大口径火炮身管内膛烧蚀磨损数值计算

王睿智[1]，唐恩凌[1]，李树立[2]，王立群[2]

（1.沈阳理工大学 辽宁省瞬态物理力学与能量转换材料重点实验室，沈阳 110159；
2.南京理工大学 机械工程学院，南京 210094）

摘要：目的 定量研究身管内膛烧蚀磨损规律，指导身管的寿命预测和结构设计。**方法** 采用完全隐式差分格式对一维传热控制微分方程进行离散，求解身管截面径向不同位置、不同时间的温度分布。在差分法求解身管内膛温度的基础上，采用一维半无限大烧蚀模型和傅里叶导热定理，推导身管内膛烧蚀模型。最后，基于 ALE 自适应网格，动态模拟不同射弹数下身管内膛尤其是膛线的退化规律。**结果** 身管周向烧蚀磨损量远小于径向烧蚀磨损量，但最大磨损量出现的位置基本一致，均发生于坡膛部位和膛线起始处。其中，坡膛处磨损最为严重，部分位置坡角遭到严重破坏。此外，膛线起始处的磨损整体呈内缩趋势，尤其膛线导转侧磨损较大。**结论** 身管烧蚀磨损主要集中在坡膛始 50~200 mm，整体呈现先迅速增加、再迅速下降的趋势。第 500 发弹时，身管导转侧烧蚀磨损量峰值为 1.6 mm，非导转侧磨损量峰值为 1.4 mm，导转侧烧蚀磨损径向分量和周向分量普遍比轴向分量高 0.1~0.2 mm。

关键词：大口径火炮；身管；内膛温度；烧蚀磨损；ABAQUS；数值模拟

中图分类号：TJ30 **文献标识码：**A **文章编号：**1672-9242(2022)07-0034-09

DOI：10.7643/ issn.1672-9242.2022.07.005

Numerical Analysis of Erosion Wear in Large-caliber Gun

WANG Rui-zhi[1], *TANG En-ling*[1], *LI Shu-li*[2], *WANG Li-qun*[2]

(1. Key Laboratory of Transient Physical Mechanics and Energy Conversion Materials of Liaoning Province, Shenyang Ligong University, Shenyang 110159, China; 2. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

ABSTRACT: This paper aims to quantitatively study the ablation wear law of the inner bore of the barrel and guide the life prediction and structural design of the barrel. The fully implicit difference scheme is used to discretize the one-dimensional heat transfer control differential equation, and the temperature distributions at different radial positions and different times of the barrel section are solved. On the basis of solving the temperature in the barrel by the difference method, the ablation model in the barrel is deduced by using one-dimensional semi-infinite ablation model and Fourier heat conduction theorem. Finally, based on ALE adaptive grid, the degradation law of barrel inner bore, especially rifling, under different projectile numbers is dynami-

收稿日期：2022–04–24；**修订日期：**2022–05–31

Received：2022-04-24；**Revised：**2022-05-31

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：王睿智（1992—），男，博士，讲师，主要研究方向为火炮发射过程多物理场响应。

Biography：WANG Rui-zhi (1992-), Male, Doctor, Lecturer, Research focus: multi physical field response in gun launching process.

引文格式：王睿智，唐恩凌，李树立，等. 大口径火炮身管内膛烧蚀磨损数值计算[J]. 装备环境工程, 2022, 19(7): 034-042.

WANG Rui-zhi, TANG En-ling, LI Shu-li, et al. Numerical Analysis of Erosion Wear in Large-caliber Gun[J]. Equipment Environmental Engineering, 2022, 19(7): 034-042.

cally simulated. The results show that the circumferential ablation wear of the barrel is much less than the radial ablation wear, but the positions of the maximum wear are basically the same, both at the slope bore and the beginning of the rifling. Among them, the wear at the slope bore is the most serious, and the slope angle at some positions is seriously damaged. In addition, the wear at the beginning of the rifling shows an inward shrinkage trend as a whole, especially on the guide side of the rifling. The barrel ablation wear is mainly concentrated in the range of 50~200 mm at the beginning of the slope bore, showing a trend of rapid increase first and then rapid decline. At the 500th launch, the peak value of ablation wear on the guide side of the barrel is 1.6 mm, the peak value of wear on the non-guide side is 1.4 mm, and the radial and circumferential components of ablation wear on the guide side are generally 0.1~0.2 mm higher than the axial component.

KEY WORDS: large-caliber gun; barrel; bore temperature; erosion wear; ABAQUS; numerical analysis

为满足现代战争中火炮射程远、火力强、精度高的发展趋势，要求弹丸具有更高的初速和更快的射速[1-2]。身管作为火炮的核心组成部分，发射时内膛表面在极端条件下容易发生烧蚀和磨损，严重影响火炮的打击范围、命中精度和使用寿命。目前，尽管国内外学者在了解身管磨损原因方面取得了很大进展[3-4]，并且已经证明了减少磨损和延长身管寿命的方法[5-6]，但随着火炮性能的提高，身管的工作条件越来越差，尤其对于大口径火炮而言，揭示身管内膛磨损的规律仍然是一个重要问题。

火炮身管烧蚀磨损是发生在内膛的一种复杂现象，在弹丸发射时，热量、机械、化学和其他因素同时作用。身管表面的腐蚀机理一般分为热化学腐蚀和机械磨损，二者一般同时存在，且都会直接改变炮膛的结构，从而影响内弹道的性能。Sopok 等[7]结合非理想气体热化学平衡方程、内弹道、气–壁化学和材料烧蚀模型等，预测了单次热化学烧蚀过程，获得了身管的烧蚀量、温度和热通量分布，这些分布规律对身管寿命预测有一定的借鉴意义[3,8]。Lawton[9]从质量扩散方程出发，导出了一个简单的 Arrhenius 型方程，将每发弹药的侵蚀磨损与推进剂的初始温度、最高表面温度和腐蚀性联系起来。这一方程通过在通风容器上进行的模拟火炮发射试验以及大量火炮和推进剂组合的磨损率数据中得到了验证。彭小敏等[10]总结了影响火炮身管烧蚀行为的主要因素：材料性能和烧蚀环境。其中烧蚀环境主要涉及烧蚀温度、气体条件、膛内材料及结构的热传导性能、高温气体成分、化学反应等。Yang 等[11]研究了各向异性 30SiMn2MoVA 钢炮管在热力耦合载荷下的应力响应，包括弹丸的接触压力和摩擦、热载荷和气体压力等，结果表明，30SiMn2MoVA 炮管由于力学性能较差，寿命较低。Li 等[12]在身管加速寿命试验的基础上，利用数值模拟技术再现了弹丸射击的全过程，预测了身管不同磨损水平下的弹道性能。此外，利用激光发射器模拟了火药引起的循环热负荷，通过试验和模拟得到了铬涂层/钢基体的剪应力分布规律和界面极限剪切强度的变化规律[13]。Shen 等[14]提出了一种新的身管损伤有限元网格划分方法和基于弹身寿命试验获得的损伤数据的瞬态热力耦合有限元模型，研究了膛内损伤对弹–管相互作用过程的影响，以及膛内损伤导致身管寿命下降的机理。Wu 等[15]证明了基于热的身管寿命预测方法不足以预测剩余使用寿命，并提出了一种新的基于应变的身管寿命预测方法。Rezguia 等[16]使用一维内弹道程序和 FLUENT 中的计算流体动力学模块对身管内的传热进行了建模，并进一步分析了不同推进剂对烧蚀侵蚀的影响。Li 等[17]建立了一个临界等温侵蚀模型来量化这种热化学侵蚀，从而预测了膛线初始位置的最大侵蚀量。Zou 等[18]根据傅里叶热传导理论推导了火炮钢材料的理论热化学侵蚀模型，讨论了火炮钢的密度、导热系数和比热容对材料侵蚀的影响。Wang 等[19]提出了考虑摩擦温升的热化学侵蚀材料退化模型，利用摩擦系数公式描述了身管内温度升高引起的摩擦状态变化，并对内弹道运动进行了修正，得到了一种新的机械摩擦磨损模型。

在试验方面，Alkidas 等[20]通过试验研究发现，侵蚀率与发射次数呈线性关系。张莺等[21]使用烧蚀传感器测量火炮身管的径向腐蚀，然后对烧蚀后的火炮钢进行金相分析。樊新民等[22]比较了 3 种涂层钢材料的热化学腐蚀抗力。Cote 等[23-25]通过光学显微镜、激光扫描共聚焦显微镜和电子显微镜测试了 3 个腐蚀损坏的镀铬身管样本，从而获得了涂层剥落和气体–金属反应的一般机制。Chung 等[26]使用快速响应 k 型热电偶结合高速记录仪测量了 40 mm 口径火炮膛内温度，并提出了新的炮管侵蚀经验方程。Ma[27]根据大口径身管射击试验数据，建立了炮弹数与身管磨损量的幂函数关系。通过对不同口径大口径身管直径变化率的比较，提出了身管直径变化率的新概念，揭示了身管的磨损规律。

身管内膛的烧蚀磨损主要集中在坡膛和膛线起始处。在弹炮耦合过程中，身管坡膛及膛线受到高温高压火药燃气的化学侵蚀和物理剥落，产生了不可逆的结构破坏。目前，有限元数值模拟是研究大口径火

炮弹炮耦合系统应用最广泛的方法。本文采用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模型。在此基础上，采用 Johnson-Cook 材料本构模型结合 ALE 网格自适应技术，获得了计算稳定性好的弹丸耦合有限元模型，并以此进行了火炮身管烧蚀磨损数值模拟。

1　内膛烧蚀的前置求解

1.1　内膛温度计算

热量在身管内的传递是一个不稳定的动态过程，严格来说，身管热传导问题属于三维非稳态问题。由于身管温度沿径向的变化速度快，表现为径向温度梯度一般为轴向温度梯度的千倍以上，则有：

$$\begin{cases}\dfrac{\partial T}{\partial R} >> \dfrac{\partial T}{\partial Z}\\ \dfrac{\partial^2 T}{\partial R^2} >> \dfrac{\partial^2 T}{\partial Z^2}\end{cases} \tag{1}$$

式中：T 为温度；R 为径向距离；Z 为轴向距离。因此，对身管传热进行研究分析时，可忽略热量的轴向流动。身管一般为中心对称结构，其周向温度梯度微乎其微，可进一步假设温度场具有角度对称性，则身管热传导可简化为径向一维不稳定问题。对应的热传导控制微分方程可以表述为：

$$\begin{cases}\rho_s C_s \dfrac{\partial T(r,t)}{\partial t} = \lambda_s\left(\dfrac{1}{r}\dfrac{\partial T(r,t)}{\partial r} + \dfrac{\partial^2 T(r,t)}{\partial r^2}\right)\\ \lambda_s\left(\dfrac{1}{r}\dfrac{\partial T(r,t)}{\partial r} + \dfrac{\partial^2 T(r,t)}{\partial r^2}\right) = h_2\left(T(r_{ou},t) - T_0\right)\\ r = r_{ou}\\ \lambda_s\left(\dfrac{1}{r}\dfrac{\partial T(r,t)}{\partial r} + \dfrac{\partial^2 T(r,t)}{\partial r^2}\right) = h_1\left(T_g - T(r_{in},t)\right)\\ r = r_{in}\end{cases} \tag{2}$$

式中：ρ_s 为身管材料的密度；c_s 为身管材料的比热容；λ_s 为身管材料热传导系数；h_1 为身管内膛表面对流换热系数；h_2 为身管外壁对流换热系数；T_0 为身管外壁环境温度；T_g 为火药燃气温度；r_{in} 为身管内径；r_{ou} 为身管外径。

有限差分法实质是将连续体离散化，并用一系列的代数方程代替微分方程。对于所要求解的径向一维瞬态温度场，温度随时间和空间变化，不仅要对空间坐标进行离散，同样需要对时间坐标离散。根据差分形式的不同，差分法可分为向前差分法、中心差分法和向后差分法。不同的差分法获得的差分方程组的形式不同，函数 $f(x)$ 对应的一阶导数和二阶导数的有限差分格式分别为：

$$\begin{cases}f_i' = \dfrac{f_{i+1} - f_i}{h} + O(h) & \text{，向前差分法}\\ f_i' = \dfrac{f_{i+1} - f_{i-1}}{2h} + O(h^2) & \text{，中心差分法}\\ f_i' = \dfrac{f_i - f_{i-1}}{h} + O(h) & \text{，向后差分法}\end{cases} \tag{3}$$

$$\begin{cases}f_i'' = \dfrac{f_{i+2} - 2f_{i+1} + f_i}{h^2} + O(h) & \text{，向前差分法}\\ f_i'' = \dfrac{f_{i+1} - 2f_i + f_{i-1}}{h^2} + O(h^2) & \text{，中心差分法}\\ f_i'' = \dfrac{f_{i-2} - 2f_{i-1} + f_i}{h^2} + O(h) & \text{，向后差分法}\end{cases} \tag{4}$$

式中：h 为差分步长；$O(h)$表示该式造成的误差数量级为 h；$O(h^2)$表示该式造成的误差数量级为 h^2。

身管径向离散如图 1 所示。对连续求解区域进行离散，沿径向自内径 r_{in} 至外径 r_{ou} 等分为 n 份元体，共 n+1 个节点（i=1,2,⋯,n+1）。令靠近内表面的为第一个节点，即 $r_1=r_{in}$，身管外表面最后一个节点为第 n+1 个节点，即 $r_{n+1}=r_{ou}$。则任一节点的径向坐标可表示为：

$$r_i = r_{in} + \Delta r(i-1), \quad (i = 1,2,\cdots,n+1) \tag{5}$$

$$\Delta r = \frac{r_{ou} - r_{in}}{n} \tag{6}$$

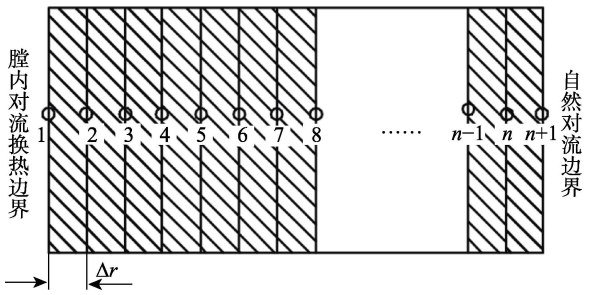


图 1　身管求解区域径向离散示意图
Fig.1 Radial dispersion diagram of barrel solution area

将时间域予以离散，时间元体尺度为 Δt。以节点的温度表示元体的平均温度，采用完全隐式差分格式对一维传热控制微分方程进行离散，其求解方案如图 1 所示。

针对内节点温度值的求解，$(j+1)\Delta t$ 时刻节点的温度可表示为：

$$T_i^{j+1} = a\Delta t\left[\left(\frac{1}{(\Delta r)^2} + \frac{1}{2\Delta r}\frac{1}{r_i}\right)T_{i+1}^j - \frac{2}{(\Delta r)^2}T_i^j + \left(\frac{1}{(\Delta r)^2} - \frac{1}{2\Delta r}\frac{1}{r_i}\right)T_{i-1}^j\right] + T_i^j \tag{7}$$

可整理为：

$$T_i^{j+1} = a_i T_{i-1}^j + b_i T_i^j + c_i T_{i+1}^j \tag{8}$$

$$\begin{cases} a_i = F_o\left(1-\dfrac{\Delta r}{2r_i}\right) \\ b_i = 1-2F_o \\ c_i = F_o\left(1+\dfrac{\Delta r}{2r_i}\right) \end{cases} \tag{9}$$

式中：$F_o = \dfrac{a\cdot\Delta t}{(\Delta r)^2}$，为傅里叶数。显然地，傅里叶数越大，则热传导速率越大。

为便于分析身管温度动态变化规律，提取径向各个位置对应的温度，并绘制其时空分布如图 2 所示。图 2 直观地表述了身管整个横截面的温度变化过程。计算结果显示，整个膛内时期，身管温度持续升高，其中内壁与高温气体直接接触，并发生热交换，其温度响应相对剧烈。在任意给定时刻，内壁温度值远远高于其他位置，内弹道结束时刻，身管截面温度达到最大值 1 104 K。由于整个物理过程为瞬态传热过程，内壁吸收的热量来不及向径向区域传递，身管外壁温度始终保持室温。

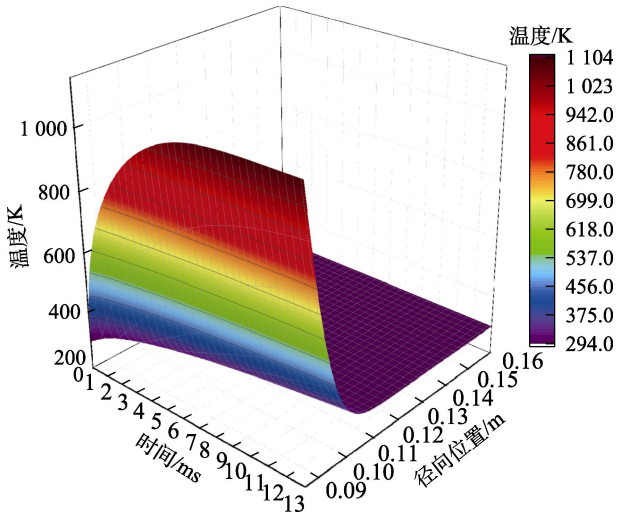


图 2　身管横截面温度时空分布

Fig.2 Temporal and spatial distribution of temperature in cross section of barrel

为探索身管截面径向不同位置温度分布变化规律，在时空分布图的基础上提取了不同时刻对应的温度径向分布情况，如图 3 所示。由图 3 可知，材料热传导阻尼使得温度沿径向呈现衰减的趋势，导致靠近膛壁区域出现一定的温度梯度。内壁与高温气体之间的热对流交换密度与两者之间的温度差正相关，而身管截面内热传导能量密度同样与物质点之间的温度差正相关。当身管内壁温度达到一定值时，靠近内壁物质点的温度增长速率不及其相邻质点，得到的温度梯度呈现时间递减的趋势。

1.2　身管内膛烧蚀磨损退化模型

身管内膛发生烧蚀磨损一般是由于内膛表面的

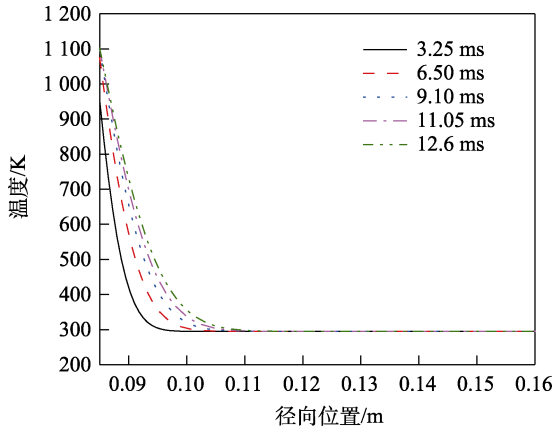


图 3　不同时刻身管温度径向分布

Fig.3 Radial distribution of barrel temperature at different times

耐烧蚀涂层在高温、高压的膛内气体和机械挤压作用下产生热损伤造成的，侵蚀和磨损过程分为 2 个阶段：网状裂纹和龟裂[28]。第一阶段涉及产生净裂纹。首先，横向微裂纹沿着正线产生，纵向微裂纹沿着膛线原点附近的负线产生。随着火炮的发射，微裂纹逐渐扩展，并相互连接，形成一个封闭而清晰的裂纹网。随后，微裂纹逐渐变大、变宽、变深，并扩展成一个更大的网形裂纹。在龟裂形成阶段，膛线的起始位置仍存在正线，但裂纹粗糙且较大，甚至产生间隙。随着火炮的反复发射，正线逐渐磨损，直至变平，形成贝壳状龟裂。在严重情况下，会形成烧蚀坑和冲刷沟。为简化模型，在研究身管内膛烧蚀磨损的过程中，将身管简化为一维半无限大物体。

假设身管内膛涂层材料的烧蚀磨损速度为 v，在定坐标系中，烧蚀界面在 x 轴方向上的某一点为 $A(x)$，在动坐标系中为 $A(u)$。定坐标系中的温度变量为 $T(x,t)$，则在新坐标系下 $u=x-vt$。则有：

$$\frac{\partial u}{\partial x}=1,\frac{\partial u}{\partial t}=-v \tag{10}$$

设动坐标系中的时间为 t'，则 $\partial t'/t=1$，由此可以推出：

$$\frac{\partial T}{\partial t}=\frac{\partial T}{\partial u}\frac{\partial u}{\partial t}+\frac{\partial T}{\partial t'}\frac{\partial t'}{\partial t}=-v\frac{\partial T}{\partial u}+\frac{\partial T}{\partial t'} \tag{11}$$

烧蚀的导热微分方程变为：

$$\frac{\partial^2 T_i(x,t)}{\partial u^2}=\frac{1}{a}\frac{\partial T_i(x,t)}{\partial t}=\frac{1}{a}\left(-v\frac{\partial T_i(x,t)}{\partial u}+\frac{\partial T_i(x,t)}{\partial t'}\right) \tag{12}$$

式中：a 为固相热扩散系数。考虑到在动坐标系中 $\partial t/t'=0$，则式（12）可简化为：

$$\frac{\partial^2 T_i(x,t)}{\partial u^2}=-\frac{v}{a}\frac{\partial T_i(x,t)}{\partial u} \tag{13}$$

即：

$$\frac{\partial^2 T_i(x,t)}{\partial u^2}+\frac{v}{a}\frac{\partial T_i(x,t)}{\partial u}=0 \tag{14}$$

边界条件为：

$$u=0,T=T_s \quad u=\infty,T=T_0 \tag{15}$$

式中：T_s 为身管内膛涂层材料熔点；T_0 为初始环境温度。因此，在动坐标系中，式（13）变为二阶常系数齐次线性微分方程，可求得该微分方程的通解为：

$$T=C_1+C_2\mathrm{e}^{-\frac{v}{a}u} \tag{16}$$

式中：C_1、C_2 为常数。综合式（15）可得式（14）的特解为：

$$T=T_0+(T_s-T_0)\mathrm{e}^{-\frac{v}{a}u} \tag{17}$$

因此，身管固相区域的温度分布可表示为：

$$\frac{T-T_0}{T_s-T_0}=\mathrm{e}^{-\frac{v}{a}u} \tag{18}$$

由式（18）可求得身管任一截面上的导热量，由傅里叶导热定律可得：

$$q(t)_c=-\lambda\left.\frac{\partial T(x,t)}{\partial u}\right|_{u=0}= -\lambda(T_s-T_0)\left(-\frac{v}{a}\right)=\rho_1c_1u(T_s-T_0) \tag{19}$$

式中：ρ_1 为炮钢密度；c_1 为炮钢材料比热容；λ 为炮钢材料热传导系数。膛内高温高压气体能量的流向可分为 2 部分：一部分由于热传导进入身管材料内部，另一部分进入身管涂层引起材料的烧蚀熔化。由烧蚀表面 u=0 处的能量平衡关系可得：

$$q(t)=-\lambda\left.\frac{\partial T(x,t)}{\partial u}\right|_{u=0}+\rho uL_1 \tag{20}$$

式中：L_1 为炮钢熔化潜热。由式（19）和式（20）可得，身管内膛烧蚀退化速度可表示为：

$$v=\frac{q(t)}{\rho_1L_1\left[\frac{c_1(T_s-T_0)}{L_1}+1\right]} \tag{21}$$

基于牛顿冷却公式，身管热流密度为：

$$q(t)=h(t)\Delta T \tag{22}$$

式中：$h(t)$为身管内膛涂层与高温高压燃气的对流换热系数；ΔT 为对流换热面上火药燃气和身管内膛涂层熔点之间的温差。

考虑到身管内膛温度处于熔点的时间较短，在计算身管的烧蚀层厚度时，可用身管温度维持在熔点温度阶段的平均热流密度代替实际受热过程中热流密度，则有：

$$q(t)=\frac{\int_{t_0}^{t_1}h(t)\Delta T\mathrm{d}t}{t_1-t_0} \tag{23}$$

式中：t_0、t_1 分别为身管内膛材料开始熔化时间和结束熔化时间。因此，身管内膛烧蚀磨损退化速度为：

$$v=\frac{\frac{\int_{t_0}^{t_1}h(t)\Delta T\mathrm{d}t}{t_1-t_0}}{\rho_1L_1\left[\frac{c_1(T_s-T_0)}{L_1}+1\right]} \tag{24}$$

在时间区间[t_0, t_1]内，身管内膛烧蚀磨损量为：

$$W_{ss}=\frac{\int_{t_0}^{t_1}h(t)\Delta T\mathrm{d}t}{\rho_1L_1\left[\frac{c_1(T_s-T_0)}{L_1}+1\right]} \tag{25}$$

2　身管内膛烧蚀磨损数值模拟

2.1　模型与参数设置

考虑到火炮身管烧蚀磨损主要发生在坡膛以及膛线起始部分，为简化计算，模型建立过程中仅考虑身管起始部分，取坡膛和自膛线起沿轴向 500 mm 部分身管作为研究对象。此外，由于影响身管烧蚀磨损的因素较多，包括热影响、机械影响、化学影响等，为便于分析，需对模型作如下简化：由于商业有限元软件难以模拟化学反应对金相组织的改变，因此在研究烧蚀磨损的过程中，直接取化学作用完成时身管内膛表层材料特性和金相结构；仅考虑对流换热的贡献，忽略热辐射的影响。建立的有限元模型如图 4 所示。模型截取身管坡膛始 500 mm，涉及结构有坡膛、膛线及内壁。其中网格单元共计 39 840 个，节点数共计 49 248 个，单元类型采用 C3D8T（八节点热耦合单元）。身管内膛材料参数见表 1。

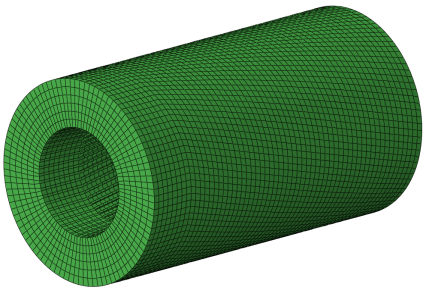


图 4　身管起始阶段有限元模型

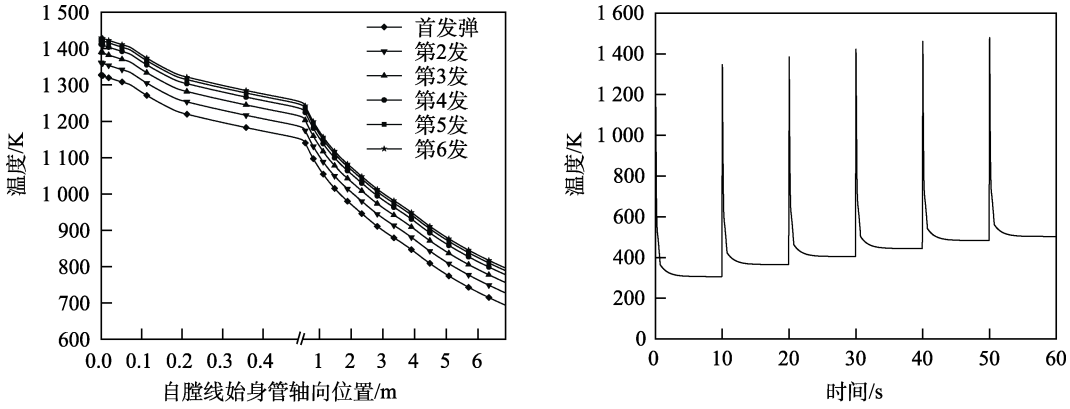
Fig.4 Finite element model of initial stage of barrel

表 1　身管内膛材料参数

Tab.1 Material parameters of barrel inner bore

材料属性	值
密度/(kg·mm^{-3})	7.89×10^{-6}
泊松比	0.31
杨氏模量	2.14×10^{5}
传热系数/(W·mm^{-1}·K^{-1})	0.027
热膨胀系数/(mm·K^{-1})	0.012
比热容/(J·kg^{-1}·K^{-1})	460

初始条件方面，考虑到火炮发射多为连发射击，且连发射击下身管内膛温度存在累积现象。将身管沿轴向以 50 mm 离散，基于完全隐式差分格式，针对离散截面进行连发温度累积计算，计算结果如图 5 所示。身管外壁所处环境温度为室温 293 K。边界条件方面，由于不考虑后座的影响，身管底端自由度采用全约束。



a 连发射击后效期身管内膛温度分布　　b 连发射击膛线起始部温度随时间变化

图 5　连发射击身管内膛表面温度分布规律

Fig.5 Temperature distribution on the inner bore surface of barrel in continuous firing: a) temperature distribution in the barrel during the effect period after continuous firing; b) temperature change of rifling initial part with time in continuous firing

由图 5a 可知，身管内膛表面温度沿轴向逐渐降低。其中在坡膛及膛线起始处温度较高，单发射击工况下普遍能够达到 1 100 K。由图 5b 可知，连发射击工况下，身管内膛温度存在累积现象，且随着射弹发数的增加，内膛表面温度逐渐增加，直到趋于稳定。6 连发后，坡膛以及膛线起始部部分位置内膛表面温度峰值超过身管材料的最低熔点（1 420 K）。

采用热位移–静态隐式节点偏移法对身管内膛烧蚀磨损开展有限元分析。首先计算身管内膛温度分布，在此基础上，基于式（24）和（25）分析首发弹的烧蚀磨损。其中，在计算内膛温度分布时，综合考虑火药燃气和身管内膛对流换热以及身管弹丸摩擦副摩擦生热 2 个热源的共同作用。在进行身管内膛烧蚀磨损累积的研究时，分 3 个阶段：1~10 发磨损累积（间隔为 1 发）；10~100 发磨损累积（间隔为 10 发）；100~500 发磨损累积（间隔 100 发）。

2.2　结果及分析

分别对 100~500 发内身管内膛径向和周向磨损开展数值分析。同一截面周向和径向视为垂直，因此总磨损量与轴向磨损量、径向磨损量的叠加关系为：

$$W_{\text{total}} = \sqrt{W_{\text{r}}^2 + W_{\text{s}}^2} \tag{26}$$

式中：W_{r} 为径向烧蚀量；W_{s} 为周向烧蚀量。

身管内膛径向烧蚀磨损累计如图 6 所示，身管内膛周向烧蚀磨损累计如图 7 所示。

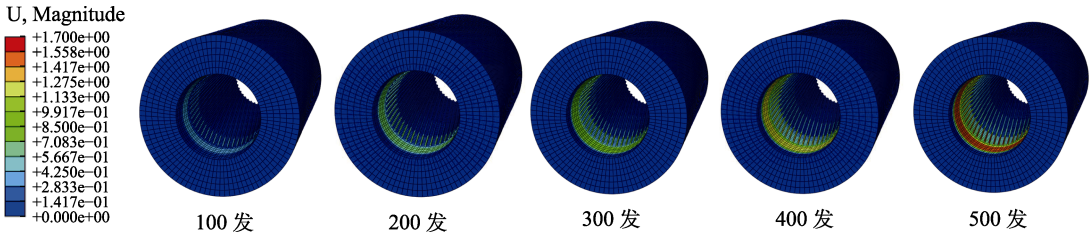


图 6　身管内膛径向烧蚀磨损累计云图

Fig.6 Cumulative nephogram of radial ablation wear in barrel

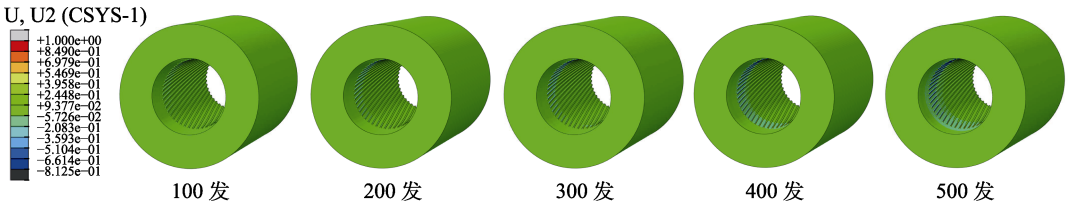


图 7　身管内膛周向烧蚀磨损累计云图

Fig.7 Cumulative nephogram of circumferential ablation wear in barrel

由图 6 可以看出，身管径向烧蚀磨损量与发射次数成正比，最大磨损量集中于坡膛部分和膛线起始处，远处磨损量逐渐减弱。对比图 6 和图 7 可知，周向烧蚀磨损远小于径向磨损量，但最大磨损量出现的位置与径向磨损相当，均发生在膛线起始处附近，可见弹带挤进过程是导转身管内膛磨损的主要因素。多次发射累计作用下，身管内膛烧蚀总磨损主要由径向烧蚀磨损决定，最大磨损量同样发生于坡膛部位和膛线起始处。其中，坡膛部位磨损最为严重，部分位置坡角遭到严重破坏。此外，膛线起始处的磨损整体呈内缩趋势，尤其膛线导转侧磨损较大。为了进一步分析膛线导转侧和非导转侧的烧蚀磨损特征，提取了相应位置处的磨损量与身管轴向距离的关系。图 8 和图 9 分别显示了坡膛位置和膛线起始部 500 mm 处身管膛线导转侧和非导转侧的烧蚀磨损量。

由图 8 可以看出，膛线起始处非导转侧的周向磨损量随身管轴向距离的增大先增大、后减小，最大磨损量（约为 0.59 mm）发生在 100 mm 处。随着发射次数的增加，周向磨损量逐渐增大，但整体趋势不变。图 8b 表明，身管非导转侧径向磨损主要发生在 0~200 mm 内，后续磨损量几乎为 0；在 0~200 mm 内，径向磨损量呈先增大、后减小的趋势，最大磨损量（约为 1.38 mm）发生在 50 mm 处，磨损量随发射次数逐渐增大。由图 8c 可知，膛线起始处非导转侧的总磨损量由周向磨损和径向磨损共同决定，整体呈先增大、后减小的趋势，最大磨损量发生在 150 mm 处。最大总磨损量出现的位置与周向磨损和径向磨损的趋势相关。

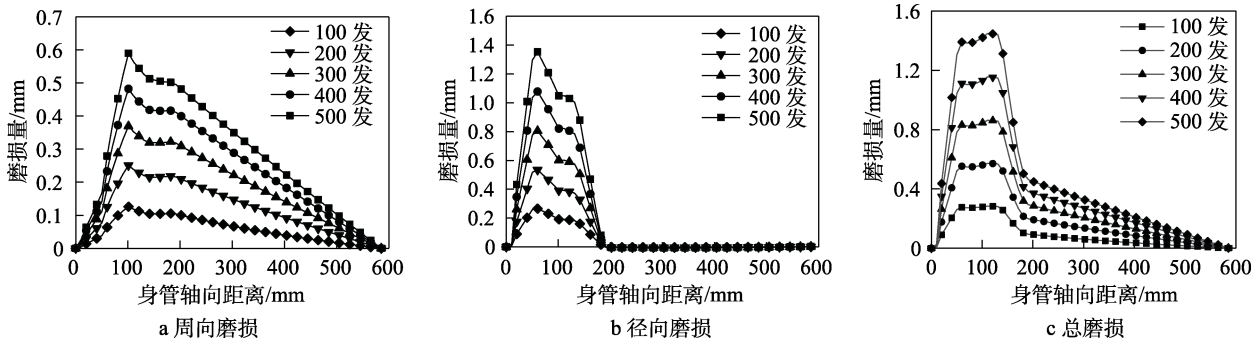


图 8　膛线起始处非导转侧累计磨损

Fig.8 Cumulative wear of non guide side at the beginning of rifling: a) circumferential; b) radial; c) total

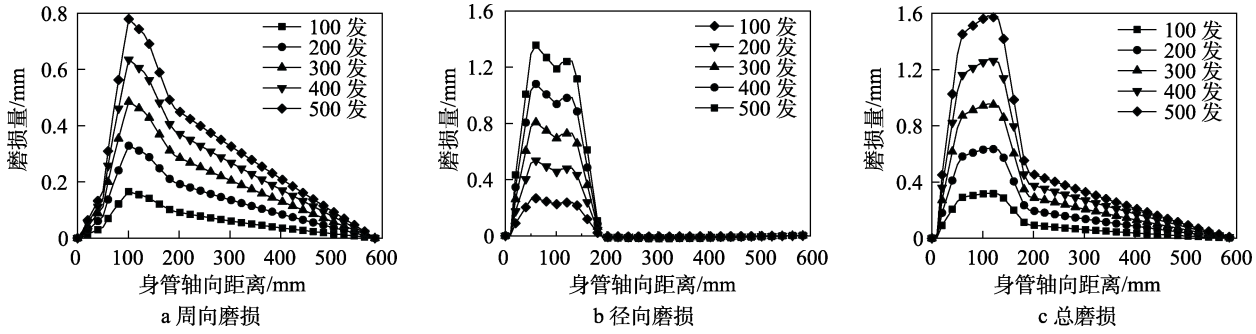


图 9　膛线起始处导转侧累计磨损

Fig.9 Cumulative wear of guide side at the beginning of rifling: a) circumferential; b) radial; c) total

由图 9 可以看出，膛线起始处导转侧的烧蚀磨损规律与非导转侧基本相同，但幅值存在差异。对比分析图 8 和图 9 可知，无论是导转侧还是是非导转侧，身管磨损主要发生于自坡膛起 50~200 mm 处，磨损量整体呈先增加、后减小趋势，最大磨损量一般出现在自坡膛起 100~150 mm，即自膛线始 50~100 mm 内。此外，由图 8c 和图 9c 可知，第 500 发弹时，身管导转侧烧蚀磨损量峰值为 1.6 mm，非导转侧磨损量峰值为 1.5 mm，导转侧烧蚀磨损径向分量和周向分量普遍比轴向分量高 0.1~0.2 mm。究其原因，导转侧在弹炮耦合过程中受到弹丸作用力较非导转侧更大，相应的摩擦过程更为剧烈，产生的摩擦热和变形能更多，由此造成导转侧热量累积较非导转侧更多，从而致使膛线导转侧烧蚀磨损更为剧烈，相应的磨损量较非导转侧有所提高。

通过金属镀层来减缓身管内膛磨损的方法现在应用较广，金属镀层的存在可以有效地提高身管内膛的耐磨性和耐烧蚀性。为了进一步分析金属镀层对身管内膛材料磨损量的影响，通过有限单元法建立金属镀层来研究其对身管内膛磨损规律的影响。

在进行研究之前，假设身管内膛各处金属镀层同质且均匀分布。考虑到镀层厚度仅为 0.5 mm，与身

管整体径向厚度尺寸相差极大。如果采用常规的网格划分技术，会导致网格单元数和节点数过多，严重影响计算效率。故而在对身管及镀层进行网格划分时，较多使用过渡网格，其中网格单元共计 418 528 个，节点数共计 476 995 个，单元类型采用 C3D8T（八节点热耦合单元）。镀铬层材料参数见表 2。带镀层的身管内膛磨损数值计算初始条件和边界条件和前文没有镀层的身管内膛磨损数值模拟一致，此处不再赘述。有无金属镀层坡膛及膛线起始部膛线导转侧和非导转侧膛线磨损量对比如图 10 所示。

表 2　镀铬的材料参数

Tab.2 Material parameters of chrome plating

材料属性	值
密度/(kg·mm^{-3})	7.19×10^{-6}
泊松比	0.12
杨氏模量	2.50×10^{5}
传热系数/(W·mm^{-1}·K^{-1})	9.37×10^{-3}
热膨胀系数/(mm·K^{-1})	6.20×10^{-3}
比热容/(J·kg^{-1}·K^{-1})	450

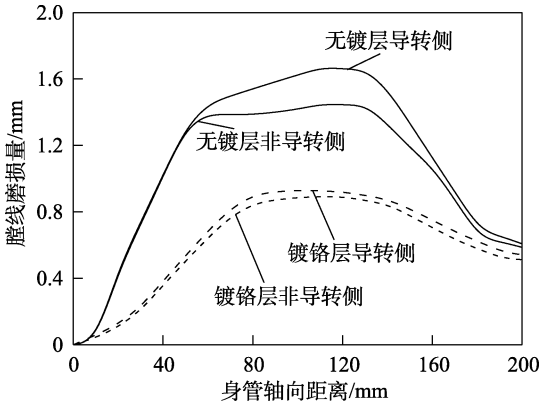


图 10　导转侧和非导转侧有无镀层膛线磨损量

Fig.10 Rifling wear with or without plating on the guide side and non guide side

由图 10 可以看出，坡膛及膛线起始部膛线磨损量分布状况基本一致，沿身管轴向方向磨损量呈现先增大、后减小的趋势，坡膛部分磨损量相对较小，膛线起始部磨损量相对较大，磨损集中部分主要分布在 50~150 mm。此外，在身管内膛表面镀铬可以使得内膛（膛线）磨损量大大降低，镀铬层膛线磨损量相较无镀层膛线磨损量普遍下降 0.5~0.6 mm。对比发现，无论是镀铬层还是无镀层身管膛线磨损量均是导转侧较非导转侧高，普遍高 0.05~0.1 mm。

3　结论

1）身管内膛表面温度沿轴向逐渐降低。其中在坡膛及膛线起始处温度较高，单发射击工况下普遍能够达到 1 100 K。连发射击工况下，身管内膛温度存在累积现象，随着射弹发数的增加，内膛表面温度逐渐增加，直到趋于稳定。6 连发后，坡膛以及膛线起始部部分位置内膛表面温度峰值超过身管材料最低熔点。

2）身管内膛烧蚀磨损量主要集中在自坡膛起 50~200 mm。烧蚀磨损整体呈现先迅速增加、再迅速下降的趋势，烧蚀磨损量峰值出现在 100~150 mm。此外，第 500 发弹时，身管导转侧烧蚀磨损量峰值为 1.6 mm，非导转侧磨损量峰值为 1.4 mm，导转侧烧蚀磨损径向分量和周向分量普遍比轴向分量高 0.1~0.2 mm。

3）在身管内膛表面镀铬可以使得内膛表面磨损量大大降低。镀铬层膛线磨损量相较无镀层膛线磨损量普遍下降 0.5~0.6 mm。第 500 发弹时，镀铬层膛线导转侧烧蚀磨损量峰值为 0.9 mm，非导转侧磨损量峰值为 0.8 mm。

参考文献：

[1] JAISWAL G, SHAIKH M A R, SHELAR S D, et al. RDX Based Enhanced Energy Propellant for Tank Gun Ammunition[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2020, 45(3): 472-479.

[2] FAN Wei, GAO Ping. A Review on Erosion-Reducing Additive Materials to Extend the Lifespan of Gun Barrels[J]. Journal of Materials Science, 2021, 56(36): 19767-19790.

[3] SOPOK S, RICKARD C, DUNN S. Thermal-Chemical-Mechanical Gun Bore Erosion of an Advanced Artillery System Part One: Theories and Mechanisms[J]. Wear, 2005, 258(1/2/3/4): 659-670.

[4] 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. Study on the Influence of Erosion Wear of Gun Barrel[D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2016.

[5] 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.
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.

[6] LEE S L, WINDOVER D, AUDINO M, et al. High-Rate Sputter Deposited Tantalum Coating on Steel for Wear and Erosion Mitigation[J]. Surface and Coatings Technology, 2002, 149(1): 62-69.

[7] SOPOK S, O'HARA P, PFLEGL G, et al. Unified Computer Model for Predicting Thermochemical Erosion in Gun Barrels[J]. Journal of Propulsion and Power, 1999, 15(4): 601-612.

[8] 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.

[9] LAWTON B. Thermo-Chemical Erosion in Gun Barrels[J]. Wear, 2001, 251(1/2/3/4/5/6/7/8/9/10/11/12): 827-838.

[10] 彭小敏, 夏长清, 吴安如, 等. 火炮身管烧蚀及其防护研究进展[J]. 四川兵工学报, 2014, 35(3): 11-17.
PENG Xiao-min, XIA Chang-qing, WU An-ru, et al. Development of the Ablation Behavior and Protection of Gun Barrel[J]. Journal of Sichuan Ordnance, 2014, 35(3): 11-17.

[11] 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.

[12] LI Xiao-long, MU Lei, ZANG Yong, et al. Study on Performance Degradation and Failure Analysis of Machine Gun Barrel[J]. Defence Technology, 2020, 16(2): 362-373.

[13] LI Xiao-long, ZANG Yong, LIAN Yong, et al. An Interface Shear Damage Model of Chromium Coating/Steel Substrate under Thermal Erosion Load[J]. Defence Technology, 2021, 17(2): 405-415.

[14] SHEN Chao, ZHOU Ke-dong, LU Ye, et al. Modeling and Simulation of Bullet-Barrel Interaction Process for the Damaged Gun Barrel[J]. Defence Technology, 2019, 15(6): 972-986.

[15] WU Bin, LIU Bang-jun, ZHENG Jing, et al. Strain-Based Health Monitoring and Remaining Life Prediction of Large Caliber Gun Barrel[J]. Measurement, 2018, 122: 297-311.

[16] REZGUI N, MICKOVIC D, ZIVKOVICC S, et al. Experimental and Numerical Analysis of Thermo-Chemical Erosion in Gun Steel[J]. Thermal Science, 2018(0): 194.

[17] LI Xiao-long, ZANG Yong, MU Lei, et al. Erosion Analysis of Machine Gun Barrel and Lifespan Prediction under Typical Shooting Conditions[J]. Wear, 2020, 444-445: 203177.

[18] ZOU Li-bo, YU Cun-gui, FENG Guang-bin, et al. Establishment of Erosion Model of Gun Steel Material and Study on Its Erosion Performance[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2020, 34(5): 2019-2026.

[19] WANG Li-qun, LI Shu-li, XU Feng-jie, et al. United Computational Model for Predicting Thermochemical-Mechanical Erosion in Artillery Barrel Considering Friction Behavior[J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2022, 29: 101726.

[20] ALKIDAS A C, MORRIS S O, SUMMERFIELD M. Erosive Effects of High-Pressure Combustion Gases on Steel Alloys[J]. Journal of Spacecraft and Rockets, 1976, 13(8): 461-465.

[21] 张莺, 王普法, 刘浪涛. 烧蚀传感器在降烧蚀技术研究中的应用[J]. 兵工学报, 1993, 14(3): 66-70.
ZHANG Ying, WANG Pu-fa, LIU Lang-tao. Applications of Erosion Sensors in the Study of auti-Erosion Techniques[J]. Acta Armamentarii, 1993, 14(3): 66-70.

[22] 樊新民, 陈健中, 徐天祥. 三种镀覆层材料抗烧蚀性能评价[J]. 弹道学报, 2000, 12(1): 65-67.
FAN Xin-min, CHEN Jian-zhong, XU Tian-xiang. Erosion Resistance Evaluation of Three Coatings[J]. Journal of Ballistics, 2000, 12(1): 65-67.

[23] COTE P J, RICKARD C. Gas-Metal Reaction Products in the Erosion of Chromium-Plated Gun Bores[J]. Wear, 2000, 241(1): 17-25.

[24] COTE P J, KENDALL G, TODARO M E. Laser Pulse Heating of Gun Bore Coatings[J]. Surface and Coatings Technology, 2001, 146-147: 65-69.

[25] COTE P J, LEE S L, TODARO M E, et al. Application of Laser Pulse Heating to Simulate Thermomechanical Damage at Gun Bore Surfaces[J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2003, 125(3): 335-341.

[26] CHUNG D Y, SHIN N, OH M, et al. Prediction of Erosion from Heat Transfer Measurements of 40 mm Gun Tubes[J]. Wear, 2007, 263(1/2/3/4/5/6): 246-250.

[27] MA Ji-sheng. The Law of Barrel Wear and Its Application[J]. Defence Technology, 2018, 14(6): 674-676.

[28] 李洪广, 闫军, 杜仕国, 等. 火炮身管缓蚀剂技术研究进展[J]. 火炮发射与控制学报, 2012, 33(4): 103-106.
LI Hong-guang, YAN Jun, DU Shi-guo, et al. Research Advance of Erosion Inhibitor Technology in Gun Barrel[J]. Journal of Gun Launch & Control, 2012, 33(4): 103-106.

责任编辑：刘世忠