之间的接触摩擦模型。在此基础上,综合弹带本构模型及弹带身管接触摩擦模型等,建立了 40 mm 口径挤进试验台架有限元模型,通过仿真计算,研究了挤进过程中的弹带变形、速度、身管内壁载荷、挤进阻力等规律变化。主要结论如下:

1) 40 mm 挤进试验台架的仿真速度经历了 3 次显著变化,弹丸挤进结束时的速度为 59.78 m/s,而实测挤进结束时的速度为 61.39 m/s,仿真结果与实测误差为 2.6%。与 155 mm 火炮相比,40 mm 挤进试验台架的速度上升趋势更为迅速,但在挤进结束时,其速度仍低于 155 mm 火炮的 89.37 m/s。

2) 弹丸挤进过程中,身管内壁在弹带的挤压作

用下,其内壁载荷在5.7 ms时达到峰值662.56 MPa,此时弹带与身管之间的接触面积达到最大值。随后弹丸持续运动,身管内壁载荷开始下降。至7.08 ms,弹带完全刻槽,身管内壁载荷下降至117.25 MPa。从挤进开始到结束,在挤进终了时,约有58.94%的弹底压力做功转化为弹丸动能。

3)该40 mm口径挤进试验台架成功模拟了弹带单独作用下的155 mm火炮身管内壁载荷环境。由于实际火炮射击成本昂贵,难以进行大规模试验验证。基于此,挤进试验台架所提供的仿真与试验数据不仅弥补了该方面的不足,还为后续155 mm火炮的结构优化设计提供了理论依据和试验支持。

参考文献:

- [1] 张振山,吴永峰.炮管内膛烧蚀磨损现象的分析[J].装甲兵工程学院学报,2003(2):67-70.
ZHANG Z S, WU Y F. The Analysis of the Rubbing Abrasion and Erosion on the Barrel Bore[J]. Journal of Armored Force Engineering Institute, 2003(2): 67-70.
- [2] 付佳维,李延泽,陈诗雨,等.大口径火炮身管损伤机理及寿命提升方法综述[J].装备环境工程,2022,19(7):10-17.
FU J W, LI Y Z, CHEN S Y, et al. Erosion Mechanisms and Life Improvement Techniques of Large Calibre Gun Barrel[J]. Equipment Environmental Engineering, 2022, 19(7): 10-17.
- [3] 陈龙森,林贵,李森.弹丸高速挤进过程动态试验设计与分析[J].南京理工大学学报,2015,39(2):139-143.
CHEN L M, LIN G, LI M. Design and Analysis of Dynamic Experiment for Engraving Process of High-Speed Projectile[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2015, 39(2): 139-143.
- [4] 张小兵.枪炮内弹道学[M].北京:北京理工大学出版社,2014.
ZHANG X B. Interior Ballistics of Guns[M]. Beijing: Beijing Insititute of Technology Press, 2014.
- [5] 师军飞,钱林方,陈红彬,等.埋头弹高速冲击挤进入膛特性研究[J].兵工学报,2023,44(3):656-669.
SHI J F, QIAN L F, CHEN H B, et al. High-Speed Impact Engraving Characteristics of Cased Telescoped Ammunition[J]. Acta Armamentarii, 2023, 44(3): 656-669.
- [6] 梁文凯,周克栋,李践飞.身管与弹丸的熔融磨损模型与研究[J].兵工自动化,2015,34(9):10-14.
LIANG W K, ZHOU K D, LI J F. Model and Research of Melting-Wear between Projectile and Gun Barrel[J]. Ordnance Industry Automation, 2015, 34(9): 10-14.
- [7] MONTGOMERY R S. Friction and Wear at High Sliding Speeds[J]. Wear, 1976, 36(3): 275-298.
- [8] MONTGOMERY R S. Surface Melting of Rotating Bands[J]. Wear, 1976, 38(2): 235-243.
- [9] MONTGOMERY R S. Wear of Projectile Rotating Bands[J]. Wear, 1985, 101(4): 347-356.
- [10] 胡慧斌,陈树肖,王洪波,等.弹带挤进膛线过程摩擦磨损试验及失效机理分析[J].火力与指挥控制,2015,40(12):167-170.
HU H B, CHEN S X, WANG H B, et al. Tribological Test and Failure Mechanism Analysis of Driving Band's Engraving Process under[J]. Fire Control & Command Control, 2015, 40(12): 167-170.
- [11] 高文,连勇,黄进峰,等.不同环境温度下典型身管用钢磨损性能研究[J].工程科学学报,2017,39(11):1699-1708.
GAO W, LIAN Y, HUANG J F, et al. Effect of Ambient Temperature on the Wear Performance of Typical Gun Barrel Steels[J]. Chinese Journal of Engineering, 2017, 39(11): 1699-1708.
- [12] 徐张,曹守范,杨国来,等.不同温度热-冷循环处理对炮钢摩擦磨损性能的影响[J].装备环境工程,2022,19(7):58-65.
XU Z, CAO S F, YANG G L, et al. Effect of Heating-Cooling Cycles of Different Temperatures on Friction and Wear Properties of Gun Steel[J]. Equipment Environmental Engineering, 2022, 19(7): 58-65.
- [13] MATSUYAMA T. Friction and Wear Mechanism at High Sliding Speeds[C]//Proceedings of the 19th International Symposium of Ballistics. Interlaken: IBS, 2001.
- [14] MCC ETTLES M C. Heat Generation and Friction in Rotating Bands[J]. A S L E Transactions, 1986, 29(3): 312-320.
- [15] STIFFLER A K. Friction of Plastic Rotating Bands: AD-A150666[R]. US: Air Force Armament Laboratory, 1984.
- [16] 邹利波,于存贵,冯广斌,等.基于温度修正的弹丸挤进身管过程摩擦模型[J].兵工学报,2021,42(6):1148-1156.
ZOU L B, YU C G, FENG G B, et al. Friction Model of Projectile Engraving Process Based on Temperature Correction[J]. Acta Armamentarii, 2021, 42(6): 1148-1156.
- [17] 邹利波,于存贵,郭昭蔚,等.线膛身管有限元网格参数化建模方法[J].国防科技大学学报,2019,41(3):77-82.
ZOU L B, YU C G, GUO Z W, et al. Parametric Modeling Method of Finite Element Grid for Rifling Barrel[J]. Journal of National University of Defense Technology, 2019, 41(3): 77-82.
- [18] LI Y Z, FU J W, QIAN L F, et al. Research on the Erosion of Gun Barrel Based on Vented Vessel Tests[J]. Tribology Transactions, 2024, 67(2): 270-279.
- [19] 李延泽,钱林方,付佳维,等.基于热化学烧蚀模型的身管寿命等效折算系数研究[J].兵工学报,2024,45(5):1426-1435.
LI Y Z, QIAN L F, FU J W, et al. Study on the Equivalent Full Charge Conversion Coefficient of the Barrel Life Based on the Thermal-Chemical Erosion Model[J]. Acta Armamentarii, 2024, 45(5): 1426-1435.
- [20] 孙全兆,杨国来,王鹏,等.某大口径榴弹炮弹带挤进过程数值模拟研究[J].兵工学报,2015,36(2):206-213.

- SUN Q Z, YANG G L, WANG P, et al. Numerical Research on Rotating Band Engraving Process of a Large-Caliber Howitzer[J]. *Acta Armamentarii*, 2015, 36(2): 206-213.
- [21] 李森, 钱林方, 陈龙森. 弹带挤进过程内弹道特性研究[J]. *振动与冲击*, 2016, 35(23): 74-79.
LI M, QIAN L F, CHEN L M. Interior Ballistics' Features during Rotating Band Engraving Process[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(23): 74-79.
- [22] 李森, 钱林方, 孙河洋. 某大口径火炮弹带热力耦合挤进动力学数值模拟研究[J]. *兵工学报*, 2016, 37(10): 1803-1811.
LI M, QIAN L F, SUN H Y. Research on Coupled Thermo-Mechanical Model during Rotating Band Engraving Process[J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(10): 1803-1811.
- [23] 程申申, 陶如意, 王浩, 等. 弹丸不同结构尼龙弹带挤进过程的阻力特性[J]. *兵工学报*, 2021, 42(9): 1847-1857.
CHENG S S, TAO R Y, WANG H, et al. Dampening Characteristics of Projectile in Engraving Process of Nylon Sealing Band[J]. *Acta Armamentarii*, 2021, 42(9): 1847-1857.
- [24] 刘欢, 刘朋科, 宁变芳, 等. 155 mm 火炮不同膛线结构与弹带作用力研究[J]. *兵器装备工程学报*, 2022, 43(11): 187-193.
LIU H, LIU P K, NING B F, et al. Study on Force of Different Rifling Structures and Rotating Band of 155 mm Artillery[J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2022, 43(11): 187-193.
- [25] 郭俊行, 刘琦, 丁宏民, 等. 基于光滑粒子法的某大口径火炮不同膛线弹丸挤进过程研究[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(24): 75-81.
GUO J H, LIU Q, DING H M, et al. A Study on Rotating Band Engraving Process for Large Caliber Gun Projectile with Different Rifles[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(24): 75-81.
- [26] ZHU Y C, FU J W, QIAN L F, et al. A Phenomenological Model for Plastic Flow Behavior of Rotating Band Material with a Large Temperature Range[J]. *Defence Technology*, 2023, 25: 121-133.
- [27] 李一凡, 付佳维, 杨雕, 等. 某大口径火炮内膛结构对挤进过程身管内壁载荷的影响[J]. *兵工学报*, 2024, 45(11): 4106-4118.
LI Y F, FU J W, YANG D, et al. Effect of Inner Bore Structure of a Large-Caliber Gun on the Inner Wall Loadings of Barrel during Engraving Process[J]. *Acta Armamentarii*, 2024, 45(11): 4106-4118.
- [28] 杜三明, 张永振, 刘维明, 等. 氧气气氛中 CrNiMo 钢的高温高速干滑动摩擦磨损性能[J]. *摩擦学学报*, 2008, 28(4): 361-365.
DU S M, ZHANG Y Z, LIU W M, et al. Tribological Behavior of CrNiMo Steel at very High Speed and Elevated Temperature in Oxygen Atmosphere[J]. *Tribology*, 2008, 28(4): 361-365.
- [29] 陈龙森, 钱林方. 复合材料身管烧蚀与寿命问题的研究[J]. *兵工学报*, 2005, 26(6): 807-811.
CHEN L M, QIAN L F. Study on Erosion and Service Life of Composite Material Barrel[J]. *Acta Armamentarii*, 2005, 26(6): 807-811.
- [30] 周彦煌, 王升晨. 实用两相流内弹道学[M]. 北京: 兵器工业出版社, 1990.
ZHOU Y H, WANG S C. Practical Internal Ballistics of Two-Phase Flow[M]. Beijing: The Publishing House of Ordnance Industry, 1990.
- [31] HISAKADO T, AKIYAMA K. Mechanisms of Friction and Wear of Metals Against Ceramics in Vacuum[J]. *Wear*, 1999, 224(2): 274-281.