

文章编号: 1001-1455(2011)06-0635-06

# 冲击载荷下自增强身管残余应力变化规律\*

李 强<sup>1</sup>, 李鹏辉<sup>2</sup>, 赵君官<sup>1</sup>, 茹站勇<sup>1</sup>

(1. 中北大学动力机械系, 山西 太原 030051;

2. 中国船舶重工集团公司第 713 研究所, 河南 郑州 450015)

**摘要:** 基于有限元分析方法, 建立速射火炮身管截面的有限元模型, 采用直接耦合的方法, 模拟了承受热应力和火药燃气压力的自紧身管在先 50 连发、冷却后再连发 10 发过程中身管的残余应力, 得到并分析了残余应力的变化规律, 指出内壁薄层的塑性变形和残余应力的反复变化, 不利于内壁的稳定, 还提出了减小残余应力变化程度的策略。

**关键词:** 固体力学; 残余应力; 有限元; 身管; 自紧; 速射火炮

**中图分类号:** O346.2

**国标学科代码:** 130 · 1535

**文献标志码:** A

速射武器身管在发射过程中随着连发数的增加, 热应力逐渐成为影响身管应力的主要因素。虽然自紧残余应力可以有效抵消部分火药燃气压力, 但同时又与热应力的方向相同, 使身管内的压缩切向应力提高, 使身管产生塑性变形, 从而使局部区域的应力重分布。姚建军等<sup>[1]</sup>、余建生<sup>[2]</sup>采用间接耦合的方法, 分析了不考虑屈服时速射武器身管在火药燃气压力和温度共同作用下的温度和应力。胡振杰<sup>[3]</sup>分析了大口径火炮连发时身管的应力, 但由于射速很低, 与速射火炮身管应力有很大不同。火药燃气压力和热应力对身管的作用是瞬态冲击, 因此采用直接耦合的方法和足够小的计算时间间隔, 有利于充分地将这两者对身管的瞬态动力响应计算出来。本文中, 针对速射火炮镀铬自紧身管(射速 800 min<sup>-1</sup>), 考虑火药燃气和热应力作用, 使用 Ansys 有限元分析软件, 建立身管膛压最高处截面的平面有限元模型, 采用直接耦合方法, 模拟连发过程中自紧身管的应力和塑性变形, 分析残余应力的变化规律。

## 1 热结构耦合基本方程

火炮在发射时, 身管承受强烈的热冲击和压力载荷冲击作用, 热结构耦合问题基本方程包括考虑身管结构变形的热传导方程和考虑惯性效应的热弹性方程。

根据热力学和传热学关系, 可导出热传导基本方程式<sup>[4]</sup>

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \rho Q - \beta T_0 \frac{\partial e}{\partial t} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}$$

式中:  $Q$  为单位时间内吸收的热量;  $T_0$  为物体初温;  $e = \epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z$ , 为总应变;  $\beta$  为热应力系数;  $k$  为传热系数;  $c$  为比热容;  $\rho$  为材料密度。

根据热弹性理论, 由运动方程、几何方程和物理方程, 建立热弹性理论位移法基本方程式

$$\begin{cases} (\lambda + G) \frac{\partial e}{\partial x} + G \nabla^2 u - \beta \frac{\partial T}{\partial x} + X = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \\ (\lambda + G) \frac{\partial e}{\partial y} + G \nabla^2 v - \beta \frac{\partial T}{\partial y} + Y = \rho \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \\ (\lambda + G) \frac{\partial e}{\partial z} + G \nabla^2 w - \beta \frac{\partial T}{\partial z} + Z = \rho \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \end{cases}$$

\* 收稿日期: 2010-09-13; 修回日期: 2011-03-25

基金项目: 国家自然科学基金项目(51175481); 山西省自然科学基金项目(2007011073)

作者简介: 李 强(1971—), 男, 博士, 教授。

式中:λ 和 G 为拉梅系数。

在采用直接耦合法求解热弹性问题时,必须联立求解热传导方程式和热弹性基本方程式。

### 2 直接耦合分析模型及实现方法

#### 2.1 身管有限元模型

身管由炮钢基体和极薄的铬层组成。炮钢物性参数为<sup>[5]</sup>:密度 ρ=7 833 kg/m<sup>3</sup>, 传热系数 k=40 W/(m<sup>2</sup>·K), 泊松比 μ=0.3, 比热容 c=460.0 J/(kg·K), 热膨胀系数 α=1.25×10<sup>-5</sup> K<sup>-1</sup>, 弹性模量 E=206 GPa, 屈服应力 σ<sub>s</sub>=1 GPa, 切线模量 E<sub>T</sub>=20.6 GPa。镀铬层是硬脆性材料, 假设铬层未发生塑性变形, 物性参数为: 密度 ρ=7 190 kg/m<sup>3</sup>, 传热系数 k=67 W/(m<sup>2</sup>·K), 泊松比 μ=0.3, 比热容 c=460.5 J/(kg·K), 热膨胀系数 α=6.2×10<sup>-6</sup> K<sup>-1</sup>, 弹性模量 E=254 GPa。铬层的传热系数、弹性模量和热膨胀系数与炮钢的差别较大。

以身管最高膛压截面作为研究对象, 并假设身管内外壁光滑无损伤。材料采用双线性随动强化模型, 不考虑材料性能随温度的变化。由于对称性, 选用该截面四分之一模型, 铬层与基体模型通过命令 GLUE 连接在一起。因内壁温度载荷的剧烈变化, 对身管内壁薄层进行细化。单元选用热-结构直接耦合平面单元 plane 13, 取身管应力状态为平面应力, 有限元模型如图 1。

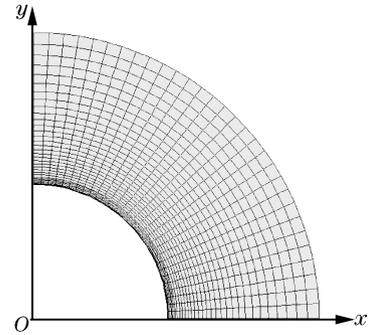


图 1 身管有限元模型

Fig. 1 Finite element model of barrel

#### 2.2 边界条件的确定

身管边界条件有内壁火药燃气压力(见图 2)、内壁环境温度、内壁对流放热系数和外壁对流放热系数、外壁环境温度, 为简化取外壁环境温度为 293 K。通过 APDL 语言<sup>[6]</sup>将边界条件的计算写入到 ANSYS 命令流中计算, 实现多次连发模拟。

内弹道时期火药燃气的温度

$$T_g(t) = [1 - (K - 1)\varphi q v^2(t) / (2f\omega\psi)] T_1$$

式中: v(t) 为弹丸运动速度; K 为绝热指数; ω 为装药量; f 为火药力; φ 为虚拟系数; q 为弹丸质量; ψ 为火药燃去部分百分比; T<sub>1</sub> 为火药爆温<sup>[2]</sup>。后效期温度<sup>[7]</sup>

$$T_{gh}(t) = T_{gh0} (1 + Bt)^{-2}$$

式中: B 为流动强度指数,  $B = \frac{K-1}{2} \frac{v_g}{l_g}$ 。射击间隔, 身管后膛已经开闭, 火药燃气已基本上从炮口流出, 空气流入身管内并流动, 故将身管内气体温度简化为环境温度 293 K。

火药燃气的放热系数

$$h = 0.5 r_1 c_p \rho v$$

式中: c<sub>p</sub> 为火药燃气的定压比热容, c<sub>p</sub>=1.799 kJ/(kg·K); ρ、v 为火药燃气的密度和速度; r<sub>1</sub> 为摩擦因数, r<sub>1</sub>=(A+4 lgd)<sup>-2</sup>, d 的单位为 cm, A 为经验常数, A=13.2<sup>[8-9]</sup>。内壁对流放热系数如图 3 所示。

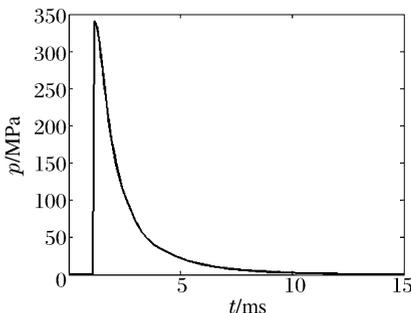


图 2 火药燃气压力时间曲线

Fig. 2 Pressure-time curve of powder gas

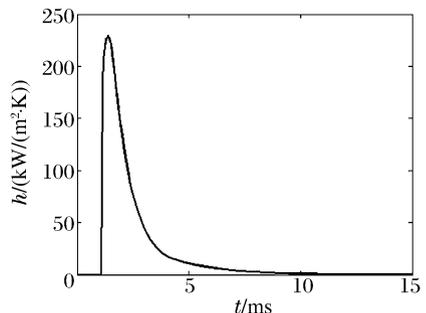


图 3 火药燃气放热系数曲线

Fig. 3 Convection coefficient of powder gas

射击间隔,身管内空气对流放热系数

$$Nu = c (Gr \cdot Pr)^n = \alpha_1 d / \lambda$$

式中:格拉晓夫相似准则  $Gr = g\beta\Delta T d^3 / \nu^2$ ;取常数  $c = 0.54, n = 0.25$ ;  $\lambda, \nu$  为空气的热导率、运动粘度;  $\alpha_1$  为空气的对流换热系数;  $\beta$  为空气的容积膨胀系数,  $\beta = 1 / (T + 273)$ ;  $T$  为定性温度,  $T = (T_0 + T_b) / 2$ ;  $\Delta T$  为身管冷却开始时内表面与环境的温度差。

### 2.3 自紧残余应力模拟方法

生产中自紧残余应力产生的过程,在模拟中通过加卸载、镀铬 3 个过程来实现。第 1 步,采用生死单元技术,杀死内壁镀铬层单元,在基体内表面上施加自紧压力,计算;第 2 步,在基体内表面施加大小为零的压力,计算;第 3 步,激活镀铬层单元。这其中需要在分析前关闭时间效应积分,这样身管内就产生了残余应力。

## 3 分析讨论

分析过程是:先分析身管 30% 自紧后产生的残余应力;然后分析自紧身管在 50 连发过程中身管的塑性变形,以及冷却后残余应力的变化;最后分析再连发 10 发过程中的塑性变形,和冷却后的残余应力的变化。

### 3.1 连发过程中身管温度变化

图 4 是连发过程中不同半径处的温度变化曲线,  $l$  为距内壁距离。可以看出,内壁瞬时温度很高,在 800~1 200 K,而且沿半径方向温度差距较大。说明热量的传播速度相对于射速来说比较小,径向较大的温度差使得内壁存在较大的热应力。

### 3.2 连发过程中塑性变形变化

图 5 是 50 连发过程中等效塑性应变的变化。可以看出,身管内壁约 1.37 mm 的薄层发生了较大的塑性应变,而且在约 0.61 mm 内壁薄层塑性应变经历了先减小后增大的过程,塑性应变趋于稳定。残余应力发生了重新分布。图 6 是冷却后再连发 10 发过程,约 0.37 mm 薄层又发生了塑性变形,残余应力又进行了重新分布。这说明连发过程中,身管在自紧残余应力、热应力和火药燃气压力作用下身管发生持续反复的塑性变形。

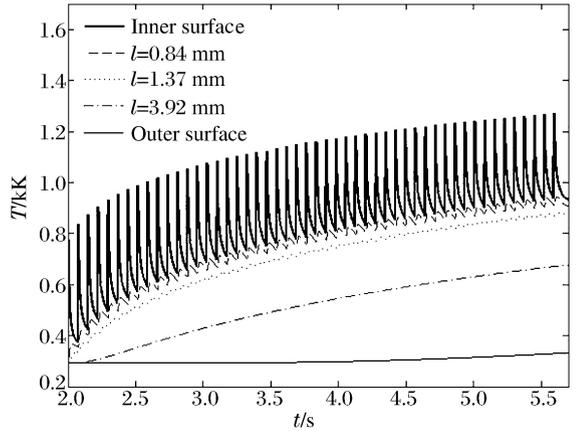


图 4 温度时间曲线

Fig. 4 The temperature-time curve

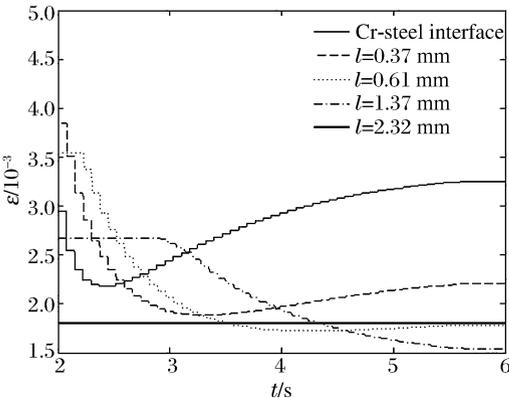


图 5 50 连发过程中等效塑性应变时间曲线

Fig. 5 The equivalent plastic strain-time curve in the process of 50 continuous emission

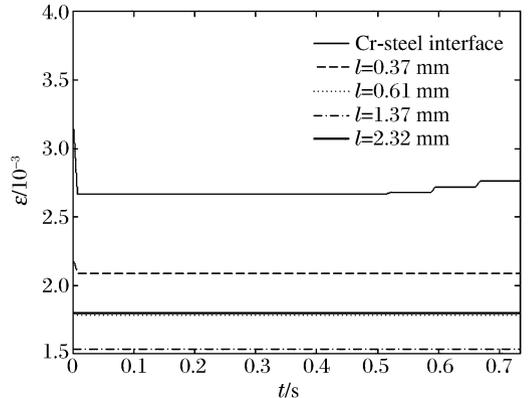


图 6 后续 10 连发过程中等效塑性应变时间曲线

Fig. 6 The equivalent plastic strain-time curve in the process of 10 continuous emission after cooling

### 3.3 连发过程中身管应力变化

图 7 是不同半径处的应力时间曲线,可以看出内壁薄层(约 1.37 mm)的最大应力在若干连发后便在材料的屈服强度 1 GPa 附近。而且沿半径方向应力差距较大。由于热应力和起始残余应力的作用,使内壁存在较大的压缩切向应力,发生压缩屈服,身管的残余应力进行了重新分布。

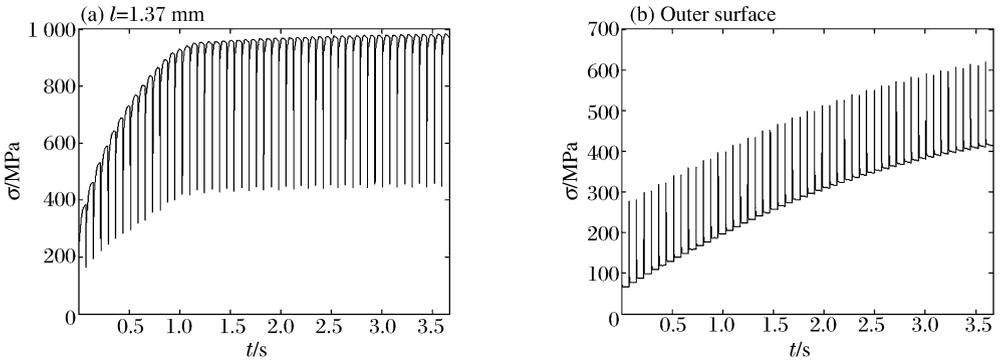


图 7 等效应力时间曲线  
Fig. 7 Stress-time curves in the radial orientation

### 3.4 不同发射状态塑性应变变化

图 8 是不同发射状态身管塑性应变对比。可以看出,整个过程中塑性变形变化的区域在内壁约 2.3 mm 内。50 连发过程中,随着连发数的增大拉伸切向塑性应变逐渐减小,直至转变为压缩塑性应变,压缩径向塑性应变逐渐减小,拉伸轴向塑性应变逐渐增大,而且越靠近内壁变化越大。这主要是热应力逐渐增大的结果。再连发 10 发后,内壁约 0.5 mm 薄层塑性应变又发生了变化,其中压缩切线塑性应变减小,压缩径向塑性应变增大,拉伸轴向塑性应变减小。

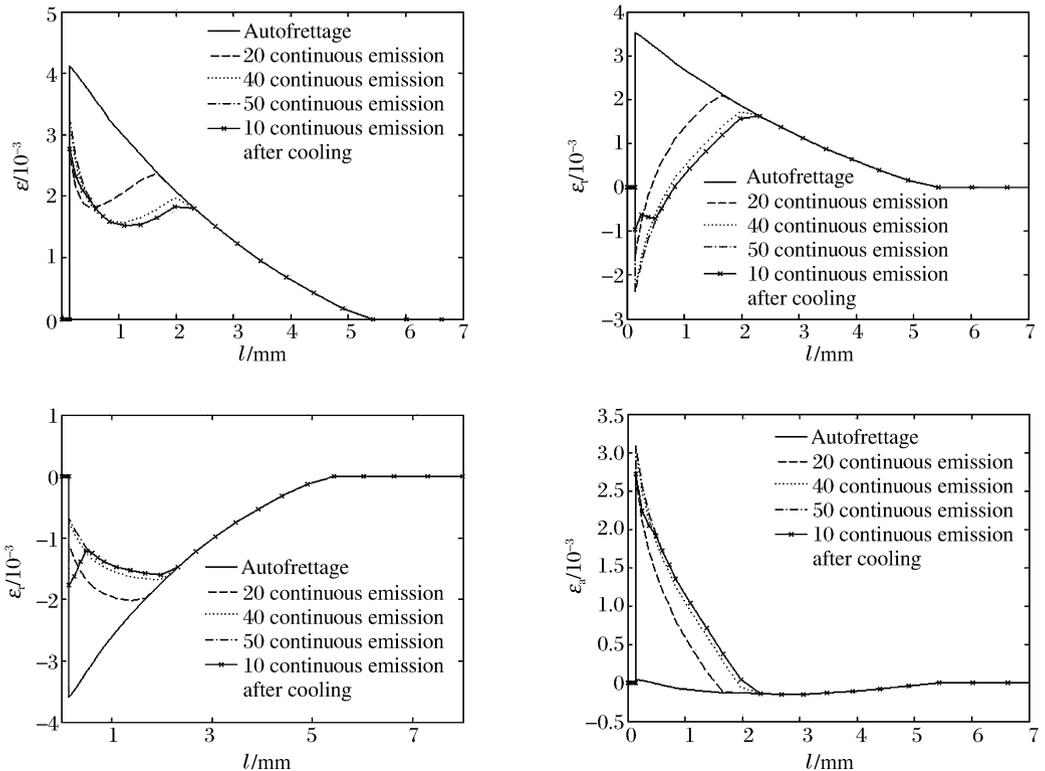


图 8 不同发射状态等效塑性应变  
Fig. 8 Plastic strains under different conditions

### 3.5 不同发射状态残余应力变化

图 9 是不同发射状态的残余应力对比。可以看出,50 连发冷却后压缩径向残余应力减小,并且内壁局部区域转变为拉伸径向残余应力,在距内壁约 2 mm 身管压缩切向残余应力减小,局部区域转变为拉伸残余应力,在 2 mm 以外压缩切向残余应力增大。冷却后再连发 10 发冷却后,残余应力变化不大,只是内壁约 0.5 mm 的身管内拉伸切向残余应力大幅减小。

首先,自紧残余应力抵消了部分火药燃气压力的作用,不会产生塑性变形,然后,随着温度的升高和连发数的增加,热应力逐渐增大,并与自紧残余应力叠加,使得这一薄层内的应力很快超出了材料的屈服极限,产生了压缩切向塑性变形,从而切向残余应力发生变化。在后续 10 连发过程中,由于火药气体压力使身管产生拉伸切向应力,它与拉伸切向残余应力相叠加。因此在第一发时身管内壁薄层的拉伸切向残余应力最大,已经超出了材料的屈服强度,发生拉伸切向屈服变形,残余应力又进行了重新分布。在这 10 连发中,重新分布的残余应力已经不能再抵消热应力,身管屈服,如图 8 所示,第 8 发时紧贴交界面基体又发生塑性变形来抵消热应力。从这个分析可以看出,身管内壁发生了反复的塑性变形。

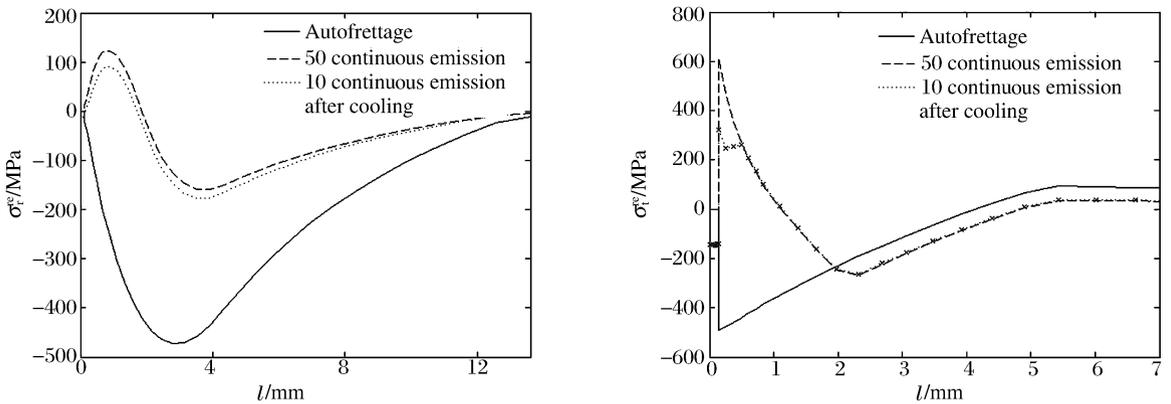


图 9 不同发射状态残余应力

Fig. 9 Residual stresses under different conditions

## 4 结 论

(1)残余应力变化的原因:逐渐增大的热应力与初始残余应力的叠加引发了压缩的切向塑性应变,在内壁薄层区域产生了与火药燃气压力方向相同的残余应力,再次发射时与火药燃气压力相叠加,发生反向屈服。可以预测,随着热应力的增大,这一薄层还要发生塑性变形,残余应力还要变化,来维持身管应力的稳定。可以说,热应力是残余应力变化的主要原因,只要热应力趋于稳定,残余应力也会趋于稳定,塑性趋于也趋于稳定。

(2)残余应力的变化规律:一定连发数后,压缩径向残余应力减小,并且内壁局部区域转变为拉伸径向残余应力,在距内壁约 2 mm 身管压缩切向残余应力减小,局部区域转变为拉伸残余应力,在 2 mm 以外压缩切向残余应力增大;冷却后再连发一定发数后,残余应力变化不大,只是内壁约 0.5 mm 身管内拉伸切向残余应力大幅减小。塑性应变的反复变化加剧材料的疲劳,产生损伤以及宏观裂纹。合理利用塑性变形,既可调整身管的应力分布,又能使身管材料稳定。

(3)减小残余应力变化程度的策略:控制一次连发数,减小内壁的塑性变形;采用较小的自紧度,减小内壁薄层的应力;采用一定的冷却方式,减小热应力的大小;采用高强度炮钢,减少塑性变形。

## 参考文献:

[1] 姚建军,徐诚,郭凯. 速射武器身管的热-应力耦合场分析[J]. 火炮发射与控制学报,2001(2):36-39.  
YAO Jian-jun, XU Cheng, GUO Kai. The analysis to thermal-stress coupled field in the barrel of rapid fire weapon [J]. Journal of Gun Launch & Control, 2001(2):36-39.

- [2] 余建生. 枪管轻量化技术研究[D]. 太原: 中北大学, 2002: 11-18.
- [3] 胡振杰. 火炮发射过程中的身管热弹耦合分析[D]. 南京: 南京理工大学, 2007: 43-45.
- [4] 徐亚栋, 钱林方, 石秀东. 复合材料身管三维瞬态热结构耦合分析[J]. 南京理工大学学报, 2007, 31(2): 350-353.  
XU Ya-dong, QIAN Lin-fang, SHI Xiu-dong. Three-dimensional finite element analysis and optimization of composite material barrel[J]. Journal of Nanjing University of Science and Technology, 2007, 31(2): 350-353.
- [5] 游仁华. 舰炮射击过程中的瞬态热响应数值模拟[J]. 舰船科学技术, 2006, 28(6): 53-56.  
YOU Ren-hua. Numerical simulation of transient thermal response of barrel when naval gun firing[J]. Ship Science and Technology, 2006, 28(6): 53-56.
- [6] 博弈创作室. APDL 参数化有限元分析技术及其应用实例[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2004.
- [7] 奥尔洛夫 Б В, 拉尔曼 Θ К. 炮身构造与设计[M]. 王天槐, 刘淑华, 译. 北京: 国防工业出版社, 1982.
- [8] 王泽山, 何卫东, 徐复铭. 火药装药设计原理与技术[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2006.
- [9] 郁圣杰. 火炮发射过程中的身管热分析及其应用[D]. 南京: 南京理工大学, 2004: 23-26.

## Residual stress variation in an autofrettaged barrel under impact load\*

LI Qiang<sup>1</sup>, LI Peng-hui<sup>2</sup>, ZHAO Jun-guan<sup>1</sup>, RU Zhan-yong<sup>1</sup>

(1. *Department of Power Mechanical Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, Shanxi, China;*  
2. *No. 713th Institute, China Shipbuilding Industrial Corporation, Zhengzhou 450015, Henan, China*)

**Abstract:** Based on the finite element analysis software, a finite element model was established for the rapid-firing gun cross-section to explore the residual stress in the autofrettaged barrel, which was influenced by the high-temperature, high-pressure and high-speed explosive gas when shooting. And the direct coupling method was employed as a solving strategy to analyze the residual stress in the autofrettaged barrel in the process of 50 continuous shots first and 10 shots after cooling. Investigated result displays that the repeated changing of the plastic strain and residual stress in the inner wall is harmful to the stabilization of the inner wall. And the measures were put forward to reduce the change of the residual stress.

**Key words:** solid mechanics; residual stress; finite element method; barrel; autofrettage; rapid-firing gun

\* Received 13 September 2010; Revised 25 March 2011

Supported by the National Natural Science Foundation of China (51175481)

Corresponding author: LI Qiang, liqiang1971@163.com