

高速动能弹撞击装甲结构引起的螺栓连接失效及部件过载损伤研究

覃金贵¹, 王马法¹, 潘瑛², 刘廷国², 李润蔚², 刘吉安², 黄洁^{1*}

(1. 中国空气动力研究与发展中心超高速空气动力研究所, 四川 绵阳 621000;

2. 西安现代控制技术研究所, 西安 710065)

摘要: **目的** 验证和揭示高速动能弹对装甲结构的损伤机理。**方法** 聚焦高速动能弹打击装甲目标时, 弹道冲击造成的靶标结构连接失效及部件过载损伤这 2 种损伤效应, 以典型螺栓连接为研究对象, 采用高速球形弹丸撞击螺栓连接结构的小尺寸试验对数值模拟方法和材料模型参数进行校验。在此基础上, 采用数值模拟和冲击响应谱分析方法对高速动能弹打击全尺寸坦克进行模拟分析, 获得撞击过程螺栓连接失效特征、主要影响因素及坦克典型位置部件的冲击加速度曲线和冲击响应谱曲线。**结果** 在小尺寸试验中, 动能输入为 0.042 MJ 时, 螺栓连接未发生失效; 但 25.6 MJ 动能输入全尺寸坦克时, 螺栓发生断裂而使连接失效。数值模拟结果揭示了螺栓发生断裂的主要原因。**结论** 输入动能大小、连接螺栓直径、模拟设备部件质量和撞击位置为螺栓是否断裂的主要影响因素。坦克某些位置的冲击响应谱曲线高于军用标准给出的临界曲线的下限甚至上限, 表明这些位置的部件因高过载损伤导致失效的概率较高。

关键词: 高速动能弹; 装甲目标; 弹道冲击; 螺栓连接失效; 部件过载损伤; 冲击响应谱

中图分类号: TJ410

文献标志码: A

文章编号: 1672-9242(2024)01-0009-10

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2024.01.002

Investigation of Failure of Bolt Connection and Damage of Overloaded Component Caused by Armored Structure Impacted by High Velocity Kinetic Energy Projectile

QIN Jingui¹, WANG Mafa¹, PAN Ying², LIU Tingguo², LI Runwei², LIU Ji'an², HUANG Jie^{1*}

(1. Hypervelocity Aerodynamic Institute, China Aerodynamics Research and Development Center, Sichuan Mianyang 621000, China; 2. Xi'an Modern Control Technology Research Institute, Xi'an 710065, China)

ABSTRACT: The work aims to verify and reveal the damage mechanisms of armored structure impacted by high velocity kinetic energy projectiles. Firstly, concentrated on the two mainly damage effects of failure of connections and damage of overloaded component caused by armored structure impacted by high velocity kinetic energy projectiles, and with the bolt connection as the typical example, the methods and materials model parameters of numerical simulation were validated by the conducted small scale tests of structure of bolt connection impacted by the high velocity sphere projectile. Secondly, the full scale tank impacted by high velocity kinetic energy projectiles was investigated by the numerical simulation and the analytical meth-

收稿日期: 2023-08-29; 修订日期: 2023-11-28

Received: 2023-08-29; Revised: 2023-11-28

引文格式: 覃金贵, 王马法, 潘瑛, 等. 高速动能弹撞击装甲结构引起的螺栓连接失效及部件过载损伤研究[J]. 装备环境工程, 2024, 21(1): 9-18.
QIN Jingui, WANG Mafa, PAN Ying, et al. Investigation of Failure of Bolt Connection and Damage of Overloaded Component Caused by Armored Structure Impacted by High Velocity Kinetic Energy Projectile[J]. Equipment Environmental Engineering, 2024, 21(1): 9-18.

*通信作者 (Corresponding author)

ods of shock response spectrum, and the failure characterization of bolt connections, the mainly influencing factors, and the acceleration curves and shock response spectrum curves of the typical positions on the tank were obtained. The results showed that, the input kinetic energy value of 0.042 MJ in the small scale test could not cause the fracture of bolts, whereas, the input kinetic energy value of 25.6 MJ in the full scale tank could cause the failure of connections due to the fracture of bolts. The main reason of fracture of bolts was revealed by the results of numerical simulations. The value of input kinetic energy, the diameter of connected bolts, the mass of the simulated components and the impacted position are the main influencing factors for fracture of bolts. The shock response spectrum curves of some positions on the tank are higher than the lower limit and even the upper limit of military standard, which shows that the components on these positions present high probability of failure due to the damage of overloaded.

KEY WORDS: high velocity kinetic energy projectile; armored target; ballistic shock; failure of bolt connections; damage of overloaded component; shock response spectrum

当前主流的反装甲战斗部有串联式聚能装药破甲战斗部(破甲弹)和动能杆战斗部(尾翼稳定脱壳穿甲弹)^[1-2]。这些战斗部采用能量高度集中的破甲/穿甲效应,其威力评价指标主要是穿甲厚度,认为穿透即摧毁。近年来国内外提出一种反装甲目标的新型打击方式——高速动能弹撞击^[3-5],这种打击方式主要利用导弹的动能打击效应和其内含穿甲杆的侵彻效应同时作用于目标。同时,在打击威力评价方面,这类新型高速动能战斗部能否依靠巨大动能撞击引起弹道冲击(Ballistic Shock)^[6]效应造成装甲目标整体响应,并引起某些结构和功能失效,导致其丧失战斗力,如果该假设成立,将对弹体结构和布局的设计具有重要影响。因此,本文聚焦弹道冲击对装甲目标的损伤效应研究。

基于高速动能弹打击装甲目标的威力评价这一背景,经过分析和初步的数值模拟发现,高速动能弹撞击装甲目标时,撞击点及附近的局部范围结构将发生穿孔、断裂及塑性大变形等严重损伤,远离撞击点的位置没有直接受到撞击作用,其响应是由撞击点产生的强冲击通过结构传递而形成的。冲击波在传播过程中,由于材料塑性变形的耗散机制,使冲击波强度随传播距离增大很快衰减为弹性波,因此目标远离撞击点位置的结构通常为弹性变形,但出现强烈的冲击振动响应。这些强冲击振动将可能引起结构连接发生失效,结构部件超过临界过载要求而发生损伤。基于此,本文着眼于高速动能弹撞击下远离撞击点位置的结构连接失效和部件过载损伤展开研究。

高速弹药撞击下结构连接失效研究方面,根据目前可查的文献分析,研究由含装药的弹药产生的爆炸载荷作用下结构本体及结构连接失效的文献较多^[7-9],由动能撞击形成的冲击载荷作用下结构自身及结构连接失效的研究较少^[10-11],特别是撞击点远场的研究情况更少。朱英贵等^[12]在分析榴弹的冲击振动对装甲目标的毁伤效果时,描述了我国某装甲目标实弹实车试验现象:“爆炸产生的冲击振动,使得坦克炮稳定

器操纵台的右握把被震掉,操纵台底部的接线座连根拔出,火控计算机与炮塔连接的3个凸耳全部震断,使其无法继续固定在炮塔上,实质上已造成了火力的丧失”。虽然文献中给出的是榴弹爆炸引起的冲击振动,高速动能弹撞击时,就结构冲击振动本质来说与之是类似的。Somasundaram等^[13]为研究撞击产生的冲击在螺栓连接中的传播,采用Lagrangian和SPH耦合算法,研究了高速撞击下螺栓连接响应,并与二级轻气炮的试验结果进行对比,验证了其数值模拟方法的有效性。Wang等^[14-15]采用LS-DYNA软件,数值模拟了弹道冲击作用下先进陶瓷装甲板螺栓的失效情况,并对螺栓尺寸参数进行了优化设计。上述文献的研究结果表明,弹道冲击作用下可能会出现螺栓断裂而使连接失效。与文献研究的撞击点附近螺栓的连接失效问题不同,本文重点关注撞击点结构远场响应,但文献中的数值模拟方法可以作为参考借鉴。

高速动能弹撞击下部件过载损伤研究方面,Robert等^[16]采用冲击振动台和气炮装置,研究了弹道冲击下地面装甲目标电子设备的冲击振动响应,对采集的电子设备加速度-时间曲线进行了冲击响应谱分析,并与MIL-STD-810^[17]、GJB 150.29^[18]给出的临界上限、下限(两国军标规范的临界上限、下限相同)进行了对比。结果表明,一定冲击条件下,曲线已超过军标给出的临界上限。高军强等^[19]采用冲击响应谱方法研究了车载设备的抗冲击特性,研究的是战车发射炮弹时对车载设备的冲击,其冲击的剧烈程度整体比战车受高速动能武器撞击时明显偏小。

围绕高速动能弹撞击装甲结构引起的螺栓连接失效及部件过载损伤这2种主要损伤效应,本文采用试验及数值模拟研究方法,获得高速动能弹撞击下螺栓连接失效特征、机理及主要影响因素。根据提取的装甲结构关键位置冲击响应(加速度-时间曲线),利用冲击响应谱分析方法,获得高速动能弹撞击下装甲结构部件过载损伤特性。研究结果可为高速动能弹反

装甲目标威力评估提供一定的参考。

1 高速动能弹撞击下螺栓连接失效研究

1.1 试验研究

高速球形动能弹丸撞击下, 螺栓连接失效小尺寸试验在中国空气动力研究与发展中心超高速空气动力研究所气动物理靶设备上搭载开展, 弹丸为 $\phi 20$ mm 氮化硅球体, 质量为 13.48 g, 实物如图 1 所示。靶标为采用螺栓连接的 3 层 603 钢板。钢板厚度沿撞击方向分别为 5、8、15 mm, 长宽为 350 mm \times 350 mm。试验采用 4 个尺寸为 M16 mm 的碳钢螺栓均匀安装于靶标 4 个角上, 将 3 层钢板压紧固定, 两螺纹中心间距为 290 mm。靶标撞击正面及背面如图 2 所示。弹丸撞击速度为 2.5 km/s, 撞击动能为 0.042 MJ。

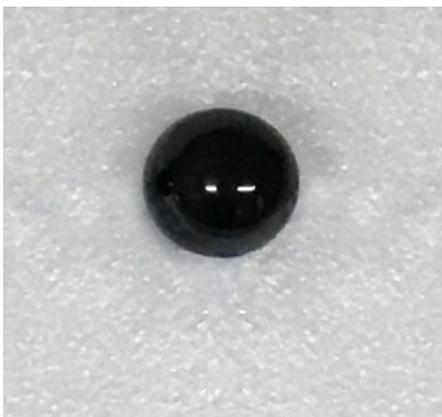


图 1 氮化硅球形弹丸 ($\phi 20$ mm)
Fig.1 Projectile of Si₃N₄ sphere ($\phi 20$ mm)



a 撞击正面



b 撞击背面

图 2 螺栓连接结构靶标
Fig.2 Target structure of bolt connection:
a) impact front; b) impact back

试验后, 4 个螺栓仍将 3 块钢板压紧固定, 拧下后观察发现, 螺栓均未出现明显塑性变形。观察还发现, 第 1 层靶板与第 2 层靶板之间出现了明显分层(如图 3 所示), 但分层现象在 4 个螺栓位置处不明显。分析认为, 高速撞击过程产生的碎片云在第 1、第 2 层靶板间膨胀运动, 使层间产生较大的斥力, 该斥力使整个结构中强度较弱的第 1 层靶板(厚度最小)向自由面运动, 发生塑性变形而形成分层。由于 M16 mm 的螺栓较大的预紧力及螺栓较大的强度, 该斥力不足以克服螺栓预紧力且使螺栓发生屈服, 因此第 1 层靶板与第 2 层靶板的分层现象表现为“绕”着 4 个螺栓出现。4 个 M16 mm 螺栓拆卸后的实物如图 4 所示。对螺栓尺寸进行测量并仔细观察, 螺栓未出现明显的拉伸、颈缩引起的塑性变形。

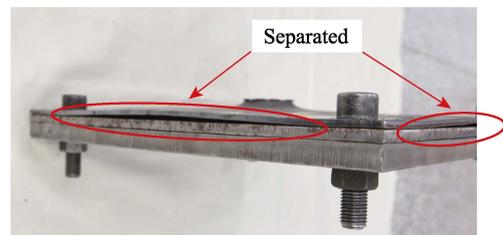


图 3 第 1 层与第 2 层靶板的分层现象
Fig.3 Separation between first layer and second layer



图 4 试验结束后拆卸的 M16 mm 螺栓
Fig.4 M16 mm bolts dismantled after experiment

该试验中, 弹丸击穿前 2 层钢板, 在第 3 层靶板正面形成凹坑, 背面形成鼓包。第 1 层靶板正面形成规则的圆形穿孔, 孔边缘呈“反唇”形外翻卷边, 表现出典型的高速撞击特征, 靶板背面出现放射形图案, 这是由于高速撞击产生的碎片在界面喷溅形成的。第 2 层靶板正面形成凹坑, 背面出现鼓包, 并在鼓包中心发生穿孔, 整个局部区域发生很大的塑性变形。第 3 层靶板最厚, 并且弹丸在撞击第 1、第 2 层靶板时损耗了部分弹丸材料及动能, 第 3 层靶板只在正面出现规则的圆形凹坑和背面出现鼓包, 没有穿透。试验后, 3 层靶板正面的损伤情况如图 5 所示。

试验结果显示, 试验后螺栓未出现明显塑性变形, 分析认为其原因是, 直径 $\phi 20$ mm 的球形弹丸高

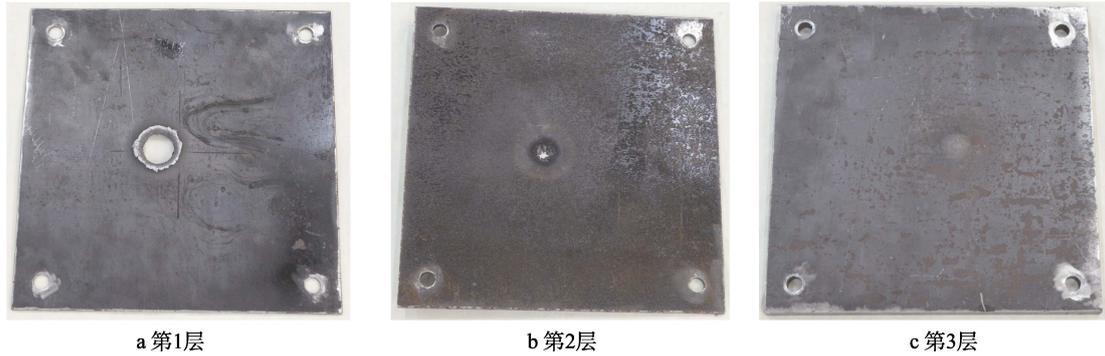


图5 试验后3层靶板正面损伤情况 (v=2.5 km/s)

Fig.5 Damage of front surfaces of the 3-layer target after experiment (v=2.5 km/s): a) first layer; b) second layer; c) third layer

速撞击所形成的载荷作用时间较短,小尺寸弹丸对靶标的整体破坏区域、靶标层间的斥力有限,无法克服螺栓的预紧力及屈服强度而使螺栓发生塑性变形。在今后的试验设计中,增加弹丸尺寸(弹-靶作用时间)、采用同厚度的双靶板结构代替三靶板结构、选择适合的螺栓直径及螺栓间距,将可能使螺栓在撞击过程中发生塑性变形,甚至断裂。

1.2 数值模拟研究

采用动力学有限元数值模拟软件,对第1节中高速球形动能弹丸撞击下螺栓连接失效试验进行数值模拟,为兼顾撞击全尺寸坦克数值模拟,考虑到对螺栓中螺纹和螺牙的精细化建模将导致网格尺寸非常小,带来计算时长的剧增,甚至不可行,采用冲击动力学模拟螺栓常见的简化方法,将螺纹和螺牙结构简化为圆柱结构。实际上,由于沟槽、螺牙的截面积变化,应力波传播到变截面处发生透射和来回反射,引起螺栓内部应力沿轴线相比圆柱结构存在一定程度的增强或减弱(在一定区间范围内波动),进而使螺纹沟槽处出现变形和断裂可能性增加。文献[20]采用有限元数值模拟获得螺栓精细(含螺牙)模型与简化圆筒(柱)模型的应力计算误差分别为3.5%(考虑螺旋线摩擦)和13.1%(常规摩擦)。

建立的数值模拟模型如图6所示。靶标、弹丸和螺栓建模尺寸与试验相同,且均采用Lagrange网格算法,氮化硅弹丸材料采用Johnson-Holmquist-Ceramics^[21-22]模型,模型参数参考Autodyn软件^[23]材料库中陶瓷材料设置,见表1。钢靶板和螺栓采用Johnson-Cook本构模型^[22]和Gruneisen状态方程^[22],材料模型参数见表2。钢靶板材料参数源于前期模拟经验,螺栓材料参数采用Autodyn软件材料库中的Steel 1006材料参数,网格平均尺寸为1 mm。采用在螺栓截面直接加载初始应力的方法模拟螺栓预紧力^[24-25]。

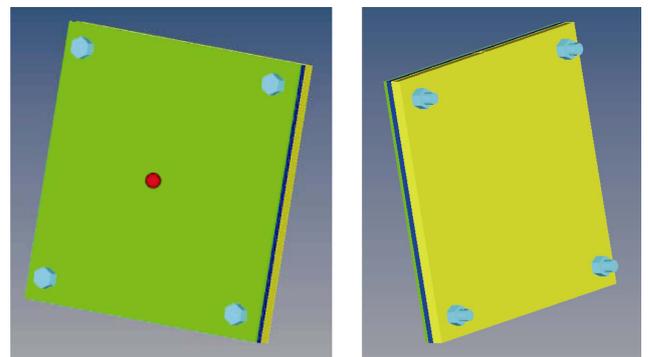


图6 与试验相同条件的数值模拟建模

Fig.6 Simulation model of the same experiment condition

表1 氮化硅弹丸材料模型参数^[23]

Tab.1 Material model parameters of projectile of Si₃N₄^[23]

$\rho_0/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/GPa	A	B	C	N	f_c/GPa	T/GPa
3.22	193.5	0.927	0.7	0.005	0.85	11.7	0.75
ϵ_0	$\epsilon_{f,\text{max}}$	$P_{\text{Crush}}/\text{GPa}$	$\epsilon_{v,\text{Crush}}$	D_1	D_2	K_1/GPa	K_2/GPa
1	1.2	99.75	1.0	0.001	0.5	233	280

表2 钢板靶和螺栓材料模型参数^[23]

Tab.2 Material model parameters of target and bolts of steel^[23]

材料	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/GPa	A/MPa	B/MPa	C	n	m	T_1/K	T_2/K
钢板靶-603钢	7.83	0.81	1 020	510	0.014	0.26	1.00	1 793	294
螺栓-碳素钢	7.83	0.77	350	320	0.064	0.28	1.06	1 760	294
材料	D_1	D_2	D_3	D_4	$C_0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	S_1	γ_0	a	
钢板靶-603钢	2.0	0	0	0	4578	1.33	1.67	0.43	
螺栓-碳素钢	0.3	0.72	1.66	0	4569	1.49	2.17	0.46	

计算结束时, 靶板的损伤效果如图 7 所示。由图 7 可以看出, 弹丸击穿第 1 层靶板和第 2 层靶板, 第 3 层靶板前表面出现凹坑、后表面出现鼓包, 这些现象与试验结果 (见图 5) 整体定性吻合。M16 mm 螺栓的塑性应变分布云图如图 8 所示。图 8 显示, 螺栓最大塑性应变仅为 5% 左右, 且都位于螺帽与靶板的交界处, 这些交界处的塑性变形应该是接触算法的计算误差引起的, 螺杆中间部分塑性变形为 1%, 与试验后未观测到明显塑性变形的结果吻合。

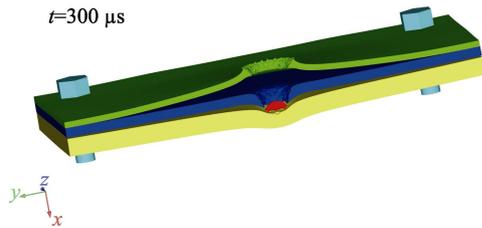


图 7 数值模拟靶板的损伤效果
Fig.7 Damage of target by numerical simulation

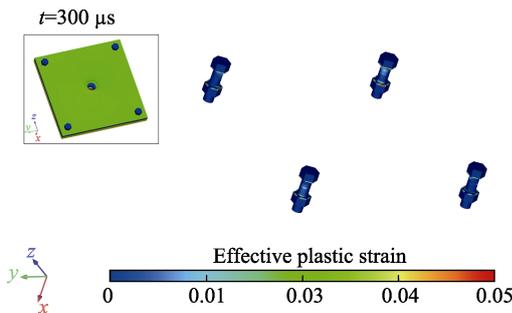


图 8 数值模拟螺栓塑性应变云图
Fig.8 Distribution of effective plastic strain of target by numerical simulation

数值模拟后处理测得第 1 层靶板穿孔直径为 31.24 mm, 试验结果测量值为 34.16 mm, 两者相差 8.54%。从定性和定量的分析表明, 数值模拟结果与试验总体吻合, 验证了采用的数值模拟方法和材料模

型参数的有效性。

2 高速动能弹撞击全尺寸坦克数值模拟研究

为获得高速动能弹撞击坦克目标对螺栓连接失效及部件过载损伤的影响, 采用经校验的数值模拟方法开展动能弹撞击全尺寸简化坦克的数值模拟。

2.1 螺栓连接失效分析

数值模拟了球柱型高强合金钢模拟动能弹 (长径比为 10, 尺寸为 $\phi 70 \text{ mm} \times 700 \text{ mm}$, 质量为 20 kg, 速度为 1.6 km/s) 以 25.6 MJ 动能高速撞击某全尺寸坦克结构 (美国陆军弹道研究中心模型软件/BRL-CAD 给出的坦克模型), 坦克模型主体 (不包括炮管) 长 6.7 m, 宽 2.9 m, 高 2.41 m, 炮管长 4.8 m, 质量约为 19 t。设计 M6 mm 螺栓 4 个, 将质量为 16 kg 的模拟部件与坦克主体连接。该螺栓尺寸设计满足机械设计中螺栓保证载荷的要求。建立的有限元数值模拟模型如图 9 所示。动能弹和模拟部件采用 Johnson-Cook 本构模型和 Gruneisen 状态方程, 材料模型参数参考 Autodyn 软件材料库中的 Steel S-7 参数, 见表 3。坦克结构材料考虑为 603 钢, 坦克结构和螺栓模型参数与 1.2 节相同, 沿用表 2 数据。

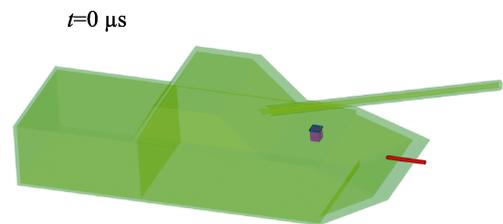


图 9 撞击前数值模型
Fig.9 Simulation model before impact

表 3 动能弹和模拟部件材料模型参数^[23]

Tab.3 Material model parameters of kinetic energy projectile and modeling components^[23]

材料	$\rho/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	G/GPa	A/MPa	B/MPa	C	n	m	T_1/K	T_2/K
动能弹-合金钢	7.83	0.81	1 000	477	0.012	0.18	1	1 760	294
模拟部件-合金钢									
材料	D_1	D_2	D_3	D_4	$C_0/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	S_1	γ_0	a	
动能弹-合金钢	0.9	0	0	0	4569	1.49	2.17	0	
模拟部件-合金钢									

撞击结束后, 坦克损伤应变分布如图 10 所示。数值模拟结果显示, 高速动能弹撞击下, 除撞击点位置的前装甲和弹丸部分跳飞后撞到的炮管位置严重损伤外, 坦克主体结构其他位置未出现明显塑性变形。这是由于撞击产生的应力波在固体结构中传播时, 引起撞击点附近材料的大塑性变形而消耗了

大量能量, 使高幅值的塑性应力波随传播距离的延长迅速衰减为弹性波, 表现为传播距离远、衰减较小的冲击振动。这些现象表明, 本文将高速动能弹撞击引起的结构冲击振动造成的结构连接失效和部件过载损伤作为该打击方式下主要的 2 个损伤效应是合理的。

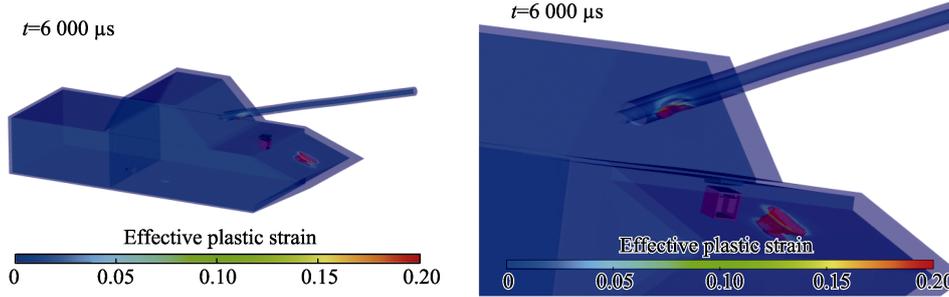


图 10 撞击结束后目标损伤情况
Fig.10 Damage of target after impact

撞击结束后，螺栓的断裂情况如图 11 所示。可以看出，4 个螺栓均发生断裂，造成连接失效。分析撞击过程动画认为，撞击引起结构带动螺栓产生强烈的冲击振动，而被连接模拟部件保持静止的惯性效应使螺栓中形成剪切和拉伸作用是螺栓发生断裂的主要原因。

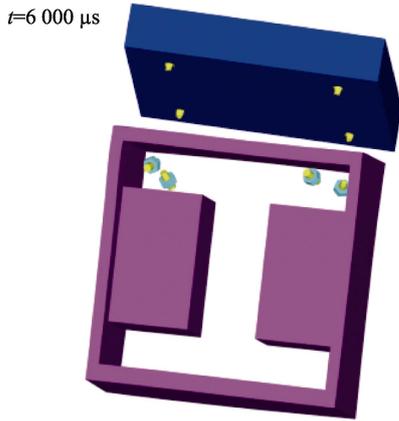


图 11 撞击结束后螺栓的断裂情况
Fig.11 Bolts fracture after impact

以上关于高速动能弹撞击下结构连接失效的研究表明，在输入动能较小、弹丸尺寸较小、载荷持续时间较短时，可能不会造成螺栓连接失效；但当输入

动能大、弹丸-靶标变成全尺寸量级时，巨大的动能及较长的载荷作用时间将可能引起螺栓断裂、连接失效。该数值模拟结果在一定程度上复现了国产坦克实弹实车试验中由冲击振动引起连接部件被震落的试验现象。

2.2 主要影响因素分析

除了 2.1 节分析获得的输入动能大小是引起螺栓连接失效的一个重要因素外，针对输入动能相同条件下，开展高速动能弹撞击下螺栓连接失效的主要影响因素分析。为研究螺栓直径和部件质量对高速动能弹撞击下螺栓连接失效情况的影响，设计了 M6 mm 和 M10 mm 等 2 种螺栓尺寸，4 kg 和 16 kg 等 2 种模拟设备部件质量。输入动能均为 15 MJ（长径比为 5 的高强合金钢球柱形弹丸，撞击速度为 1.6 km/s）。计算结束后，连接螺栓的断裂情况如图 12 所示。可以看出，相同部件质量（4 kg）情况下，M6 mm 螺栓断裂，而 M10 mm 螺栓保持连接；相同螺栓直径（M10 mm）情况下，连接大质量部件（16 kg）的螺栓发生断裂，而连接小质量部件（4 kg）的螺栓保持连接。螺栓直径越大，需要引起断裂的剪切和拉伸力就越大；部件质量越大，其保持静止的惯性就越大，本部分的模拟结果也进一步验证了 2.1 节分析的螺栓发生断裂的主要原因。

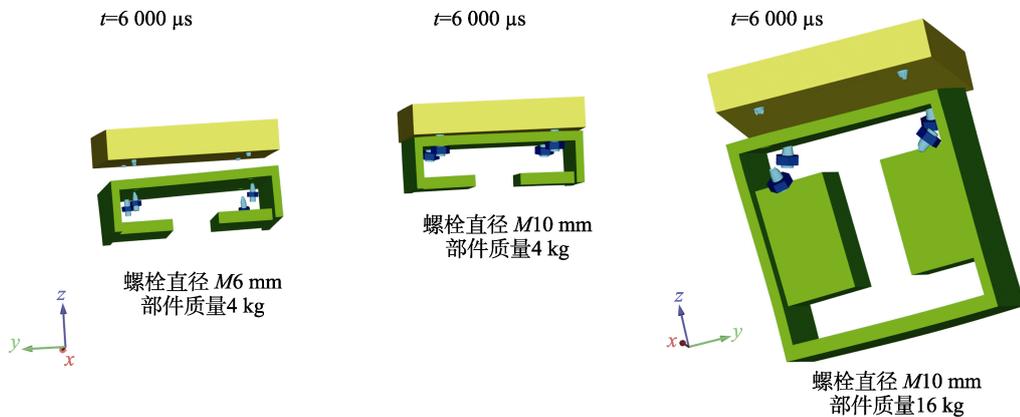


图 12 不同影响因素下部件螺栓连接螺栓的断裂情况
Fig.12 Fracture status of bolts at different influencing factors

为研究撞击位置对螺栓连接失效情况的影响, 仅改变撞击位置, 分别对动能弹撞击坦克侧面、背面开展数值模拟, 撞击结束时坦克的损伤云图如图 13 所示, 螺栓的连接情况如图 14 所示。从图 14 可以看出,

螺栓保持与部件连接, 未出现断裂情况。对比图 12 中动能弹正面撞击时螺栓发生断裂的情况(螺栓直径为 $M6\text{ mm}$, 部件质量为 4 kg), 验证了高速动能弹撞击位置是影响螺栓连接失效的主要因素之一。

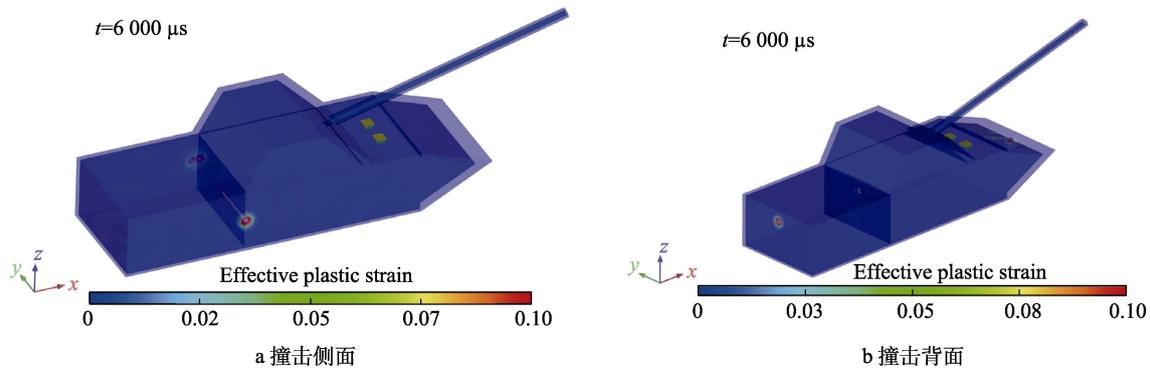


图 13 动能弹撞击坦克后的损伤云图

Fig.13 Damage of tank impacted by high velocity kinetic energy projectile: a) impact side; b) impact back

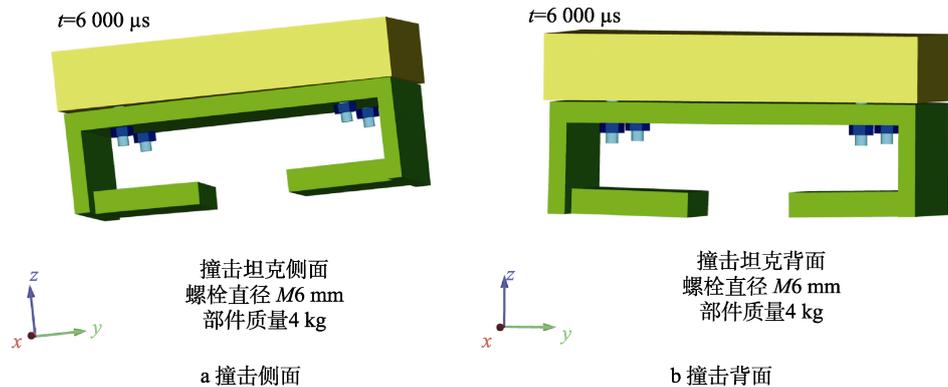


图 14 动能弹撞击坦克侧面、背面计算结束时螺栓连接情况(螺栓直径为 $M6\text{ mm}$, 部件质量为 4 kg)

Fig.14 Bolt connection status of tank impacted on the side or back by high velocity kinetic energy projectile (bolt diameter is $M6\text{ mm}$, component mass is 4 kg): a) impact side; b) impact back

2.3 装甲目标部件过载损伤分析

从装甲目标部件过载损伤的角度, 对比分析了第 2.1 节中数值计算的动能弹 ($20\text{ kg}@1.6\text{ km/s}$, 25.6 MJ) 撞击和常规穿甲杆 ($5\text{ kg}@1.6\text{ km/s}$, 7.2 MJ) 撞击全尺寸简化坦克对坦克部件因弹道冲击造成的过载损伤情况。提取坦克结构中 4 个典型位置的加速度-时间曲线, 并进行冲击响应谱分析。位置 1#位于正面装甲内侧上, 位置 2#位于炮塔前部, 位置 3#位于炮塔顶部, 位置 4#位于车体前部分顶部, 如图 15 所示。

穿甲杆和动能弹撞击下, 位置 1#~4#的加速度时程曲线对比如图 16a~19a 所示。可以看出, 动能弹 ($20\text{ kg}@1.6\text{ km/s}$) 撞击下引起的结构加速度幅值显著大于穿甲杆 ($5\text{ kg}@1.6\text{ km/s}$)。这是由于动能弹撞击时的输入动能为 25.6 MJ , 是穿甲杆撞击时输入动能的 4 倍, 因此动能弹撞击下引起的结构冲击更为强烈。

对于图 16a~19a 中的加速度时程曲线, 采用冲击响应谱分析方法^[26-28], 获得的穿甲杆和动能弹撞击下位置 1#~4#的冲击响应谱曲线对比如图 16b~19b 所

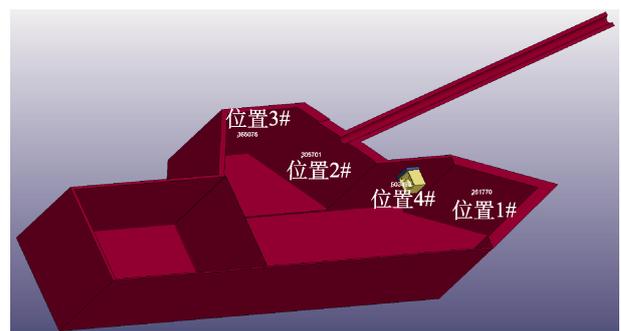


图 15 选取坦克结构中的 4 个典型位置

Fig.15 4 typical positions in the selected tank structure

示。将这些谱线与 MIL-STD-810 给出的设备抗弹道冲击的临界极限进行比较, 图 16b~19b 中上限和下限 2 条曲线给出了 MIL-STD-810 中建议结构部件抗弹道冲击的响应临界, 下限曲线以下的区域被认为是比较安全的, 在弹道冲击过程中失效的概率较小, 上限曲线以上的区域被认为是危险区, 冲击响应达到该区域的结构部件失效的概率很大, 在下限曲线和上限曲

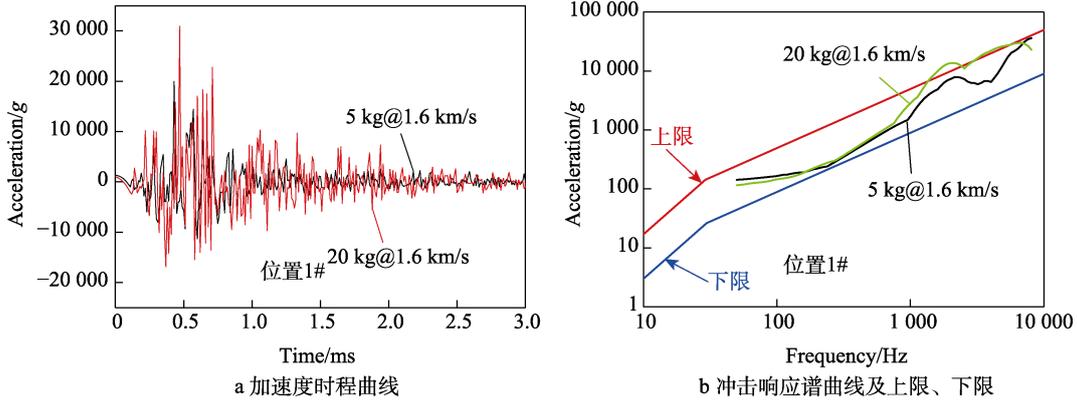


图 16 穿甲杆和动能弹撞击下坦克结构位置 1#的冲击响应对比

Fig.16 Comparisons of curves derive from position 1# of tank impacted by the rod and the high velocity kinetic energy projectile: a) acceleration curves; b) shock response spectrum curves and the upper limit, lower limit

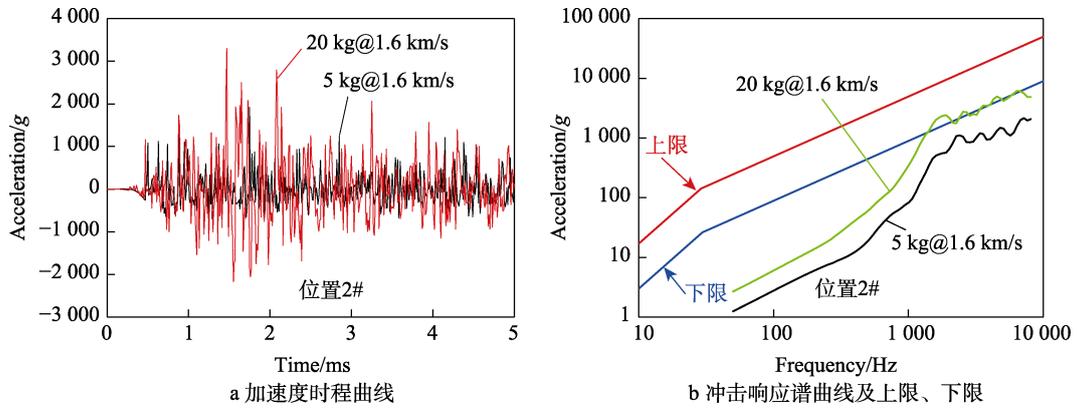


图 17 穿甲杆和动能弹撞击下坦克结构位置 2#的冲击响应对比

Fig.17 Comparisons of curves derive from position 2# of tank impacted by the rod and the high velocity kinetic energy projectile: a) acceleration curves; b) shock response spectrum curves and the upper limit, lower limit

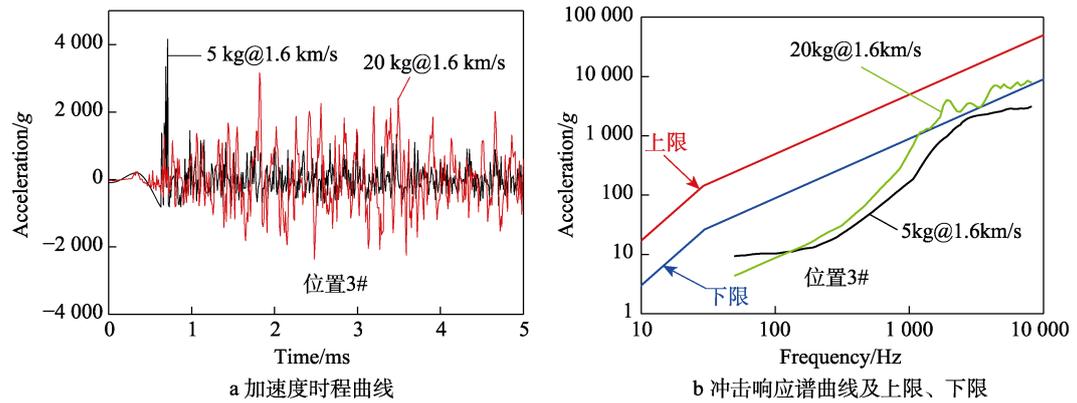


图 18 穿甲杆和动能弹撞击下坦克结构位置 3#的冲击响应对比

Fig.18 Comparisons of curves derive from position 3# of tank impacted by the rod and the high velocity kinetic energy projectile: a) acceleration curves; b) shock response spectrum curves and the upper limit, lower limit

线之间的区域则表示存在一定的失效风险。由图 16b~19b 可以看出，4 个典型位置的冲击响应谱曲线均表现为动能弹（20 kg@1.6 km/s）撞击下结构典型位置的冲击响应谱曲线处于穿甲杆（5 kg@1.6 km/s）撞击获得的曲线的上方，这同样是由于动能弹输入动能大，引起结构冲击响应更为强烈的缘故。

在穿甲杆（5 kg@1.6 km/s）撞击下，除距撞击点

很近的位置 1#处获得的冲击响应谱曲线位于 MIL-STD-810 标准给出的上限和下限之间外，位置 2#~4#处获得的冲击响应谱曲线几乎均位于 MIL-STD-810 给出的下限以下，表明这些位置处的结构部件在撞击过程中因冲击过载而失效的概率较低。在动能弹（20 kg@1.6 km/s）撞击下，距撞击点较近的位置 1#和 4#处获得的冲击响应谱曲线大部分位于 MIL-STD-810

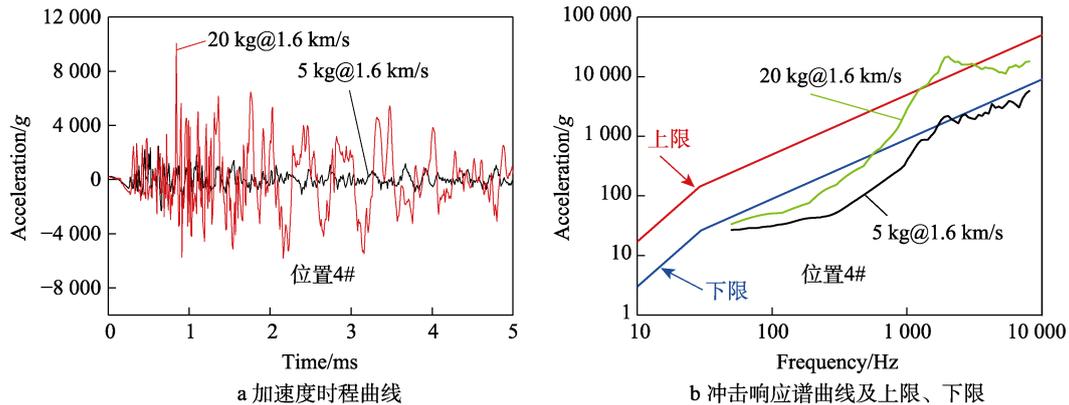


图 19 穿甲杆和动能弹撞击下坦克结构位置 4# 的冲击响应对比

Fig.19 Comparisons of curves derive from position 4# of tank impacted by the rod and the high velocity kinetic energy projectile: a) acceleration curves; b) shock response spectrum curves and the upper limit, lower limit

给出的上限和下限之间, 小部分曲线甚至超过了上限, 表明这些位置处的结构部件在撞击过程因冲击过载而失效的概率较高。距撞击点较远的位置 2# 和 3# 处获得的冲击响应谱曲线在频率大于 1 000 Hz 的曲线略高于下限, 表明这些距离撞击点较远的位置处仍然存在一定的风险使结构部件在撞击过程中因冲击过载而失效。

3 结论

本文围绕高速动能弹打击装甲目标产生的弹道冲击导致的结构连接失效及部件过载损伤效应, 通过试验及数值模拟研究, 获得以下结论:

1) 高速球形动能弹丸撞击试验及数值模拟结果均表明, 输入动能较小、弹丸尺寸较小、载荷持续时间较短时, 撞击产生的冲击不足以造成螺栓连接失效。

2) 数值模拟结果表明, 实战条件量级动能输入全尺寸装甲目标时, 由于较大的输入动能及较长的作用时间, 将可能导致螺栓断裂而使连接失效。在一定程度上复现了实弹实车试验中冲击导致连接部件震落的试验现象。

3) 高速动能弹撞击引起结构带动螺栓产生强烈的冲击振动, 被连接模拟部件保持静止的惯性效应使螺栓中形成剪切和拉伸作用是螺栓发生断裂的主要原因。输入动能、连接螺栓直径、连接部件质量和撞击位置是影响高速动能弹撞击下螺栓是否断裂的主要因素。

4) 高速动能弹撞击下, 装甲目标中引起某些典型位置的冲击响应谱曲线在一定频率的振幅高于 MIL-STD-810 中建议的安全下限甚至上限, 这些位置的部件具有较高的因过载损伤而失效的概率。

参考文献:

[1] 吴晓颖, 吴东亚, 张万君. 反坦克弹药对装甲毁伤能力的比较分析[J]. 科技导报, 2009, 27(13): 60-63.

WU X Y, WU D Y, ZHANG W J. Comparative Analysis of the Destroy Effectiveness to Tank Armor Caused by Anti-Tank Ammunition[J]. Science & Technology Review, 2009, 27(13): 60-63.

[2] 马凌, 朱培, 魏国福. 反坦克武器——打击地面装甲系统的利器[J]. 飞航导弹, 2012(3): 36-42.

MA L, ZHU P, WEI G F. Anti-Tank Weapon—a Sharp Weapon Against Ground Armor System[J]. Aerodynamic Missile Journal, 2012(3): 36-42.

[3] 周健, 王竹萍, 焦勇, 等. 国外陆军高速动能导弹技术现状及发展趋势[J]. 兵工学报, 2010, 31(S2): 153-156.

ZHOU J, WANG Z P, JIAO Y, et al. Present Situation and Development Trend of Foreign Army High-Speed Kinetic Energy Missile Technology[J]. Acta Armamentarii, 2010, 31(S2): 153-156.

[4] 孙明杰, 周林, 王迎春, 等. 美国动能反坦克导弹的发展趋势及关键技术[J]. 飞航导弹, 2013(5): 16-19.

SUN M J, ZHOU L, WANG Y C, et al. Development Trend and Key Technology of Kinetic Energy Anti-Tank Missiles in the United States[J]. Aerodynamic Missile Journal, 2013(5): 16-19.

[5] 曲东才, 赵国荣. LOSAT 瞄准线动能导弹系统[J]. 飞航导弹, 2010(6): 28-32.

QU D C, ZHAO G R. LOSAT Line of Sight Kinetic Energy Missile System[J]. Aerodynamic Missile Journal, 2010(6): 28-32.

[6] WALBERT J. A Proposed Method for Incorporating Ballistic Shock Effects in Vulnerability/Lethality Analyses[R]. Maryland: US Army Ballistic Research Laboratory, 1991.

[7] CONG M, ZHOU Y B, ZHANG M, et al. Design and Optimization of Multi-V Hulls of Light Armoured Vehicles under Blast Loads[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 168: 108311.

[8] 吴迪, 刘涛, 石秉良, 等. 地雷爆炸载荷下防爆复合结构的动态响应研究[J]. 车辆与动力技术, 2023(1): 1-5.

WU D, LIU T, SHI B L, et al. Study on Dynamic Response of Anti-Explosion Composite Structures under

- Landmine Explosion Load[J]. *Vehicle & Power Technology*, 2023(1): 1-5.
- [9] 胡建宇, 王显会, 周云波, 等. 爆炸冲击下某车辆底部梁结构设计优化[J]. *兵器装备工程学报*, 2020, 41(1): 53-58.
- HU J Y, WANG X H, ZHOU Y B, et al. Structural Optimization of a Vehicle Underbody Beam Configuration under Explosion Shock Load[J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2020, 41(1): 53-58.
- [10] GROTE R. Effect of Variation of the Angle between Joined Armor Plates on Ballistic Shock Attenuation[R]. Maryland: US Army Ballistic Research Laboratory, 1994.
- [11] VERGNIAUD J B, GUYOT M, LAMBERT M, et al. Structural Vibrations Induced by HVI—Application to the Gaia Spacecraft[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(12): 1836-1843.
- [12] 朱英贵, 邵东春. 依据剩余穿深选择坦克射击弹种[J]. *火力与指挥控制*, 2004, 29(S1): 36-38.
- ZHU Y G, SHAO D C. Selection of Tank Shooting Bomb Type According to Remaining Penetration Depth[J]. *Fire Control & Command Control*, 2004, 29(S1): 36-38.
- [13] SOMASUNDARAM D S, TRABIA M B, O'TOOLE B J. A Methodology for Predicting High Impact Shock Propagation within Bolted-Joint Structures[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 73: 30-42.
- [14] WANG H, RAJU B, MA Z D, et al. Joint Design for Advance Ceramic Armor under Ballistic Impact[R]. Michigan: US Army TARDEC, 2004.
- [15] MA Z D, WANG H, RAJU B. Function-Oriented Material Design of Joints for Advance Armors under Ballistic Impact[R]. Michigan: The University of Michigan, 2004.
- [16] ROBERT S, GEORGES L. Ballistic Shock Attenuation for Armored Ground Vehicle Electronics, Analysis and Validation[C]// *Proceeding of the 81st Shock and Vibration Symposium*. Florida: US SAVIAC, 2010.
- [17] MIL-STD-810G, Environment Engineering Consideration and Laboratory Test[S].
- [18] GJB 150.29—2009, 军用装备实验室环境试验方法 第29部分: 弹道冲击试验[S].
- GJB 150.29—2009, Laboratory Environmental Test Methods for Military Materiel—Part 29: Ballistic Shock Test[S].
- [19] 高军强, 汤霞清, 黄湘远, 等. 车载设备冲击响应谱分析及其应用[J]. *火炮发射与控制学报*, 2013, 34(2): 42-45.
- GAO J Q, TANG X Q, HUANG X Y, et al. Shock Response Spectrum Analysis and Application of On-Board Equipment[J]. *Journal of Gun Launch & Control*, 2013, 34(2): 42-45.
- [20] 李坚成, 陈振雷, 廖俊雄, 等. 螺旋线螺纹模型的有限元分析[J]. *宁波大学学报(理工版)*, 2018, 31(6): 49-54.
- LI J C, CHEN Z L, LIAO J X, et al. Finite Element Analysis of Helical Thread Model[J]. *Journal of Ningbo University (Natural Science & Engineering Edition)*, 2018, 31(6): 49-54.
- [21] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. An Improved Computational Constitutive Model for Brittle Materials[J]. *AIP Conference Proceedings*, 1994, 309(1): 981-984.
- [22] LSTC. LS-DYNA Keyword User's Manual Version 971[Z]. 2007.
- [23] ANSYS Inc. ANSYS Autodyn User'S Manual Version 15.0[Z]. 2013.
- [24] 杨璞, 谢若泽, 陈刚, 等. 冲击载荷下螺栓预紧力对应力波影响分析[J]. *装备环境工程*, 2021, 18(5): 113-120.
- YANG P, XIE R Z, CHEN G, et al. Influence of Preload in Bolt on Stress Wave under Impact-Load[J]. *Equipment Environmental Engineering*, 2021, 18(5): 113-120.
- [25] 董超, 陈福建, 刘刃, 等. 螺栓预紧的有限元分析及计算[J]. *锻压装备与制造技术*, 2020, 55(6): 55-57.
- DONG C, CHEN F J, LIU R, et al. Finite Element Analysis and Calculation of Bolt Pre-Tightening[J]. *China Metalforming Equipment & Manufacturing Technology*, 2020, 55(6): 55-57.
- [26] AGNELLO A, DOSCH J, METZ R, et al. Acceleration Sensing Technologies for Severe Mechanical Shock[J]. *Sound and Vibration*, 2014, 48(2): 8-19.
- [27] DALTON E, CHAMBERS III B. Analysis and Validation Testing of Impulsive Load Response in Complex, Multi-Compartmented Structures[C]// *Proceedings of the 36th Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*. New Orleans: AIAA, 1995.
- [28] LAFONT D. Ballistic Shock Testing[C]// *Proceedings of the European Forum on Ballistics of Projectiles*. France: French-German Research Institute of Saint-Louis, 2000.