

doi: 10.7690/bgzd.2020.07.012

线膛复合身管无座力炮内衬厚度影响分析

王星红¹, 陶 钢¹, 李 召²

(1. 南京理工大学能源与动力工程学院, 南京 210094; 2. 中国人民解放军 63961 部队, 北京 100020)

摘要: 针对线膛复合身管无座力炮内衬厚度与疲劳寿命关系研究较少的问题, 对线膛复合身管无座力炮内衬厚度对火炮的影响进行研究。选择各向同性弹性材料模型, 使用有限元软件 ls-dyna 进行数值仿真, 结合局部应力应变法, 分析了弹丸挤进、内压载荷对不同厚度内衬和纤维等级复合材料层的线膛复合身管裂纹形成寿命的影响。计算结果表明: 增加内衬厚度可以有效减小局部最大应变, 高等级的碳纤维更加适合轻质量无座力炮的减重。

关键词: 复合材料; 内衬厚度; 弹带挤进; 内压载荷; ls-dyna; 疲劳裂纹形成寿命

中图分类号: TJ012.1 **文献标志码:** A

Analysis Influence of Lining Thickness of Rifled Composite Barrel Recoilless Gun

Wang Xinghong¹, Tao Gang¹, Li Zhao²

(1. School of Energy & Power Engineering, Nanjing University of Science & Technology, Nanjing 210094, China;

2. No. 63961 Unit of PLA, Beijing 100020, China)

Abstract: The lining thickness of rifled composite barrel recoilless gun involves lightweight of gun barrel and fatigue life. The research on the relationship between the lining thickness and fatigue life of this kind of gun is relatively few. Aiming at this problem, the numerical simulation of finite element software ls-dyna and the local stress-strain method were carried out. The effects of gun belt engraving and internal pressure load on the initiation life of fatigue crack of rifled composite barrel with different thickness of liner and different composite layers were studied. The calculation results show that increasing the thickness of the lining can effectively reduce the local maximum strain, and the high grade carbon fiber is more suitable for the weight reduction of the light weight recoilless gun.

Keywords: composite material; lining thickness; gun belt engraving; internal pressure; ls-dyna; initiation life of fatigue crack

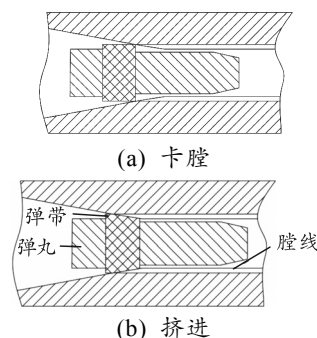
0 引言

为适应现代化高机动性战争, 传统较为笨重的全金属无座力炮将被线膛复合材料身管无座力炮替代。线膛复合身管无座力炮炮身采用复合材料包裹刻有膛线的钛合金金属内衬, 不仅能保证单兵携行性, 而且能保证射击精度。虽然无座力炮弹丸弹带常采用尼龙材料^[1], 但是弹丸挤进造成的身管膛线变形会极大地影响线膛复合身管无座力炮疲劳寿命, 膛压造成的身管变形同样不能忽略。在研究某线膛复合身管无座力炮身管结构基础上, 笔者利用 ls-dyna 有限元软件, 分别对弹丸挤进以及内压载荷 2 种情况下的身管变形进行仿真实验, 应用局部应力应变法, 讨论此无座力炮存在最小内衬厚度的可能性, 为设计带膛线无座力炮实现轻质量的同时, 保证身管安全性提供一定的依据。

1 轻质量无座力炮受载的有限元分析

在内弹道学中, 弹丸挤进是初始弹道中一个重

要组成部分, 炮身将经历复杂的力学过程, 挤进过程甚至影响到炮身寿命。如图 1 所示, 整个挤进过程主要是弹带材料与膛线碰撞和挤压, 发生弹塑性变形, 直至弹带材料因为达到屈服极限而被膛线完全挤压形成刻槽的过程。笔者重点研究这一过程中的身管变形。当弹丸挤入身管时, 身管还会承受火药气体压力, 其导致的身管变形同样不可忽略。身管寿命与这 2 种载荷存在极大联系, 因此, 笔者通过有限元模拟分析, 探究在弹丸挤进过程中身管受 2 种载荷后的变形状况。



收稿日期: 2020-03-12; 修回日期: 2020-04-27

作者简介: 王星红(1984—), 男, 江苏人, 硕士, 从事无座力炮身管结构设计研究。E-mail: 949633027@qq.com。

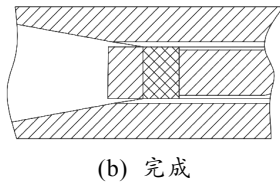


图 1 弹丸挤进过程

1.1 数值仿真

在身管取膛线起始部位至弹带完全挤进膛口的部分，对有限元模型作出假设：忽略重力场的影响；弹丸模型为示意模型；忽略复合材料缠绕对预紧力的影响。整个模型均采用六面体网格建立模型。对阳膛线进行网格加密。弹带与弹体之间、钛合金内衬与纤维层之间采用绑定连接，内衬与弹带之间采用侵蚀接触方式，动摩擦系数设置为 0.1。笔者建立的有限元模型截面如图 2 所示。

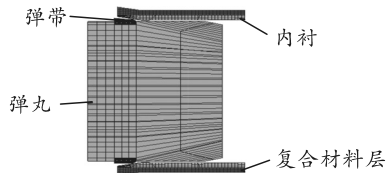


图 2 模型截面

在弹丸底部施加实弹射击采集的膛压推动弹丸运动，膛压曲线如图 3 所示。

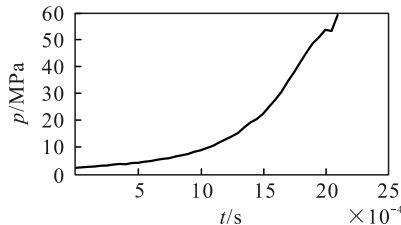


图 3 膛压随时间变化

复合纤维层采用理想弹塑性本构模型，材料为 T700/E51(采用 M46/E51 进行对比)。单向复合材料层^[2]属性如表 1 所示。

表 1 单向复合材料层属性

项目	T700/E51	M46/E51
E_1/GPa	147	270
$(E_2=E_3)/\text{GPa}$	9.8	12.7
$\nu_{12}=\nu_{13}$	0.29	0.29
ν_{23}	0.3	0.3
$(G_{12}=G_{13})/\text{GPa}$	6.1	6.3
G_{23}/GPa	4.8	5.2

相对于尼龙弹带材料，钛合金材料变形较小，整个挤入过程中并不会进入塑性变形阶段；因此，笔者选择采用各向同性弹性材料模型，对身管所采用的钛合金材料进行拉伸实验，得到钛合金的应力应变曲线如图 4 所示，钛合金弹性模量取 110 GPa，泊松比取 0.33。

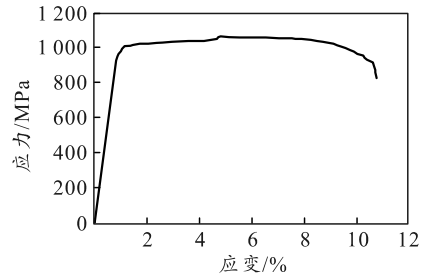


图 4 钛合金拉伸试验应力应变

弹带材料为尼龙，对于应变率有着较高的敏感性，不同应变率下的屈服应力、应变差异很大。挤进过程为瞬态高应变率行为，因此，理想弹塑性本构模型在此已不再适用，考虑使用随动塑性材料模型。

应变率用 Cowper-Symonds 模型来考虑，用与应变率有关的因数表示屈服应力^[3-4]：

$$\sigma_Y = [1 + (\frac{\dot{\epsilon}}{C})^P] (\sigma_0 + \beta E_p \epsilon_p^{\text{eff}}) \quad (1)$$

式中： σ_Y 为动态流动应力； σ_0 为初始屈服应力； C 、 P 为 Cowper-Symonds 应变率参数； ϵ_p^{eff} 为有效塑性应变； E_p 为塑性硬化模量。为使弹丸顺利挤进身管，对弹带设置失效删除。笔者所使用的尼龙材料属性见表 2。

表 2 尼龙材料属性^[4-5]

项目	E/GPa	ν	C	P	E_p/MPa	β	σ_0/MPa
Nylon	1.6	0.29	3 190	2.59	120	0.62	92

弹体设置为刚体，将身管轴向固定。

笔者主要探究内衬厚度与疲劳寿命的关系，因此在纤维层厚度与刚度不变的情况下，主要计算了 3 种不同厚度内衬的身管变形。不同厚度内衬主要体现在阴线处厚度不同，而阳线高度、宽度不变。3 个计算模型所采用的具体数据见表 3。

表 3 3 种身管结构模型数据

编号	内半径	外半径	内衬厚度	复材层厚度
I	41	47.5	3.6	2.9
II	41	47.6	3.7	2.9
III	41	47.8	3.9	2.9

研究身管受内压载荷下的变形时，采用与弹丸挤进同样的有限元模型，不同的是只包含内衬与复合纤维层有限元模型，边界条件是将身管轴向固定，将图 3 所示的膛压施加在身管内部。

1.2 计算结果

在弹丸挤进过程中，整个身管内衬所承受的压力逐渐变大，当弹带完全挤进身管时，弹带整体处于被膛线挤压的状态。在碳纤维复合材料层的约束

下, 内衬的局部最大等效应变出现在膛线根部。在身管承受内压载荷时, 身管变形随着内压增大而增大, 当内压达到峰值时, 身管变形程度达到最大。图 5、图 6、图 7 分别为 I、II、III 3 种结构下产生最大局部应变时的云图。

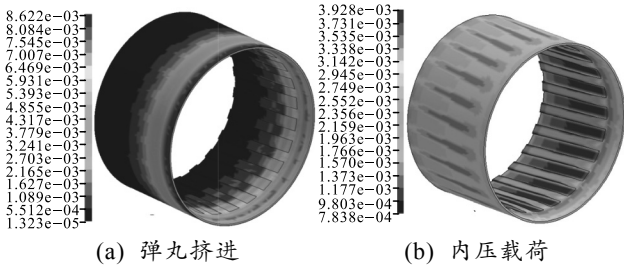


图 5 I 型内衬等效应变云

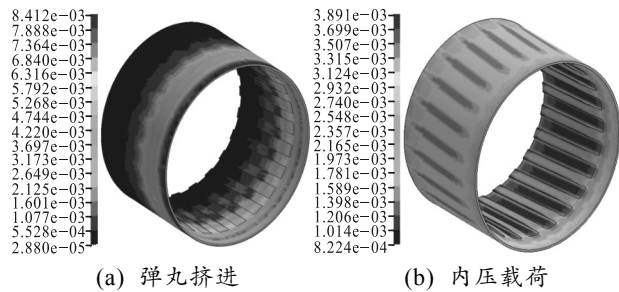


图 6 II 型内衬等效应变云

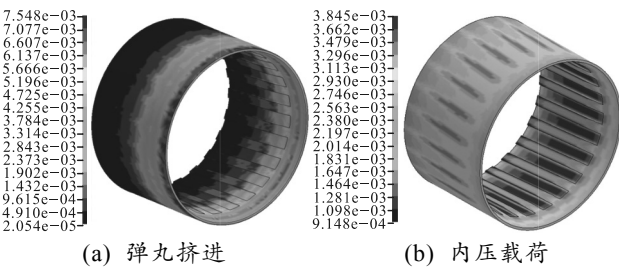


图 7 III 型内衬等效应变云

3 种结构下的局部最大应变见表 4。从表中可以发现: 同一种结构, 在弹丸挤进时, 身管的最大局部应变更大; 随着内衬厚度的增加, 2 种工况下的身管最大局部应变都在减小, 但是弹丸挤进造成的身管最大局部应变减小幅度更加明显。在 T700 碳纤维缠绕下, 当弹丸挤进身管时, 最大局部应变对于厚度变化更加敏感。

表 4 T700 碳纤维缠绕下内衬最大局部应变 %

结构编号	加载类型	
	弹丸挤进	内压载荷
I	0.862 2	0.392 8
II	0.841 2	0.389 1
III	0.754 8	0.384 5

2 无座力炮身管内衬裂纹萌生寿命估算

在发射弹丸的过程中, 火炮身管会经历近似脉

动交变的载荷, 在交变载荷的作用下, 身管内衬很有可能发生疲劳断裂^[6]。笔者主要讨论身管内衬的裂纹萌生寿命。

2.1 无座力炮身管内衬疲劳寿命的计算方法

对金属疲劳裂纹产生寿命预测的方法很多。局部应力应变法是在大应变、高应力占主导地位的低周疲劳基础上发展起来的寿命估算方法, 决定构件寿命的是应力集中处最大局部应力和应变, 采用局部应力应变法进行疲劳裂纹萌生寿命分析^[7]。Manson-coffin 法是广泛应用的局部应力应变法之一, 笔者将计算所得身管变形代入 Manson-coffin 公式中, 讨论身管内衬的疲劳寿命。此公式利用构件局部产生的最大应变来预测裂纹产生寿命:

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \varepsilon_{ea} + \varepsilon_{pa} = \varepsilon'_f (2N_f)^c + \sigma'_f / E (2N_f)^b \quad (2)$$

式中: $\Delta \varepsilon / 2$ 为总应变幅值; ε_{ea} 为弹性等效应变; ε_{pa} 为塑性等效应变; ε'_f 为疲劳延性系数; σ'_f 为疲劳强度系数; c 为疲劳延性指数; b 为疲劳强度指数; E 为材料弹性模量; N_f 为裂纹萌生寿命。

2.2 无座力炮身管的寿命说明

为了得到式(2)中的材料疲劳参数, 需要多次疲劳实验, 成本过高。工程上一般采用估算的方法得到这些参数^[8-9]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_f &= 5.663 \sigma_b^{0.8} \\ \log \varepsilon'_f &= [0.000 4 \sigma_b + 2.35 + \\ &\quad (336.5 \sigma_b / E - 5.32) c - \log E] \\ b &= -0.09 \\ c &= -0.6 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

由式(3)结合钛合金拉伸试验所得 σ_b , 即可求得文中所用钛合金的疲劳参数。各参数计算结果如表 5。

表 5 疲劳参数

σ'_f / MPa	ε'_f	b	c
1 535	0.197 4	-0.09	-0.6

将仿真计算结果代入式(4), 即可计算出金属内衬在 T700/E51 复合材料层缠绕下的裂纹产生寿命 N_f 见表 6。

表 6 T700 碳纤维缠绕下内衬裂纹产生寿命 N_f 计算

结构编号	加载类型	
	弹丸挤进	内压载荷
I	1 314	732 509
II	1 495	809 249
III	2 761	917 512

从表中可以看出：内压载荷下身管的裂纹产生寿命较高，此种火炮许用寿命 500 发弹丸；因此，基本上可以忽略内压载荷对于内衬疲劳寿命的影响。在弹丸挤进这一工况下，线膛复合身管内衬的裂纹产生寿命较小，内衬的疲劳寿命主要是由弹丸挤进造成的最大局部应变决定。若此种无座力炮按照美国军方压力容器设计标准检验寿命为许用寿命的 4 倍来计算^[10]，只有 III 型结构下的疲劳寿命较为理想，可以较好地满足设计标准。此外还可以看出，在 II、III 型结构之间金属内衬还存在着一个最佳厚度满足疲劳寿命设计标准。

3 不同等级碳纤维缠绕下身管表现对比

为了探究进一步减薄内衬厚度的方法，笔者以 2.1 节相同方法，建立弹丸挤进模型以及身管受内压载荷模型。不同的是采用更高等级的 M46 碳纤维缠绕在身管外层。2 种工况下身管产生最大局部应变的时间和位置与 T700 碳纤维缠绕时基本相同。具体数据见表 7。

表 7 M46 碳纤维缠绕下内衬裂纹产生寿命 N_f 计算 %

结构 编号	弹丸挤进		内压载荷	
	最大局部 应变	相对下降 幅度	最大局部应 变	相对下降 幅度
I	0.745 6	13.5	0.288 8	26.5
II	0.698 7	16.9	0.273 4	29.7
III	0.622 7	17.5	0.271 9	29.3

从表中可以看出：M46 碳纤维缠绕下，内衬上的最大局部应变有了较大幅度的减小，3 种内衬厚度下，弹丸挤进内衬最大局部应变最大降幅达到 17.5%，而内压载荷下，内衬最大局部应变最大降幅达到 29.7%，内压载荷下的内衬最大局部应变降幅普遍大于弹丸挤进工况，内压载荷下的身管变形对于碳纤维等级的改变更加敏感。

同样，按照裂纹产生寿命的计算方法，计算出 M46 碳纤维缠绕下内衬裂纹产生寿命 N_f 见表 8，此次计算忽略内压载荷这一工况。

表 8 M46 碳纤维缠绕下内衬裂纹产生寿命 N_f 计算

结构编号	弹丸挤进
I	2 974
II	4 498
III	10 177

从表中可以看出：采用 M46 碳纤维缠绕之后，内衬的裂纹产生寿命有了大幅度提升。弹丸挤进时，I 号内衬裂纹产生寿命已经满足了美国军方压力容器设计标准检验的 4 倍标准，而采用 T700 碳纤维缠绕内衬时，III 号内衬的裂纹产生寿命才能与此相

当。因为内衬厚度不同，采用 M46 碳纤维缠绕的 I 号内衬相比采用 T700 碳纤维缠绕的 III 号内衬最少轻 8%。显然，高等级的 M46 纤维非常有利于此种火炮的轻量化。

综上所述：在纤维层厚度不变的情况下，采用更高等级的碳纤维更有利于减薄内衬，从而实现身管减重，并且在一定的许用寿命标准下，金属内衬存在着一个最佳厚度。

4 不同等级碳纤维缠绕下弹丸挤进对比

内衬厚度对于弹丸运动表现几乎没有影响，但是在弹丸挤进高等级 M46 碳纤维缠绕下身管时的速度略微低于 T700 碳纤维缠绕下身管的弹丸速度，2 种情况下的弹丸速度在最后趋于一致。如图 8 所示，提取不同等级碳纤维下弹丸挤进 III 型结构中的弹丸加速度曲线。从图中可以看出：在挤入过程中，弹丸加速度整体相差不大。在 1.3 ms 之前，A 曲线加速度大于 B 曲线。在 1.3~1.6 ms 中，A、B 曲线加速度波动较大，这是因为此时间段是弹带开始挤入膛线根部到完全挤入膛线根部的时间段。1.7 ms 之后，B 曲线加速度大于 A 曲线。

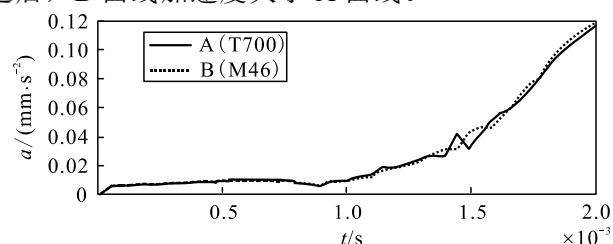


图 8 弹丸挤进不同等级碳纤维缠绕的身管时加速度

5 结论

通过对比，笔者主要得出以下几点结论：

1) 与弹丸挤进过程对身管造成的影响相比，内压载荷更大，对金属内衬疲劳寿命的影响也更大，当碳纤维刚度厚度不变时，在弹丸挤进身管这一工况下，增加厚度更能有效降低最大局部应变。

2) 高等级的碳纤维更加适合轻质量无座力炮的减重。采用高等级碳纤维的无座力炮身管内衬可以忽略内压载荷对疲劳寿命的影响，在复合材料层厚度一定的情况下，使用高等级碳纤维可以使金属内衬做得更薄。

4) 相对弹丸挤进过程，内压载荷下金属内衬变形状况对于碳纤维等级的改变更加敏感。

5) 采用高等级碳纤维缠绕时，弹丸挤进也受到些许影响。

的评估结果分差不大,在实际评估时说服能力不强,对决策者参考意义不大。实际上, A_1 阵地利用军民融合的便利,成建制地淘汰旧式施工装备,特别是更新了一批主战装备,同时因其工程的特殊性,上级机关特别派驻加强了原有的装备保障力量,相比 A_2 、 A_3 ,优势明显,但评估结果的有效性不强。而在并集假设下,第 1 名 A_1 与第 2 名 A_2 之间分差由原来的 0.41 扩大为 4.65,第 2 名 A_2 与第 3 名 A_3 之间分差由原来的 0.181 5 扩大为 3.670 5。同时,对比图 5 和图 6 可发现:在并集假设下,除了装备的整体保障能力区别明显之外,评估结果各结论的置信度分布也比较明显;因此,基于并集假设的置信规则库能够更好地利用多种输入信息进行证据集成,降低了交集假设下信息衰减的程度,最终得出辨识度较高的分析结果。

4 结束语

笔者提出基于置信规则库的阵地建设工程装备保障能力评估方法,首先运用目标分解法、专家评价法等方法,逐层构建起工程装备保障能力评估体系,然后分别在交集假设和并集假设下构建出置信规则库,采用证据推理的方法进行数据的推理与集成,完成了工程装备整体能力评估与分析。基于置信规则库的工程装备保障能力评估模型,能有效克服底层输入指标类型多样、评估信息不完全的问题,在融合历史经验、检测数据和专家知识的基础上,完成系统的整体评估。相较其他评估方法得到的单一数值的评估结果,运用笔者设计的评估模型和算法,能够得到需求满足程度分布的评估结论,更符合阵地装备建设的实际情况;并集假设下的证据推

理模型,不仅能有效缩减置信规则库的规模,降低模型优化的复杂度,而且还能减少在推理过程中的信息衰减,从而获得具有辨识度的分析评价结果。

参考文献:

[1] 谭可可,曲恩东,田庆龙,等. 导弹阵地工程建设大辞典[M]. 第二炮兵司令部工程部,2011: 41-42.

[2] 张小超. 工程装备作战效能评估的技术架构研究. 中国系统工程学会决策科学专业委员会. 决策科学与评价——中国系统工程学会决策科学专业委员会第八届学术年会论文集[C]//中国系统工程学会决策科学专业委员会. 北京: 中国系统工程学会,2009: 5.

[3] 吴春林,郭三学. 基于模糊层次分析法的反恐装备体系作战效能评估[J]. 装备环境工程,2018, 15(11): 129-133.

[4] 李宏伟,刘建永,白景波. 工程侦察装备体系效能评估框架研究[J]. 南京理工大学学报,2017, 41(3): 350-356, 370.

[5] 张杰,唐宏,苏凯. 效能评估方法研究[M]. 北京: 国防工业出版社,2016: 5-34.

[6] 周志杰,杨剑波,胡昌华,等. 置信规则库专家系统与复杂系统建模[M]. 北京: 科学出版社,2011: 1-45.

[7] 程贲,姜江,谭跃进,等. 基于证据推理的武器装备体系能力需求满足度评估方法[J]. 系统工程理论与实践,2011, 31(11): 2210-2216.

[8] 张思聪,谢新连,赵瑞嘉,等. 基于专家定权和证据推理的舰船“六性”评估[J]. 上海海事大学学报,2019, 40(1): 37-43, 110.

[9] 陆营波,钱晓超,陈伟,等. 数据驱动的装备效能评估模型构建方法研究[J]. 系统仿真学报,2018, 30(12): 4587-4594, 4601.

[10] 熊奇,陈桂明,张翀,等. 基于性能需求视角的导弹武器作战能力评估[J]. 兵工自动化,2018, 37(7): 74-78.

(上接第 55 页)

参考文献:

[1] 程斌,王惠源. 气体炮尼龙弹带设计有限元分析[J]. 兵器装备工程学报,2019, 40(3): 43-46, 51.

[2] 李博,熊超,邓辉咏,等. 碳纤维等级对迫击炮复合身管多目标优化设计的影响[J]. 工程塑料应用,2017, 45(12): 64-69.

[3] 胡任喜,康士廷. ANSYS18.0/LS-DYNA 非线性有限元分析实例指导教程[M]. 北京: 机械工业出版社,2018: 44-50.

[4] 穆磊金,俊陶,军文胡. 尼龙的压缩力学性能及本构模型研究[J]. 中国测试,2017, 43(11): 129-133.

[5] 顾文彬,赵有守,陶耀兴. 尼龙弹带坡膛挤进过程中应

力应变分析[J]. 弹道学报,1994(3): 5-13.

[6] 王璐,白泽文,李军,等. 远程火箭炮行驶过程振动边界条件分析方法[J]. 兵工自动化,2019, 38(1): 25-29.

[7] 杨雕,陈志坚,刘朋科,等. 某迫击炮身管寿命分析及预测[J]. 火炮发射与控制学报,2017, 38(4): 87-91.

[8] 徐鹏. 金属材料应变寿命曲线估算的新方法[D]. 南京: 南京航空航天大学,2012.

[9] 何健,马吉胜,吴大林,等. 空降自行火炮着陆过程平衡肘等效疲劳寿命分析[J]. 火炮发射与控制学报,2016, 37(1): 74-78.

[10] MIL-STD-1522A. Standard General Requirements for Safe Design and Operation of Space Pressurized Missiles and Space Systems[S]. US Government Printing Office: 1984.