

以非满管代替满管进行转管炮身管寿命试验研究

张培忠, 郑建福, 米中贺, 陈国利, 宁金贵, 黄彦昌

(中国白城兵器试验中心, 吉林 白城 137001)

摘要: 为减少转管炮身管寿命试验的用弹量, 研究用非满管代替满管进行转管炮身管寿命试验的技术。建立炮口振动位移计算方程, 利用高阶傅里叶级数拟合炮膛合力, 获得炮膛合力的频域函数; 利用模态实验获得了转管炮的模态参数, 构建转管炮起落部分的频响函数; 利用频响函数计算了转管炮在满管射击、非满管射击方式下的炮口振动位移。以满管射击、非满管射击方式下炮口振动位移的一致性为原则, 确定身管寿命试验方案。通过试验验证了满管射击、非满管射击方式下的身管寿命试验结果具有一致性, 从而获得用弹量较少的身管寿命试验方法, 节省了试验的弹药消耗。

关键词: 兵器科学与技术; 火炮; 身管寿命; 试验技术

中图分类号: TJ306⁺.1

文献标志码: A

文章编号: 1000-1093(2017)10-1899-10

DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2017.10.004

Research on Barrel Life Test of Revolving Barrel Cannon by Substituting Full Charge Loading with Non-full Charge Loading

ZHANG Pei-zhong, ZHENG Jian-fu, MI Zhong-he, CHEN Guo-li, NING Jin-gui, HUANG Yan-chang
(China Baicheng Ordnance Test Center, Baicheng 137001, Jilin, China)

Abstract: The technology of substituting full charge loading with non-full charge loading is researched to decrease the ammunition consumption in the barrel life test of revolving barrel cannon. The computing equations of muzzle vibration displacement are established. High-order Fourier series is used to fit the resultant force in bore, and then the frequency equations of resultant force are established. The modal parameters of cannon are obtained by model measuring and analysis, and a frequency response equation of the cannon elevating part is established. The frequency response equation is used to calculate the muzzle vibration displacements in the way of non-full charge loading and full charge loading. The differences among these muzzle vibration displacements are compared. Based on the law that the muzzle vibration displacements of non-full charge loading and full charge loading are consistent, the barrel life test scheme is confirmed. In verification experiment, the barrel life's consistency is proved. The barrel life test method of less amount ammunition is designed to decrease the ammunition consumption in test.

Key words: ordnance science and technology; cannon; barrel life; test technology

收稿日期: 2017-02-14

基金项目: 总装备部试验技术研究项目(2010SY4205001)

作者简介: 张培忠(1966—), 男, 研究员, 博士。E-mail: zhangpeizhong9966@163.com

通信作者: 宁金贵(1981—), 男, 工程师, 硕士。E-mail: njgnjgnjg19810118@163.com

0 引言

转管炮是一种高射速防空/反导武器,其身管数量较多,有 6~11 根管,射击时各个身管在旋转中交替、循环射击,在火炮无故障、无瞎火弹的情况下,各个身管累计射击的弹数基本相等。在靶场定型试验时必须进行身管寿命考核,按照传统的身管寿命试验方法,身管累积射击弹数必须达到身管寿命指标规定的弹数,再依照军标规定的判据判断身管寿命是否达到指标,因此试验总用弹量 = 单管寿命指标弹数 × 身管数^[1]。以某 A 型转管炮为例,按此方法进行试验,用弹量为 2 万多发,可见弹药的消耗巨大。

为了减少弹药的消耗,身管寿命试验一般结合其他试验项目一并进行,例如强度试验、随动精度测试、有效射程试验、淋雨试验、炮口冲击波测试等,所用弹数全部计入身管寿命中。当全部计入的弹数仍然不能达到身管寿命指标数时,则补充一部分弹数,进行磨损射击试验,直至达到身管寿命指标数为止。此方法的用弹量也很大,因此需要研究新方法以减少弹药消耗。

在“试验总用弹量 = 单管寿命指标弹数 × 身管数”公式中,单管寿命指标弹数是上级规定的需要考核的指标,在定型试验中不可更改,因此只能采用更改试验用身管数的方法,通过使用少部分身管(定义为非满管)来代替全部身管(定义为满管),以完成身管寿命试验,从而减少试验用弹量。

1 用非满管代替满管试验的原理

转管炮在靶场进行定型试验时,分为前期、中期和后期以及在必要时补充进行的磨损射击试验阶段,共 4 个阶段。

在定型试验的前期和中期,主要进行初速检查、弹带性能测试、引信早炸与瞎火率测试、立靶密集度试验、强度试验、射速检查、随动精度测试、有效射程测试等项目,其中:初速检查、弹带性能测试、引信早炸与瞎火率测试的射击方式采取每根身管独立进行、单发射击的方式,立靶密集度试验、随动精度测试等项目均采取全部身管(满管)连发射击的方式。射击的弹数全部计入身管寿命中,到此阶段结束时,每根身管累计射击的弹数大约为 800~1 000 发,处于寿命中期。

在定型试验后期,首先要进行初速、弹带性能、

引信早炸与瞎火率、立靶密集度等检查项目,依照国家军用标准规定的判据分析身管寿命是否终止,若终止则停止试验,否则继续进行定型试验剩余项目,采用满管连发射击方式进行随动热态射击、炮口冲击波测试、振动加速度测试、机构动可靠性检查、淋雨试验等。射击弹数计入身管寿命中,到此阶段结束时,每根身管累计射击的弹数大约为 1 500~1 700 发,处于寿命后期,距离身管寿命指标数相差 300~500 发,需要补充一部分弹药,进行磨损射击试验。

在磨损射击试验阶段,仅进行初速、弹带性能、引信早炸与瞎火率、立靶密集度检查,依照国家军用标准规定的判据分析身管寿命是否终止,判据如下^[1]:1)弹带削光;2)引信连续瞎火 2 发以上,或者弹丸早炸;3)立靶密集度超过战技指标的 8 倍,或者横弹数量超过 50%;4)弹丸距离散布增大 1.5% (转管炮无该指标);5)弹丸初速下降超过战技指标规定的要求,其中任何一项超标均可判定为身管寿命终止,从而停止试验。否则重复进行 4 个阶段的试验,直至每根身管累计射击弹数达到身管寿命指标数为止。以某 A 型转管炮为例,在磨损射击试验阶段需要补充射击弹数约 3 000~5 000 发。

转管炮定型试验的项目众多,研究全部项目均采用以非满管代替满管进行射击是很不现实的,因此本文仅研究在磨损射击试验阶段用非满管代替满管射击以节省弹药的方法。

在磨损射击试验之前,各个身管的射击弹数、弹药种类、发射速度、维护保养等情况基本一致,各个身管的内膛磨损程度也基本相等。因此,允许任意抽取其中部分身管作为样本,进行独立、单发射击,各个身管之间互不影响,分别获得初速、弹带性能、引信早炸与瞎火率数据,用以表征全部身管的初速、弹带性能、引信早炸与瞎火率。但是,由于立靶密集度试验采取连发射击方式进行,各个身管之间相互影响,抽取的身管数量、各身管所处位置都会对转管炮产生不同频率的激励,该频率与转管炮(尤其弹性较大的起落部分)固有频率的接近(或者远离)程度不同,引起的炮口振动位移也不同,最终造成立靶密集度试验结果有差异。因此,用非满管代替满管进行立靶密集度试验时,抽取的身管数量及其所处位置必须保证使非满管射击方式与满管射击方式获得的立靶密集度结果具有一致性,同时保证初速、弹带性能、引信早炸与瞎火率结果的一致性,由此获得

的身管寿命值才能与传统方法获得的身管寿命值等效。由于转管炮使用内能源或者内 + 外能源驱动, 转速基本不变, 在射击过程中, 每根身管旋转一周才射击一发弹, 用非满管代替满管方式, 参与射击的身管自身的射速基本不变, 而且每组每管射击 ≤ 10 发弹, 组与组的间隔时间 $\geq 4 \text{ h}^{[1]}$, 身管温升也不因此而显著改变, 故其磨损程度不会因此而改变。

2 转管炮的发射动力学

目前常用动力学仿真法求解火炮的发射过程^[2-4], 但是该方法需要经过仿真建模、校模和验模等一系列复杂过程, 专业性很强, 靶场难以掌握, 且费用高、周期长, 在武器定型试验中重复应用较困难。为此, 下面介绍频响函数法, 该方法利用模态实验测试火炮的模态参数、构建频响函数, 建立频域炮膛合力函数, 基于频响函数与频域炮膛合力函数计算火炮振动响应, 费用少, 周期短, 便于靶场掌握和重复运用。

2.1 转管炮的振动力学方程

设转管炮为 N 个自由度的系统, 在物理坐标系中的方程^[5]为

$$M\ddot{\mathbf{x}} + C\dot{\mathbf{x}} + K\mathbf{x} = \mathbf{f}, \quad (1)$$

式中: M 、 C 、 K 和 \mathbf{f} 分别为质量矩阵、阻尼矩阵、刚度矩阵和力矩阵; $\ddot{\mathbf{x}}$ 、 $\dot{\mathbf{x}}$ 和 \mathbf{x} 分别为加速度矩阵、速度矩阵和位移矩阵。

该系统的固有频率矩阵和固有振型矩阵分别为

$$\begin{aligned} \Omega &= \text{diag}[\Omega_1 \quad \Omega_2 \quad \cdots \quad \Omega_N], \\ \Phi &= [\varphi_1 \quad \varphi_2 \quad \cdots \quad \varphi_N]. \end{aligned} \quad (2)$$

在模态坐标系中用 Φ 作为坐标空间的基向量矩阵, 令 $\mathbf{X} = \Phi\mathbf{q}$, \mathbf{q} 为模态坐标向量, 将 (1) 式变换为

$$\begin{aligned} \Phi^T M \Phi \ddot{\mathbf{q}} + \Phi^T C \Phi \dot{\mathbf{q}} + \Phi^T K \Phi \mathbf{q} &= \Phi^T \mathbf{f}, \\ m_r \ddot{q}_i + c_r \dot{q}_i + k_r q_i &= \varphi_i^T \mathbf{f}, \\ i &= 1, 2, 3, \cdots, N, \end{aligned} \quad (3)$$

式中: $m_r = \text{diag}[m_1 \quad m_2 \quad \cdots \quad m_N]$, $m_i = \varphi_i^T M \varphi_i$; $c_r = \text{diag}[c_1 \quad c_2 \quad \cdots \quad c_N]$, $c_i = \varphi_i^T C \varphi_i$; $k_r = \text{diag}[k_1 \quad k_2 \quad \cdots \quad k_N]$, $k_i = \varphi_i^T K \varphi_i$ 。

令: $\mathbf{f} = \mathbf{F}e^{j\omega t}$, $\mathbf{q} = \mathbf{Q}e^{j\omega t}$, $\mathbf{x} = \mathbf{X}e^{j\omega t}$, 由 (3) 式^[6]得

$$\begin{aligned} \mathbf{X} &= \Phi(k_r - \omega^2 m_r + j\omega c_r)^{-1} \Phi^T \mathbf{F} = \\ &\Phi \mathbf{Y}_r \Phi^T \mathbf{F} = \mathbf{H} \mathbf{F}, \end{aligned} \quad (4)$$

式中: $\mathbf{H} = \Phi \mathbf{Y}_r \Phi^T$ 为频响函数矩阵, $\mathbf{Y}_r = \text{diag}[Y_1 \quad Y_2 \quad \cdots \quad Y_r]$, $Y_r = (k_r - \omega^2 m_r + j\omega c_r)^{-1}$ 。

将 Y_r 展开为

$$Y_r = \frac{1}{j2\Omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2} m_r (j\omega - \lambda_r)} + \frac{-1}{j2\Omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2} m_r (j\omega - \lambda_r^*)}, \quad (5)$$

式中: $\lambda_r, \lambda_r^* = -\frac{c_r}{2m_r} \pm \sqrt{\left(\frac{c_r}{2m_r}\right)^2 - \frac{k_r}{m_r}} = -\xi_r \Omega_r \pm j\Omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2}$; ξ_r 为阻尼比, $\xi_r = \frac{c_r}{2m_r \Omega_r}$; $\Omega_r = \sqrt{k_r/m_r}$ 。

系统的激励输入点 I 、响应输出点 O 之间的频响函数为

$$\begin{aligned} {}_r H_{Io} &= \frac{\varphi_{Ir} \varphi_{Or}}{j2m_r \Omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2} (j\omega - \lambda_r)} + \\ &\frac{\varphi_{Ir}^* \varphi_{Or}^*}{j2m_r \Omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2} (j\omega - \lambda_r^*)} = \frac{A_r}{j\omega - \lambda_r} + \frac{A_r^*}{j\omega - \lambda_r^*}, \end{aligned} \quad (6)$$

式中: A_r, A_r^* 为留数; $\varphi_{Ir}, \varphi_{Or}, \varphi_{Ir}^*$ 和 φ_{Or}^* 均为模态。(6) 式为频响函数的留数表达式, 将 (6) 式代入 (4) 式, 得到系统在激励 F_I 作用下, 响应点 O 的振动位移函数:

$$\{X_o(j\omega)\} = \sum_{r=1}^N [{}_r H_{Io}(j\omega)] \{F_I(j\omega)\}. \quad (7)$$

2.2 炮口横向振动位移函数

转管炮的炮口横向振动位移 (垂直于身管轴线的方位向、高低向振动位移) 的大小直接关系到立靶密集度的大小, 为了研究用非满管代替满管进行立靶密集度试验的方法, 并使两者的结果一致, 必须保证炮口横向振动位移一致。

转管炮的起落部分由两个耳轴、摇架、后坐部分、两个制退缓冲器组成, 如图 1 所示。后坐部分由回转部分、马达、供弹口和排壳口组成。回转部分由自动机、身管组构成。起落部分的质心 C 、后坐部分的质心 C_1 都在回转部分的轴线 L 上, 起落部分的质心 C 至最下方身管的轴线 L_1 的距离为 e 。在设计上轴线 L 与轴线 L_1 在 1 km 处相交, 近似认为两者平行, 且垂直于转管炮的方位回转轴和高低回转轴。

转管炮射击是由处于最下方位置的身管完成的, 起落部分受到的炮膛合力的作用线在最下方位置的身管轴线 L_1 上, 炮膛合力对起落部分的质心 C 形成力矩。后坐部分因后坐运动而产生惯性力, 其作用线经过质心 C_1 、在后坐部分的轴线 L 上。起落部分依靠耳轴支撑, 随动系统稳定, 由两个耳轴提供支撑力, 抵制炮膛合力、后坐部分的惯性力和重力,

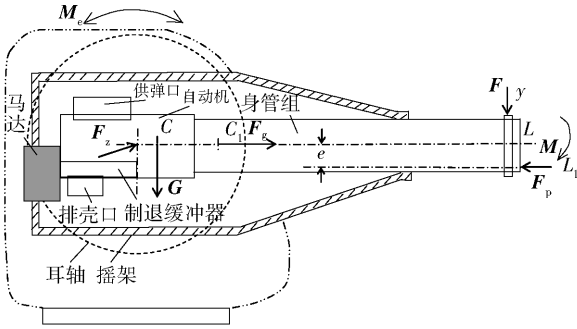


图1 转管炮起落部分受力分析

Fig.1 Forces of revolving barrels cannon elevating part

由随动系统提供方位方向、高低方向控制力矩。转管炮起落部分受力分析如图1所示。

转管炮射击时,回转部分在马达驱动下进行旋转,自动机从供弹口输入炮弹,完成装填、推弹、闭锁、击发、开锁和抽壳等一系列动作,从排壳口排壳。当某一身管处于最下方位置时发射炮弹、产生后坐力,推动后坐部分沿着摇架的前套箍和后滑动导轨运动,摇架上的两个制退缓冲器产生阻力,吸收后坐动能。起落部分动力学方程为

$$\begin{cases} \mathbf{F}_z(s) = \mathbf{F}_p(s) + \mathbf{F}_g(s) + \mathbf{G}, \\ \mathbf{M}_a(s) + \mathbf{M}_e(s) = \mathbf{M}(s) + \mathbf{M}_C, \\ e\mathbf{F}_p(s) = \mathbf{M}(s), \end{cases} \quad (8)$$

式中: $\mathbf{F}_z(s)$ 为耳轴频域支撑力; $\mathbf{F}_p(s)$ 为频域炮膛合力; $\mathbf{F}_g(s)$ 为后坐部分的频域惯性力; \mathbf{G} 为起落部分的重力; $\mathbf{M}_a(s)$ 为随动系统方位向频域控制力矩; $\mathbf{M}_e(s)$ 为随动系统高低向频域控制力矩; $\mathbf{M}(s)$ 为炮膛合力对起落部分产生的频域力矩; \mathbf{M}_C 为起落部分的重力矩。

视起落部分为柔性悬臂梁,由于主动力矩 $\mathbf{M}(s)$ 的作用而产生炮口振动位移 $\mathbf{y}(s)$,即炮口横向振动位移, $\mathbf{M}(s)$ 的力学作用等效于在炮口处横向作用一个力 $\mathbf{F}(s)$,造成起落部分在炮口处的横向振动位移 $\mathbf{y}(s)$ 。假设耳轴中心 O 至炮口的距离为 l ,则:

$$l\mathbf{F}(s) = \mathbf{M}(s) = e\mathbf{F}_p(s). \quad (9)$$

距离 e 、长度 l 是定值。由于 \mathbf{F}_p 、 l 近似平行,且都垂直于转管炮的方位回转轴、高低回转轴,由(9)式有:

$$\begin{cases} F_a(s) = F_p(s)e_a/l, \\ F_e(s) = F_p(s)e_e/l, \end{cases} \quad (10)$$

式中: e_a 和 e_e 分别为距离 e 在方位回转轴、高低回转轴上的分量; F_a 和 F_e 分别为 $\mathbf{F}(s)$ 在方位回转轴、高低回转轴上的分量。

令 $j\omega = s^{[6-7]}$,则炮口横向振动频域位移为

$$\begin{cases} X(s) = H_a(s)F_a(s) = H_a(s)[F_p(s)e_a/l], \\ Y(s) = H_e(s)F_e(s) = H_e(s)[F_p(s)e_e/l], \end{cases} \quad (11)$$

式中: $X(s)$ 、 $Y(s)$ 分别为炮口方位方向、高低方向频域振动位移; $H_a(s)$ 、 $H_e(s)$ 分别为方位方向、高低方向频响函数。

(11)式经过拉普拉斯反变换得到时域炮口横向振动位移:

$$\begin{cases} x(t) = L^{-1}[X(s)], \\ y(t) = L^{-1}[Y(s)]. \end{cases} \quad (12)$$

3 计算炮口振动位移

3.1 建立炮膛合力频域函数

为了计算(12)式的转管炮炮口振动位移,根据(11)式,需要给出炮膛合力频域函数。近似认为火炮发射过程中的炮膛合力是一系列等幅度周期性激励,满管射击方式、每间隔1管射击1发的非满管射击方式、每间隔2管射击1发的非满管射击方式的炮膛合力激励如图2~图4所示,3种射击方式力的幅值相等,但炮膛合力作用的频率不同。鉴于本文研究的问题是满管射击方式、非满管射击方式下炮口振动位移的差别问题,不关心计算结果与实际值的符合程度,为了便于计算,在此将炮膛合力按最大幅值 F_{pm} 做归一化处理,然后利用高阶傅里叶级数拟合炮膛合力,获得级数形式的时域函数。经过多次尝试,确定用8阶傅里叶级数来拟合转管炮的炮膛合力较适宜,两者之间的符合程度较高,曲线如图5~图7所示。

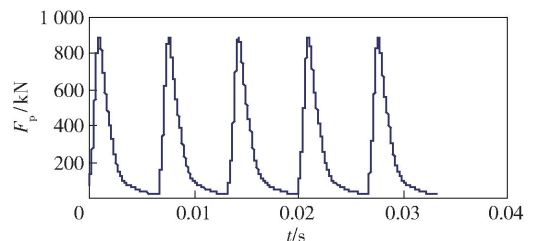


图2 满管射击时的炮膛合力

Fig.2 Resultant force in bore for full loading firing

利用8阶傅里叶级数拟合3种射击方式的炮膛合力,形成的时域函数表达式分别为

$$F_p(t) = 0.2723 -$$

$$0.00015331\cos(464.7t) + 2.324 \times 10^{-5}\sin(464.7t) +$$

$$0.0825\cos(2 \times 464.7t) + 0.3274\sin(2 \times 464.7t) -$$

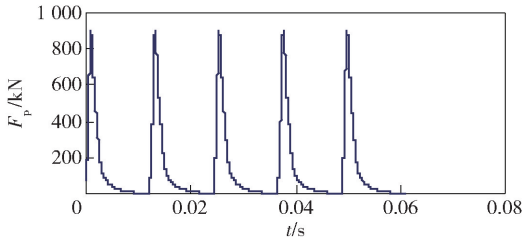


图 3 每间隔 1 管射击 1 发的炮膛合力

Fig. 3 Resultant force in bore for firing one round every one barrel

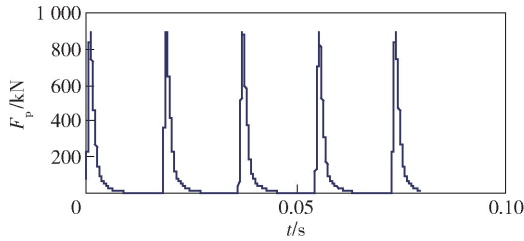


图 4 每间隔 2 管射击 1 发的炮膛合力

Fig. 4 Resultant force in bore for firing one round every 2 barrels

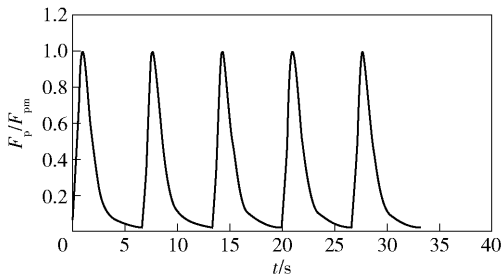


图 5 8 阶傅里叶级数拟合满管射击时的炮膛合力曲线

Fig. 5 Resultant force in bore fit by eighth-order Fourier series for full loading firing

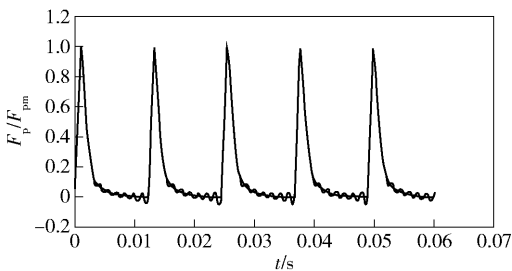


图 6 8 阶傅里叶级数拟合每间隔 1 管射击 1 发的炮膛合力曲线

Fig. 6 Resultant force in bore fit by eighth-order Fourier series for firing one round every one barrel

$$0.0001678\cos(3 \times 464.7t) + 7.527 \times 10^{-5}\sin(3 \times 464.7t) - 0.07871\cos(4 \times 464.7t) + 0.1702\sin(4 \times 464.7t) - 0.0002045\cos(5 \times 464.7t) + 0.0001469\sin(5 \times 464.7t) -$$

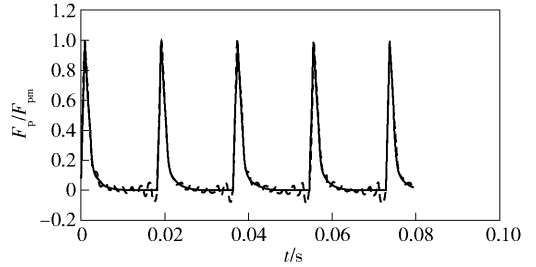


图 7 8 阶傅里叶级数拟合每间隔 2 管射击 1 发的炮膛合力曲线

Fig. 7 Resultant force in bore fit by eighth-order Fourier series for firing one round every 2 barrels

$$0.1049\cos(6 \times 464.7t) + 0.06665\sin(6 \times 464.7t) - 0.0002928\cos(7 \times 464.7t) + 0.0002981\sin(7 \times 464.7t) - 0.07197\cos(8 \times 464.7t) - 0.002224\sin(8 \times 464.7t), \quad (13)$$

$$F_p(t) = 0.1701 +$$

$$0.1583\cos(511.5t) + 0.1942\sin(511.5t) + 0.0291\cos(2 \times 511.5t) + 0.1706\sin(2 \times 511.5t) - 0.00268\cos(3 \times 511.5t) + 0.1202\sin(3 \times 511.5t) - 0.04593\cos(4 \times 511.5t) + 0.08043\sin(4 \times 511.5t) - 0.05426\cos(5 \times 511.5t) + 0.05044\sin(5 \times 511.5t) - 0.05033\cos(6 \times 511.5t) + 0.02274\sin(6 \times 511.5t) - 0.04143\cos(7 \times 511.5t) + 0.003614\sin(7 \times 511.5t) - 0.02914\cos(8 \times 511.5t) - 0.004327\sin(8 \times 511.5t), \quad (14)$$

$$F_p(t) = 0.1178 + 0.1521\cos(344t) + 0.119\sin(344t) - 0.06978\cos(2 \times 344t) + 0.1298\sin(2 \times 344t) - 0.01969\cos(3 \times 344t) + 0.114\sin(3 \times 344t) - 0.00887\cos(4 \times 344t) + 0.09122\sin(4 \times 344t) - 0.02298\cos(5 \times 344t) + 0.0702\sin(5 \times 344t) - 0.0299\cos(6 \times 344t) + 0.05379\sin(6 \times 344t) - 0.03417\cos(7 \times 344t) + 0.04027\sin(7 \times 344t) - 0.03617\cos(8 \times 344t) + 0.02763\sin(8 \times 344t). \quad (15)$$

将以上炮膛合力时域函数经过拉普拉斯变换 $F_p(s) = L[F_p(t)]$, 得到 3 种射击方式的炮膛合力频域函数, 表达式分别为

$$F_p(s) = 0.272/s - 0.153 \times 10^{-3}s/(s^2 + 0.216 \times 10^6) + 0.108 \times 10^{-1}/(s^2 + 0.216 \times 10^6) + 0.825 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.864 \times 10^6) + 304/(s^2 + 0.864 \times 10^6) - 0.168 \times 10^{-3}s/(s^2 + 0.194 \times 10^7) + 0.105/(s^2 + 0.194 \times 10^7) - 0.787 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.346 \times 10^7) +$$

$$316/(s^2 + 0.346 \times 10^7) - 0.204 \times 10^{-3}s/(s^2 + 0.540 \times 10^7) + 0.348/(s^2 + 0.540 \times 10^7) - 0.105s/(s^2 + 0.777 \times 10^7) + 186/(s^2 + 0.777 \times 10^7) - 0.293 \times 10^{-3}s/(s^2 + 0.106 \times 10^8) + 0.970/(s^2 + 0.106 \times 10^8) - 0.720 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.138 \times 10^8) - 8.27/(s^2 + 0.138 \times 10^8), \quad (16)$$

$$F_p(s) = 0.170/s + 0.158s/(s^2 + 0.262 \times 10^6) + 99.3/(s^2 + 0.262 \times 10^6) + 0.291 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.105 \times 10^7) + 175/(s^2 + 0.105 \times 10^7) - 0.268 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.235 \times 10^7) + 184/(s^2 + 0.235 \times 10^7) - 0.459 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.419 \times 10^7) + 165/(s^2 + 0.419 \times 10^7) - 0.543 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.654 \times 10^7) + 129/(s^2 + 0.654 \times 10^7) - 0.530 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.942 \times 10^7) + 69.8/(s^2 + 0.942 \times 10^7) - 0.414 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.128 \times 10^8) + 12.9/(s^2 + 0.128 \times 10^8) - 0.291 \times 10^{-1}s/(s^2 + 0.167 \times 10^8) - 17.7/(s^2 + 0.167 \times 10^8), \quad (17)$$

$$F_p(s) = 0.12/s + 0.15s/(s^2 + 0.12 \times 10^6) + 41/(s^2 + 0.12 \times 10^6) + 0.07s/(s^2 + 0.47 \times 10^6) + 89/(s^2 + 0.47 \times 10^6) + 0.02s/(s^2 + 0.11 \times 10^7) + 120/(s^2 + 0.11 \times 10^7) - 0.0089s/(s^2 + 0.19 \times 10^7) + 130/(s^2 + 0.19 \times 10^7) - 0.023s/(s^2 + 0.30 \times 10^7) + 120/(s^2 + 0.30 \times 10^7) - 0.03/(s^2 + 0.43 \times 10^7) + 110/(s^2 + 0.43 \times 10^7) - 0.034s/(s^2 + 0.58 \times 10^7) + 97/(s^2 + 0.58 \times 10^7) - 0.036s/(s^2 + 0.76 \times 10^7) + 75/(s^2 + 0.76 \times 10^7). \quad (18)$$

3.2 构建转管炮的频响函数

为了计算(12)式的转管炮炮口振动位移,根据(11)式,需要给出频响函数。采用力锤法进行转管炮的模式实验(传感器布置见图8),获得模式参数^[8],利用模式参数构建因炮膛合力引起炮口振动的频响函数。考虑到 $M(s)$ 的作用等效于在炮口处横向作用一个力 $F(s)$,炮口横向振动的力激励与位移响应处在同一点、同一方向,在测试高低方向的振动模式时,力锤敲击选在身管组最上方的身管、靠近炮口套箍的位置垂直向下敲,如图9所示。在测试方位方向的振动模式时,力锤敲击选在身管组最左方位的身管、靠近炮口套箍的位置水平向右敲。部分模式如图10所示,测试结果如表1~表3所示。

忽略高阶模式的影响,转管炮的方位方向力激励、位移响应之间的频响函数近似取前5阶:



图 8 传感器布置图

Fig. 8 Sensor layout

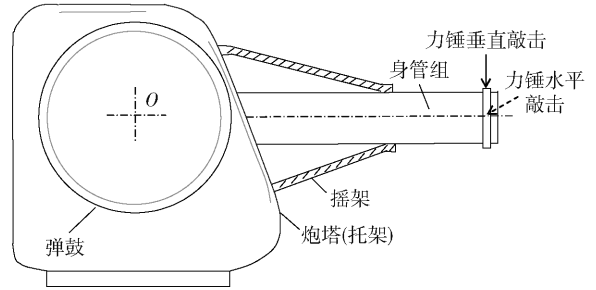


图 9 测试转管炮的模式

Fig. 9 Measuring modal of revolving barrels cannon

$$H_a(j\omega) \approx \sum_{r=1}^5 \left[\frac{A_r}{(j\omega - \lambda_r)} + \frac{A_r^*}{(j\omega - \lambda_r^*)} \right] = \frac{0.0212/j}{j\omega + 1.69 - j102.98} - \frac{0.0212/j}{j\omega + 1.69 + j102.98} + \frac{0.119/j}{j\omega + 26.66 - j236.51} - \frac{0.119/j}{j\omega + 26.66 + j236.51} + \frac{0.13/j}{j\omega + 26.59 - j428.73} - \frac{0.13/j}{j\omega + 26.59 + j428.73} + \frac{0.0625/j}{j\omega + 12.76 - j797.46} - \frac{0.0625/j}{j\omega + 12.76 + j797.46} + \frac{0.0625/j}{j\omega + 18.91 - j1067.97} - \frac{0.0625/j}{j\omega + 18.91 + j1067.97} \quad (19)$$

转管炮的高低方向力激励、位移响应之间的频响函数为近似取前4阶:

$$H_e(j\omega) \approx \sum_{r=1}^4 \left[\frac{A_r}{(j\omega - \lambda_r)} + \frac{A_r^*}{(j\omega - \lambda_r^*)} \right] = \frac{0.0311/j}{j\omega + 2.58 - j136.25} - \frac{0.0311/j}{j\omega + 2.58 + j136.25} + \frac{1.08/j}{j\omega + 24.16 - j299.8} - \frac{1.08/j}{j\omega + 24.16 + j299.8} + \frac{0.059/j}{j\omega + 8.5 - j772.4} - \frac{0.059/j}{j\omega + 8.5 + j772.4} + \frac{0.172/j}{j\omega + 18.13 - j1029.76} - \frac{0.172/j}{j\omega + 18.13 + j1029.76} \quad (20)$$

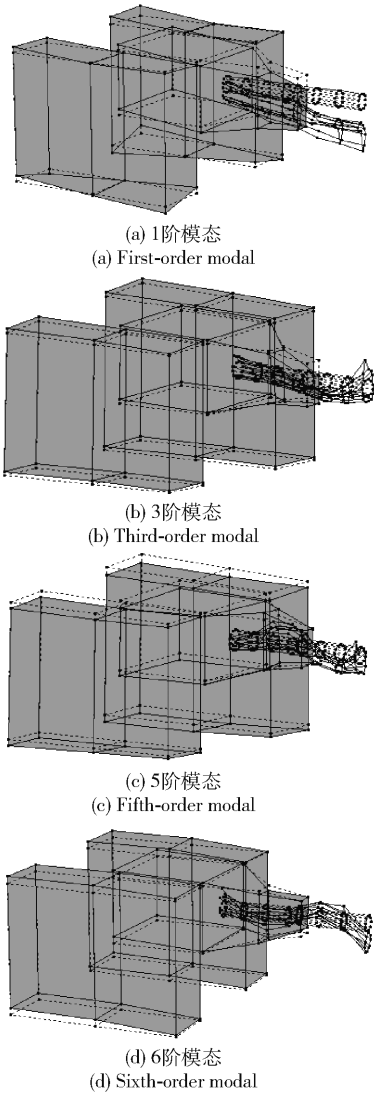


图 10 转管炮的高低向模态

Fig. 10 Elevation modals of revolving barrels cannon

表 1 模态实验测试结果

Tab. 1 Test results of modals

模态	高低方向		方位方向	
	频率/Hz	阻尼比/%	频率/Hz	阻尼比/%
1 阶	21.7	1.89	16.4	1.64
2 阶	47.9	8.03	37.9	11.20
3 阶	123.0	1.10	68.4	6.19
4 阶	164.0	1.76	127.0	1.60
5 阶	198.0	1.60	170.0	1.77
6 阶	284.0	1.56	362.0	4.20

3.3 计算炮口振动位移

本文仅关注满管射击方式、非满管射击方式下炮口振动位移的差别,而不关注其实际振动位移值,因此距离 e 、长度 l 无需计算。经过计算可得某 A 型

表 2 高低方向模态留数

Tab. 2 Residues of elevation modals

部位	模态			
	1 阶	2 阶	3 阶	4 阶
身管 1 ~ 身管 3	1.050	8.570	0.300	0.807
身管 4 ~ 身管 6	0.591	13.900	0.049	-
身管 7 ~ 身管 9	-	11.600	0.106	-
身管 10 ~ 身管 11	0.213	0.025	0.014	0.059
炮塔	0.002	0.006	-	-
摇架	0.031	1.080	0.059	0.172
整体	-	0.843	-	0.149

表 3 方位方向模态留数

Tab. 3 Residues of azimuth modals

部位	模态				
	1 阶	2 阶	3 阶	4 阶	5 阶
身管 1 ~ 身管 3	0.026	2.180	2.250	0.059	-
身管 4 ~ 身管 6	0.027	11.900	1.900	0.062	0.019
身管 7 ~ 身管 9	0.025	14.000	1.880	0.007	0.016
身管 10 ~ 身管 11	0.032	27.200	4.650	-	-
炮塔	0.024	0.318	0.017	0.003	0.020
摇架	0.021	0.119	0.130	0.063	0.063
整体	0.024	2.700	1.600	-	-

转管炮分别按满管射击方式、每间隔 1 管射击 1 发的非满管射击方式、每间隔 2 管射击 1 发的非满管射击方式下的炮口横向振动位移,如图 11 和图 12 所示。

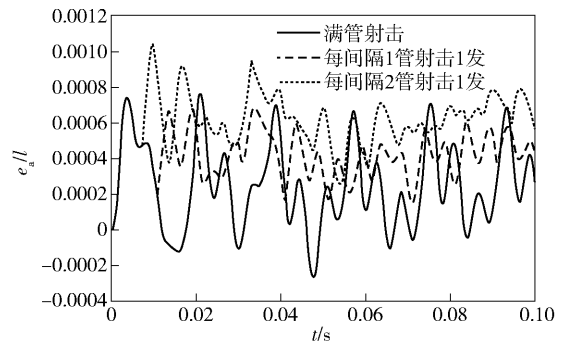


图 11 满管射击、每间隔 1 管射击 1 发、每间隔 2 管射击 1 发的方式下炮口方位方向振动位移

Fig. 11 Azimuth vibration displacement of muzzle for full loading firing, firing one round every one barrel, and firing one round every 2 barrels

从图 11 和图 12 看出:满管射击方式、每间隔 1 管射击 1 发的方式引起炮口的方位方向、高低方

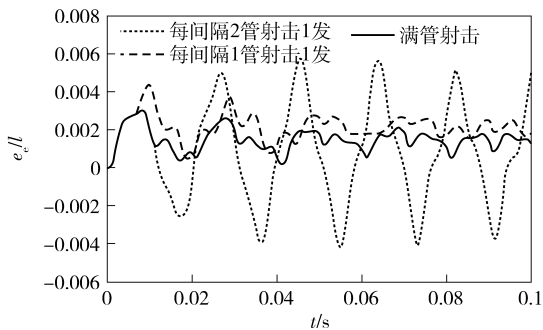


图 12 满管射击、每间隔 1 管射击 1 发、每间隔 2 管射击 1 发的方式下炮口高低方向振动位移

Fig. 12 Elevation vibration displacements of muzzle for full loading firing, firing one round every one barrel, and firing one round every 2 barrels

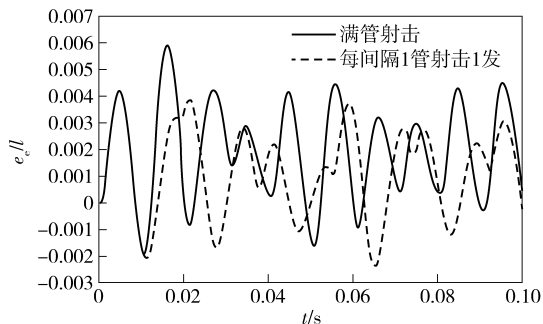


图 14 满管射击、每间隔 1 管射击 1 发的方式下炮口高低方向振动位移

Fig. 14 Elevation vibration displacements of muzzle for full loading firing, firing one round every one barrel, and firing one round every 2 barrels

向振动幅值没有显著差别,因此理论上可以利用每间隔 1 管射击 1 发的方式代替满管射击方式,进行某 A 型转管炮立靶密集度试验。而满管射击方式、每间隔 2 管射击 1 发的方式引起炮口的方位方向、高低方向振动幅值有着明显差别,理论上不能利用每间隔 2 管射击 1 发的方式代替满管射击方式进行立靶密集度试验,这是因为该方式的射击频率(3 000 发/min)接近了转管炮 2 阶模态的固有频率(47.9 Hz)。

某 B 型转管炮分别按满管射击方式、每间隔 1 管射击 1 发的非满管射击方式下的炮口横向振动位移的计算结果如图 13 和图 14 所示。

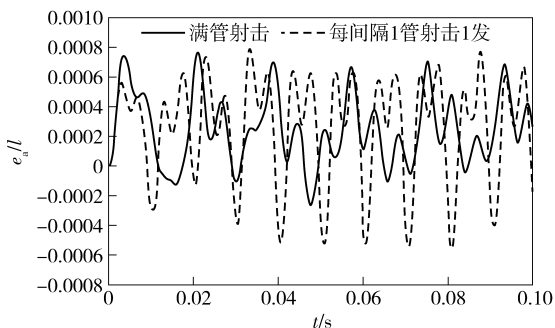


图 13 满管射击、每间隔 1 管射击 1 发的方式下炮口方位方向振动位移

Fig. 13 Azimuth vibration displacements of muzzle for full loading firing, firing one round every one barrel, and firing one round every 2 barrels

从图 13 和图 14 看出:满管射击方式、每间隔 1 管射击 1 发的方式引起炮口的方位方向、高低方向振动幅值没有明显的差别,因此可以利用每间隔 1 管射击 1 发的方式代替满管射击方式,进行某 B

型转管炮的立靶密集度试验。

4 试验验证

首先在某 A 型转管炮定型试验的最后阶段进行,此时该炮每根身管已经累计射击 1 248 发,距离身管寿命指标还有 752 发,转入磨损射击阶段。在磨损射击阶段,选择身管 1、身管 3、身管 5、身管 7 等(也可以选择身管 2、身管 4、身管 6、身管 8 等)进行脱壳穿甲弹初速检查、榴弹弹带性能检查、榴弹引信早炸与瞎火率测试以及脱壳穿甲弹立靶密集度试验,装填方法如下:用摇柄手动反向旋转自动机,将弹鼓与自动机联动,在被选定的身管对应的拨弹齿中装入实弹,其他位置装教练弹,将弹旋转进入弹鼓中。当火炮射击时,弹鼓与自动机联动正向旋转,将弹送入自动机,被选定的身管射击。其中前 3 项为每管独立、单发射击(工况 1),立靶密集度为连发射击,按 2 种方式实施:满管射击(工况 2)的立靶密集度 1 组、每间隔 1 根身管射击 1 发的非满管连发射击(工况 3)1 组,结果如表 4 和表 5 所示。

表 4 某 A 型转管炮单发射击方式的试验结果

Tab. 4 Test results of A type revolving barrels cannon by single-round firing method

参数	射击方式	
	满管	非满管
满管初速/(m·s ⁻¹)	1 260 ~ 1 270	1 263 ~ 1 266
弹带性能	膛线刻痕清晰	膛线刻痕清晰
引信早炸与瞎火率/%	0	0

从表 4 可以看出,在工况 1 中,满管射击方式、每间隔 1 根身管射击 1 发的非满管射击方式下,脱

壳穿甲弹初速、榴弹弹带性能、榴弹引信早炸与瞎火率测试结果具有一致性。

表 5 某 A 型转管炮两种射击方式的立靶密集度试验结果

Tab. 5 Test results of vertical target dispersion of A type revolving barrels cannon by two-rounds firing method

工况	方位方向方差/mrad ²	高低方向方差/mrad ²
2	0.610	0.941
3	0.494	0.884

利用 F 检验法^[4,9], 给定显著性水平 $\alpha = 0.10$, 自由度 $\nu_1 = 54, \nu_2 = 54$, 查表有 $F_{\alpha/2}(\nu_1, \nu_2) = 1.433$ 、 $F_{1-\alpha/2}(\nu_2, \nu_1) = 0.697$ 。方位方向 $F(\nu_1, \nu_2) = 0.610/0.494 = 1.234$, 高低方向 $F(\nu_1, \nu_2) = 0.941/0.884 = 1.064$ 。

由于 $F_{1-\alpha/2}(\nu_2, \nu_1) \leq F(\nu_1, \nu_2) \leq F_{\alpha/2}(\nu_1, \nu_2)$, 可见两种立靶密集度试验结果具有一致性, 且立靶上均无横弹, 从而验证了用非满管代替满管进行某 A 型转管炮的身管寿命试验是可行的。

在某 B 型转管炮定型试验的最后阶段进行验证试验, 此时该炮每根身管已经累计射击 1 667 发, 距离身管寿命指标还有 333 发。在磨损射击阶段, 选择身管 1、身管 3、身管 5 以工况 1 进行榴弹初速检查、榴弹弹带性能测试、榴弹引信早炸与瞎火率测试, 再以工况 2 进行 6 组立靶密集度试验, 以工况 3 进行 2 组立靶密集度试验, 结果如表 6 ~ 表 8 所示。

表 6 某 B 型转管炮单发射击方式的试验结果

Tab. 6 Test results of B type revolving barrels cannon by single-round firing method

参数	射击方式	
	满管	非满管
初速/(m·s ⁻¹)	884 ~ 896	889 ~ 895
弹带性能	膛线刻痕清晰	膛线刻痕清晰
引信早炸与瞎火率/%	0	1 发瞎火

从表 6 可以看出, 在工况 1 中, 满管射击方式、每间隔 1 根身管射击 1 发的非满管射击方式下, 榴弹初速、榴弹弹带性能、榴弹引信早炸与瞎火率测试结果具有一致性。

利用 F 检验, 给定显著性水平 $\alpha = 0.10$, 自由度 $\nu_1 = 14, \nu_2 = 29$, 查表有: $F_{\alpha/2}(\nu_1, \nu_2) = 1.75$ 、 $F_{1-\alpha/2}(\nu_2, \nu_1) = 0.57$ 。方位方向 $F(\nu_1, \nu_2) =$

表 7 某 B 型转管炮满管射击方式的立靶密集度试验结果

Tab. 7 Test results of vertical target dispersion of B type revolving barrels cannon for full loading firing

组序	方位方向方差/mrad ²	高低方向方差/mrad ²
1	2.779	0.933
2	6.206	2.561
3	3.309	1.287
4	2.502	2.676
5	2.848	2.074
6	2.542	3.649

表 8 某 B 型转管炮非满管射击方式的立靶密集度试验结果

Tab. 8 Test results of vertical target dispersion of B type revolving barrels cannon for non-full loading firing

组序	方位方向方差/mrad ²	高低方向方差/mrad ²
1	2.239	1.836
2	3.908	3.177

$$0.764 \quad 9, \quad \text{高 低 方 向} \quad F(\nu_1, \nu_2) = \frac{(1.239 + 3.908)/2}{(2.779 + 6.206 + 3.309 + 2.502 + 2.848 + 2.542)/6} = \frac{(1.836 + 3.177)/2}{(0.933 + 2.561 + 1.287 + 2.676 + 2.074 + 3.649)/6} = 1.141.$$

由于 $F_{1-\alpha/2}(\nu_2, \nu_1) \leq F(\nu_1, \nu_2) \leq F_{\alpha/2}(\nu_1, \nu_2)$, 可见两种立靶密集度的试验结果具有一致性, 且立靶上均无横弹, 从而验证了用非满管代替满管进行某 B 型转管炮的身管寿命试验是可行的。

实际运用本方法在 A、B 两型转管炮的试验中, 共计节省弹药 3 759 发。

5 结论

本文研究了用非满管代替满管进行转管炮身管寿命试验、减少试验用弹量的原理, 分析了炮膛合力引起炮口振动的机理; 利用高阶傅里叶级数拟合炮膛合力, 利用模态实验测试模态参数, 构建了频响函数, 运用频响函数、炮膛合力频域函数计算了转管炮射击过程中的炮口振动位移; 从理论上分析了转管炮以非满管代替满管进行立靶密集度试验的可行性, 并在两种转管炮上进行了验证试验, 获得了初速、弹带性能、引信早炸与瞎火率、立靶密集度试验结果。研究所得结论如下:

1) 利用高阶傅里叶级数拟合转管炮的炮膛合

力,经拉普拉斯变换后,得到膛合力频域函数。

2)利用模态实验与分析技术,获得转管炮的模态频率、阻尼和留数,构建因膛合力引起炮口振动的频响函数,运用频响函数与膛合力频域函数的积得到炮口振动位移的频域函数。

3)比较转管炮在不同射击方式下的炮口振动位移差别,以炮口振动位移一致性为原则,可以获得具有一致性的立靶密集度试验方案。

4)在转管炮试验的磨损射击阶段,利用非满管代替满管进行初速检查、弹带性能检查、引信早炸与瞎火率测试、立靶密集度试验,完成身管寿命试验,可以显著节省弹药。

参考文献 (References)

- [1] GJB349.23—1990 常规兵器定型试验方法:高射炮和海军炮[S].北京:国防科学技术工业委员会,1990;10,21,29.
GJB349.23—1990 Conventional weapon approval test method : anti-aircraft gun and navy gun[S]. Beijing: the Committee of Science, Technology and Industry for National Defense, 1990; 10, 21, 29. (in Chinese)
- [2] 米中贺,王毅,李战旗,等.转管武器膛合力在ADAMS中的实现方法[J].火炮发射与控制学报,2011,32(4):46-49.
MI Zhong-he, WANG Yi, LI Zhan-qi, et al. Realization method of revolving barrels cannon resultant force based on ADAMS software [J]. Journal of Gun Launch and Control, 2011, 32(4): 46-49. (in Chinese)
- [3] 杨明华,薛静,韩小平,等.某高射速多管炮刚体动力学建模仿真[J].四川兵工学报,2011,32(12):24-28.
YANG Ming-hua, XUE Jing, HAN Xiao-ping, et al. Dynamic simulation analyzing for high speed revolving barrels cannon[J]. Sichuan Ordnance Journal, 2011, 32(12): 24-28. (in Chinese)
- [4] 芮筱亭,陆毓琪,王国平,等.多管火箭发射动力学仿真与试验测试方法[M].北京:国防工业出版社,2001:188-189,217-235.
RUI Xiao-ting, LU Yu-qi, WANG Guo-ping, et al. Simulation and measurement method for multi-barrels rocket gun[M]. Beijing: National Defense Institute Press, 2001: 188-189, 217-235. (in Chinese)
- [5] 廖日东. I-DEAS 实例教程[M].北京:北京理工大学出版社,2003:97-100.
LIAO Ri-dong. Course of I-DEAS examples [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2003: 97-100. (in Chinese)
- [6] 李德葆,陆秋海.实验模态分析及其应用[M].北京:科学出版社,2001:62-66,87-91.
LI De-bao, LU Qiu-hai. Experiment model analysis and utility [M]. Beijing: Science Press, 2001: 62-66, 87-91. (in Chinese)
- [7] 沃德·海伦,斯蒂芬·拉门兹,波尔·萨斯.模态分析理论与试验[M].白化同,李继忠,译.北京:北京理工大学出版社,2003:5-6.
Heylen W, Lammens S, Szasz B. Modal analysis theory and experiment [M]. BAI Hua-tong, LI Ji-zhong, translated. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2003: 5-6. (in Chinese)
- [8] 张海航,狄长安.某型多管火炮的振动模态分析[J].兵工学报,2008,29(12):1514-1517.
ZHANG Hai-hang, DI Chang-an. Analysis of model of a multi barrel cannon [J]. Acta Armamentarii, 2008, 29(12): 1514-1517. (in Chinese)
- [9] 张学锋,马大为,乐贵高,等.对某型多管火箭武器减少试验用弹量的仿真[J].兵工学报,2006,27(5):792-796.
ZHANG Xue-feng, MA Da-wei, LE Gui-gao, et al. Simulation on decreasing ammunition consumption for test of some multile launch rocket system [J]. Acta Armamentarii, 2006, 27(5): 792-796. (in Chinese)