

doi: 10.7690/bgzd.2015.09.004

# 身管与弹丸的熔融磨损模型与研究

梁文凯<sup>1</sup>, 周克栋<sup>1</sup>, 李践飞<sup>2</sup>

(1. 南京理工大学机械工程学院, 南京 210094; 2. 海军潜艇学院, 山东 青岛 266042)

**摘要:** 针对身管的烧蚀磨损会制约武器的进一步发展的问題, 提出一种身管与弹丸的熔融磨损的计算方法。通过分析管与弹丸发生熔融磨损过程, 将摩擦学和流体力学相关理论运用到身管与弹丸的高温、高速摩擦作用中, 建立了身管与弹丸的熔融磨损模型, 推导出了熔融润滑状态下的熔化液熔化速度、熔化液厚度及摩擦系数的计算公式, 并以某加农炮为例对所建模型进行理论计算与分析。计算结果表明: 该方法较好地符合了现有的摩擦学理论, 为深入研究身管武器的烧蚀磨损机理提供了理论基础。

**关键词:** 身管; 弹丸; 摩擦; 熔融磨损**中图分类号:** TJ303 **文献标志码:** A

## Model and Research of Melting-wear Between Projectile and Gun Barrel

Liang Wenkai<sup>1</sup>, Zhou Kedong<sup>1</sup>, Li Jianfei<sup>2</sup>

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

2. Navy Submarine Academy, Qingdao 266042, China)

**Abstract:** Aiming at the problem of erosion and wear of gun barrels will restrict the weapon's further developments, proposes a method for calculating melting-wear of the projectile and gun barrel. By analyzing the process of the melting-wear, use the tribology and hydromechanics theory, the melting-wear model of the interaction with high temperature and high speed between projectile and gun barrel was established and the related parameters of melting speed and thickness of melted liquid and the friction coefficient were derived. With cannon as an example, the theoretical calculations and analyses were conducted based on the established model. The obtained results were in good agreement with the current tribology theory. The melting-wear model in this paper can provide theoretical references for further studies of the erosion and wear mechanism of gun barrels.

**Keywords:** gun barrel; projectile; friction; melting-wear

### 0 引言

身管是火炮与自动武器中最重要的部件之一, 身管的烧蚀磨损导致内膛表面破坏, 弹丸的弹道性能下降, 制约着身管武器的进一步发展。我国的武器装备数量极其庞大, 每年都需要投入巨额的经费用于武器的维修和保养, 才能确保这些装备的正常战术和训练使用。其中, 直接用于保持装备摩擦学状态的保养费, 以及摩擦副磨损失效后的维修费或新零件的购置费占总费用的 1/3 左右<sup>[1]</sup>。由于身管的烧蚀磨损机理比较复杂, 涉及到的学科比较多, 在武器的设计和制造过程中, 人们很少从身管的失效机理角度考虑, 主要依赖试验数据和经验方法进行科研生产。因此, 笔者从身管与弹丸的摩擦磨损角度来开展一些研究工作, 以深入了解身管的烧蚀磨损机理, 提高身管寿命。

### 1 身管与弹丸发生熔融磨损的依据

在高温、高速摩擦副状态下, 摩擦材料的表面

会发生氧化、相变、熔化等组织结构的变化, 改变其固有的摩擦学状态。摩擦副之间的滑动速度会直接影响其摩擦学性能。即使在滑动速度较低(1 m/s)时, 接触表面也可能会发生局部熔融。当滑动速度达到 10~1 000 m/s 时, 滑动界面处会形成液态金属膜从而转化为熔融润滑状态, 使得摩擦系数显著降低。此时, 金属熔融层通过普通的动压效应承受载荷。熔融磨损的表现是熔融金属以火花或发光粒子的形式散失或者以熔体流的形式喷射出去<sup>[2]</sup>。

弹丸受高温、高压火药燃气推动作用在身管内膛高速旋转运动。挤进结束时, 虽然此时弹丸的速度一般在 30~50 m/s, 但随后弹丸随着火药的不断燃烧做功加速运动, 达到膛口时, 弹丸的速度可以高达 1 000 m/s 以上。所以, 理论上弹丸在身管的滑动摩擦过程中, 会形成熔融润滑状态。国外有学者用销-盘摩擦试验机对弹带与身管的摩擦磨损进行研究, 发现挤进结束后不久, 二者的摩擦系数便急剧下降, 随后就稳定在某一数值水平。该学者推测

收稿日期: 2015-04-11; 修回日期: 2015-06-04

作者简介: 梁文凯(1989—), 男, 山东人, 硕士, 从事身管武器的烧蚀磨损研究。

弹丸在身管内高速运动时会形成熔融润滑状态，导致摩擦系数急剧下降，并且随着弹丸行程的增加发生熔融润滑的机率越大<sup>[3-4]</sup>。有日本学者也对身管与弹丸的摩擦磨损做过相关研究，证实了弹丸在膛内开始运动不久就发生了熔融磨损，并根据一维非稳态传热理论建立了二者的熔融磨损关系<sup>[5]</sup>。现役的很多火炮弹丸发射出膛口后，都会发现炮管有挂铜现象；某班用机枪在发射弹丸后，枪管也出现挂铜现象，这些都说明了弹丸圆柱部或弹带与身管的摩擦过程中会形成熔融磨损状态。

## 2 身管与弹丸的熔融磨损模型

### 2.1 基本假设

身管与弹丸发生熔融润滑时，滑动界面处形成的液态金属薄膜，使得摩擦系数显著降低。此时，金属熔融层通过普通的动压效应承受载荷，形成动压润滑状态。弹丸与身管的熔融磨损示意图<sup>[6]</sup>如图1所示。图中  $h$  为熔化液膜的厚度； $v$  为弹丸的运动速度； $\sigma$  为弹带或圆柱部的接触应力，视为材料的屈服极限。

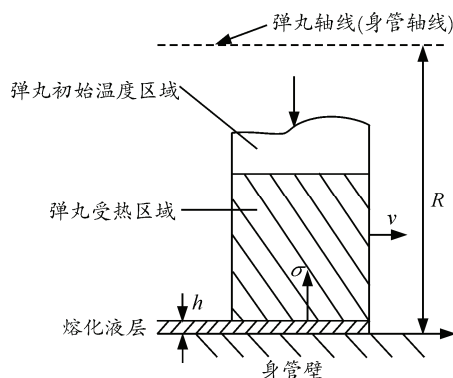


图1 身管与弹丸的熔融磨损模型示意图

建立身管与弹丸的熔融磨损模型时，做出如下假设<sup>[7]</sup>：

- 1) 不考虑体积力的作用，即忽略重力、磁力等外力场对熔化液膜的作用；
- 2) 熔化液在界面上没有滑动，即贴近身管内膛表面的熔化液膜的流速和内膛表面的速度相同；
- 3) 沿熔化液膜厚度方向，压力为常数；
- 4) 工作表面的曲率半径相对于熔化液膜的厚度很大，因此认为工作表面的速度方向是不变的；
- 5) 熔化液膜视为牛顿流体；
- 6) 熔化液膜中流体的运动是层流；
- 7) 与黏性力相比，忽略熔化液惯性力的影响；
- 8) 沿厚度方向熔化液的黏度保持不变。

### 2.2 模型推导

身管与弹丸的熔融磨损模型采用微元体分析方法推导，取熔化液膜的微元体为研究对象。微元体  $x$  方向上的受力情况如图2所示。根据假设1)和7)可知，熔融液膜的微元体只受流体压力  $p$  和黏性力  $\tau$  的作用。设  $u$ 、 $v$ 、 $w$  分别为流体沿坐标  $X$ 、 $Y$ 、 $Z$  方向的流速，流速  $u$  为主要的速度分量，忽略流速  $v$  的影响作用。

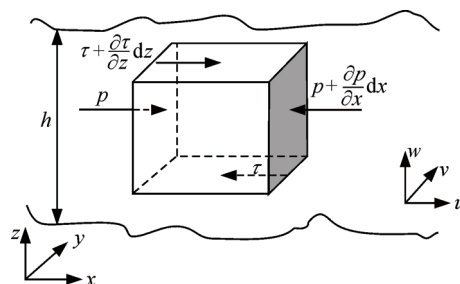


图2 熔融液膜微元体受力图

由  $x$  方向上的受力平衡，可得

$$p dy dz + (\tau + \frac{\partial \tau}{\partial z} dz) dx dy = (p + \frac{\partial p}{\partial x} dx) dy dz + \tau dx dy. \quad (1)$$

整理，得

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial \tau}{\partial z}. \quad (2)$$

由假设3)可知， $\frac{\partial p}{\partial z} = 0$ 。

由牛顿黏性定律，可知：

$$\tau = \eta \frac{\partial u}{\partial z}. \quad (3)$$

将式(3)代入式(2)，得

$$\frac{\partial p}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial z} (\eta \frac{\partial u}{\partial z}). \quad (4)$$

将式(4)对  $z$  进行两次积分，得  $x$  方向的流速

$$u = \frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial x} z^2 + C_1 z + C_2. \quad (5)$$

由假设2)和假设5)可知，边界条件为

$$\left. \begin{aligned} z=0, u=0 \\ z=h, u=v \end{aligned} \right\}. \quad (6)$$

将边界条件式(6)代入式(5)，求得

$$u = \frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial x} (z^2 - zh) + \frac{v}{h} z, \quad (7)$$

所以， $x$  方向的流量为

$$q_x = \int_0^h u dz = -\frac{h^3}{12\eta} \frac{\partial p}{\partial x} + v \frac{h}{2}. \quad (8)$$

根据柱体的流量连续性模型<sup>[8]</sup>，流入柱体的流量等于流出的流量，即

$$q_x dy + q_y dx + w_0 dx dy = \left( q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \right) dy + \left( q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \right) dx + w_h dx dy. \quad (9)$$

将上式整理, 得

$$\frac{\partial q_x}{\partial x} + \frac{\partial q_y}{\partial y} + (w_h - w_0) = 0. \quad (10)$$

式中:  $w_h$  为柱体顶面的流速;  $w_0$  为柱体底面的流速。

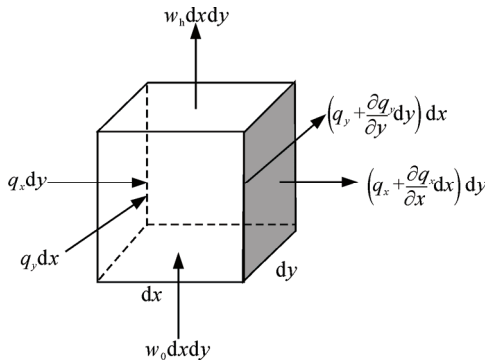


图 3 柱体的流量连续性模型示意图

因为不考虑  $y$  方向上流量的变化, 所以  $q_y = 0$ 。  
 $w_0$  即为熔化液膜的熔化速度, 而熔化液膜顶部的  $w_h = 0$ , 流量  $q_x$  由式(8)求得, 代入式(10), 得

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( -\frac{h^3}{12\eta} \frac{\partial p}{\partial x} + v \frac{h}{2} \right) - w_0 = 0. \quad (11)$$

由流体动压润滑理论可知, 稳定后的润滑膜厚度是速度的函数, 其值保持不变, 所以由式 (11) 可得:

$$\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} = -\frac{12\eta}{h^3} w_0. \quad (12)$$

由假设 7)可知, 熔化液膜不受外力场的作用, 所以, 边界条件为:

$$\left. \begin{aligned} x=0, p=0 \\ x=l, p=0 \end{aligned} \right\}. \quad (13)$$

将式 (12) 对  $x$  进行两次积分, 代入边界条件式 (13), 求得:

$$p = -\frac{6\eta w_0}{h^3} (x^2 - lx). \quad (14)$$

由弹带或圆柱部在圆周方向上的受力平衡, 得

$$\int_0^l p dx C = \sigma Cl. \quad (15)$$

式中  $C$  为身管内膛的圆周长。

将式 (14) 代入式 (15) 整理得到熔化液厚度和熔化速度的关系:

$$h^3 = \frac{\eta l^2}{\sigma} w_0. \quad (16)$$

熔化液层的能量方程为

$$\lambda \frac{d^2 t}{dz^2} + \eta \left( \frac{du}{dz} \right)^2 = 0. \quad (17)$$

由式 (14) 求得:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -\frac{6\eta w_0}{h^3} (2x-l). \quad (18)$$

所以, 可得

$$\frac{du}{dz} = \frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial x} (2z-h) + \frac{v}{h} = \frac{3(h-2z)(2x-l)w_0}{h^3} + \frac{v}{h}. \quad (19)$$

因为  $\frac{3(h-2z)(2x-l)w_0}{h^3}$  远小于  $\frac{v}{h}$ , 所以取

$$\frac{du}{dz} = \frac{v}{h}. \quad (20)$$

代入能量方程 (17), 可求得

$$\frac{d^2 t}{dz^2} = -\frac{\eta v}{\lambda h^2}. \quad (21)$$

将上式对  $z$  积分, 得

$$\frac{dt}{dz} = -\frac{\eta v}{\lambda h^2} z. \quad (22)$$

半无限大物体非稳态导热中热流密度  $q$  与物体的吸热系数  $\sqrt{\rho c \lambda}$  成正比<sup>[9]</sup>, 所以摩擦热在弹带或圆柱部处与身管处的热流密度比值为

$$\frac{q_1}{q_2} = \sqrt{\frac{\rho_1 c_1 \lambda_1}{\rho_2 c_2 \lambda_2}}. \quad (23)$$

式中  $\lambda_1$ 、 $\lambda_2$  为弹带和身管材料的导热系数。

所以, 摩擦热传到弹带的百分比为

$$\zeta = \frac{q_1}{q_1 + q_2}. \quad (24)$$

由傅里叶导热定律,  $z=h$  处熔化液热流密度为

$$q_s = \zeta \left( -\lambda \frac{dt}{dz} \right) = \zeta \frac{\eta v}{h}. \quad (25)$$

又从熔化角度, 熔化液的热流密度为

$$q_s = \rho_1 w_0 [L + c_1 (t_p - t_0)]. \quad (26)$$

式中:  $L$  为弹带材料的熔化潜热;  $t_p$  为弹带的熔点;  $t_0$  为弹带的初速温度。

将式 (16)、(25)、(26) 联立, 求得: 熔化液的熔化速度为

$$w_0 = \left[ \frac{\zeta^3 \eta^2 \sigma v^6}{\rho_1^3 [L + c_1 (t_p - t_0)]^3 l^2} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (27)$$

熔化液的厚度为

$$h = \left[ \frac{\zeta \eta^2 l^2 v^2}{\rho_1 [L + c_1 (t_p - t_0)] \sigma} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (28)$$

式中： $\eta$ 为弹带的熔化液黏度； $l$ 为弹带的长度。

由牛顿黏性定律和式 (20)，可求得熔化液的剪应力为

$$\tau = \eta \frac{du}{dz} = \frac{\eta v}{h} \quad (29)$$

在整个熔化液膜范围内，将接触应力  $\sigma$  进行积分，可以求得整个熔化液膜的承载量，即

$$W = \iint \sigma dx dy \quad (30)$$

而熔化液膜作用在弹带或圆柱部表面的摩擦力，可以将  $z=h$  处层流中的剪应力沿整个熔化液膜范围内积分得到，即

$$F_h = \iint \tau|_{z=h} dx dy \quad (31)$$

所以，身管与弹丸发生熔融润滑的摩擦系数为

$$\mu = \frac{F_h}{W} = \frac{\eta v}{\sigma h} = \left[ \frac{\eta^2 v^2 \rho_1 [L + c_1 (t_p - t_0)]}{\zeta \sigma^3 l^2} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (32)$$

### 3 案例计算与分析

现以某 130 mm 加农炮身管与弹丸的作用过程为例，将该火炮的相关参数代入所建模型进行计算。表 1 为该火炮的一些参数。

表 1 130 mm 加农炮的相关数据

符号	名称	数值
$\rho_1/(\text{kg}/\text{m}^3)$	紫铜密度	8 960
$c_1/(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	紫铜比热容	386
$\lambda_1/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	铜液的导热系数	170
$\eta/(\text{Pa}\cdot\text{s})$	铜液黏度	0.004
$\sigma/\text{MPa}$	紫铜屈服极限	200
$L/(\text{KJ}/\text{kg})$	铜的熔化潜热	209
$t_p/\text{K}$	紫铜熔点	1 358
$t_0/\text{K}$	初始温度	298
$l/\text{m}$	弹带长度	0.026 8
$\rho_2/(\text{kg}/\text{m}^3)$	炮钢密度	7 820
$c_2/(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	炮钢比热容	465
$\lambda_2/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	炮钢导热系数	15.2

熔融磨损模型中的熔化液熔化速度  $w_0$ 、熔化液厚度  $h$  和摩擦系数  $\mu$  的 3 个公式中都含有弹丸速度  $v$  这一自变量，可以推断弹丸速度直接影响本模型的摩擦学性能。因为该火炮的初速为 930 m/s，为了

便于分析计算，依次选取  $v$  的值为 100、200、300、400、500、600、700、800、900 m/s 作为自变量，将该火炮的参数和弹丸速度代入推导的公式，求得  $w_0$ 、 $h$  和  $\mu$  的数值，计算结果见表 2。

表 2 130 mm 加农炮的相关计算数据

弹丸速度 $v/(\text{m}/\text{s})$	熔化速度	熔化厚度	摩擦系数
	$w_0/(\text{m}/\text{s})$ ( $\times 10^{-2}$ )	$h/\text{m}$ ( $\times 10^{-6}$ )	$\mu$ ( $\times 10^{-3}$ )
100	0.19	2.99	0.67
200	0.53	4.23	0.95
300	0.97	5.18	1.16
400	1.49	5.98	1.34
500	2.07	6.69	1.50
600	2.73	7.32	1.64
700	3.44	7.91	1.77
800	4.21	8.46	1.89
900	5.02	8.97	2.01

为了便于分析计算结果，将计算数据用 Origin 软件绘制成曲线，如图 4~图 6 所示。

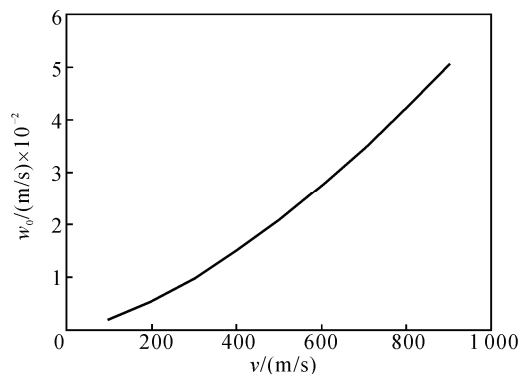


图 4 熔化速度变化的  $w_0-v$  变化曲线

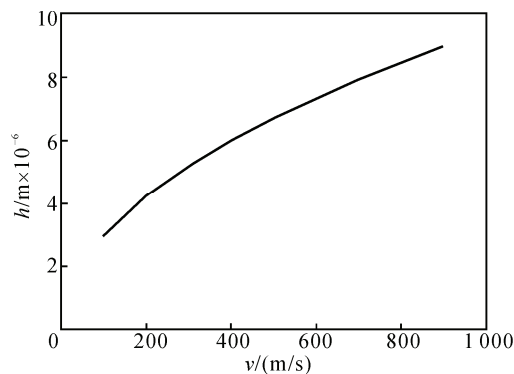


图 5 熔化厚度的  $h-v$  变化曲线

由图 4 可知：弹丸在身管内的运动速度直接影响熔化液膜的熔化速度，随着弹丸速度的增加，熔化速度逐渐上升，熔化速度随弹丸速度的增加呈指数增长。

由图 5 可知：熔化膜厚度值受弹丸速度影响，厚度  $h$  的量级在  $10^{-6}$  m，即微米级。随着弹丸速度的增加，熔化液膜的厚度逐渐变大，但是增加的速度越来越慢，可以预测当速度到达某一范围时，熔化液的厚度值将保持在一定的范围。

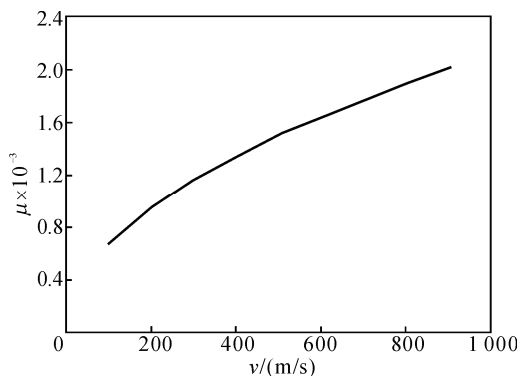


图 6 摩擦系数的  $\mu-v$  变化曲线

由图 6 可知：摩擦系数也受弹丸在膛内的运动速度影响，摩擦系数的变化趋势类似于熔化液的厚度。

对身管与弹丸的熔融磨损模型的结果分析可知，熔化液熔化速度  $w_0$ 、熔化液厚度  $h$  和摩擦系数  $\mu$  与弹丸的速度成指数关系，通过拟合可以得到三者关于速度  $v$  的公式，如下：

$$\left. \begin{aligned} w_0 &= 1.860 \times 10^{-6} v^{\frac{3}{2}} \\ h &= 2.991 \times 10^{-7} v^{\frac{1}{2}} \\ \mu &= 6.682 \times 10^{-4} v^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

#### 4 模型分析和总结

笔者对该模型相关的问题进一步分析如下：

1) 对熔化液厚度的说明。有学者总结了各种润滑状态的一些特征<sup>[7]</sup>，认为润滑膜膜厚在  $0.005 \sim < 0.010 \mu\text{m}$  时，是边界润滑；当膜厚在  $0.01 \sim < 0.10 \mu\text{m}$  时，是薄膜润滑；当膜厚在  $0.1 \sim < 1.0 \mu\text{m}$  时，是弹流润滑；当膜厚在  $100 \sim 500 \mu\text{m}$  时，是流体动压润滑。该模型是基于流体动压润滑理论所建立，计算得到膜厚在几微米左右，基本上与该理论相符合。但是不能排除，当熔化液  $h$  不稳定时，润滑状态可能发生改变。

2) 对摩擦系数的说明。摩擦副的摩擦系数不是材料的固有属性，它受到多种因素的影响，更多的是体现一个系统的性能。一般规律下，滑动速度越大，摩擦表面的温度越高，润滑油的黏度下降，导致摩擦系数随着滑动速度的增加而上升<sup>[8]</sup>。该模型中速度的取值远高于现有的一些相关研究，不能确定摩擦速度非常高时是否会发生其他形式的摩擦学状态，所以该模型还有待于进一步验证。

文献[3-4]中得到的弹带和身管的摩擦系数在 0.02 左右，但试验数据是在摩擦试验机上得到的，试验环境与实际工况有明显差别。该模型计算的摩擦系数在  $10^{-3}$  数量级，小于上述试验。原因是在模型的推导过程中，假设发生的是完全的熔融润滑状态，实际上，摩擦表面是由无数不规则的凸峰和凹谷构成，局部微凸体会发生熔融流动，当流动到邻近的凹谷时会发生冷却，在摩擦表面上重新凝固，使摩擦系数增大。

3) 在模型的假设中，假定熔化液膜中流体的运动是层流状态，没有考虑涡流和湍流对模型的影响。流体力学中，当流体的流动达到一定的雷诺数时会发生湍流。当熔化液由层流转变为湍流时，会对润滑状态产生影响，所以湍流的影响还有待于进一步研究。

#### 5 结束语

基于身管的工作特点，结合摩擦学理论，笔者对身管与弹丸的高速机械摩擦作用进行分析与研究。研究结果表明：该模型可为深入研究身管的烧蚀磨损机理，提高身管的寿命提供理论基础，同时也有助于火炮、自动武器和弹药的优化设计与制造。

#### 参考文献：

- [1] 谢友柏, 张嗣伟. 摩擦学科学及工程应用现状与发展战略研究[M]. 北京: 高等教育出版社, 2009: 13-14.
- [2] 熊党生, 李建亮. 高温摩擦磨损与润滑[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2013: 43-44.
- [3] Montgomery R S. Evidence for the melt-lubrication of projectile bands[R]. US Army Armament Research and Development Center, ADA136184, 1983.
- [4] Montgomery R S. Wear of projectile rotating bands[R]. US Army Armament Research and Development Center, ADA156666, 1985.
- [5] Takao Matsuyama. Friction and Wear Mechanism at High Sliding Speeds[C]. 19th International Symposium of Ballistics, Interlake, Switzerland, 2001: 333-339.
- [6] 彭志国, 周彦煌, 齐丽婷. 火炮内膛涂油弹炮接触熔化热流体模型与分析[J]. 南京理工大学学报(自然科学版), 2008, 32(1): 13-17.
- [7] 温诗铸, 黄平. 摩擦学原理[M]. 4 版. 北京: 清华大学出版社, 2012: 230-252.
- [8] 王成彪, 刘家浚, 韦淡平, 等. 摩擦学材料及表面工程[M]. 北京: 国防工业出版社, 2012: 111-152.
- [9] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 4 版. 北京: 高等教育出版社, 2006: 133-136.