

典型线性火工分离装置作用过程数值模拟及试验研究*

王光宇¹, 王晓鹏², 闻泉¹, 王雨时¹

(1. 南京理工大学机械工程学院, 江苏南京 210094; 2. 中国运载火箭技术研究院, 北京 100076)

摘要:针对目前线性火工分离装置的优化设计主要依靠试验验证, 成本高且设计优化迭代慢的问题, 采用任意拉格朗日-欧拉方法建立典型线性火工分离装置的数值模型。通过火工分离试验和光子多普勒测速试验对上述数值模型进行验证, 发现该数值模型具有较好的精度。使用该模型研究上述火工分离装置分离瞬态过程的力学机理, 并定量分析多种因素对分离装置重点部位等效塑性应变等关键特征量的影响。研究发现, 芯药线密度、分离板削弱槽底部的圆角半径对分离装置的作用过程有重大影响。此外, 保护罩材质、削弱槽开口角度、分离板槽结构尺寸等因素对分离过程也有一定影响, 但其影响相对较小。研究结果可以为典型线性火工分离装置的优化设计提供基础。

关键词:线性火工分离装置; 光子多普勒测速; 任意拉格朗日-欧拉方法; 数值模拟; 敏感度分析

中图分类号: TJ45 文献标志码: A 开放科学(资源服务)标识码(OSID):
文章编号: 1001-2486(2022)06-038-13



听语音
与作者互动
聊科研

Numerical and experimental study of functioning of typical linear pyrotechnic separation device

WANG Guangyu¹, WANG Xiaopeng², WEN Quan¹, WANG Yushi¹

(1. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. China Academy of Launch Vehicle Technology, Beijing 100076, China)

Abstract: At present, the optimal design of linear pyrotechnic separation device mostly depends on experiments, which is not only costly but also low efficient. Herein, a numerical model was developed with arbitrary Lagrangian-Eulerian method for a typical linear pyrotechnic separation device. The numerical model was validated via pyrotechnic separation experiments and photonic Doppler velocimetry, and it was found to have reasonable accuracy. The model was applied to study the mechanical mechanism of the transient separation process of the pyrotechnic separation device. The influence of multiple factors on the critical characteristic parameters was also studied quantitatively, such as effective plastic strain of the key areas of the device. It is found that the linear density of the detonating cord and the bottom radius of the v-notch of the separation plate have significant influence on the separation process. In addition, the material of the protection plate, the angle of the v-notch and the dimension of the rectangular notch of the separation plate also have a certain influence on the separation process, however, the influence is less than that exerted by the linear density of the detonating cord and the bottom radius of the v-notch. The study can provide a foundation for optimal design of the typical linear pyrotechnic separation device.

Keywords: linear pyrotechnic separation device; photonic Doppler velocimetry; arbitrary Lagrangian-Eulerian method; numerical simulation; sensitivity analysis

火工分离装置如柔性炸药索分离装置、膨胀管分离装置等在航天器、导弹等武器系统上应用非常广泛, 其原理是利用炸药索爆炸产生的气体生成物推动分离装置预设薄弱结构产生持续变形直至断裂, 从而达到结构分离的目的。目前线性火工分离装置的优化设计主要依靠经验和试验验证, 成本高、设计优化迭代慢, 这限制了人们对火

工分离装置作用瞬态过程机理的深入认识, 也限制了火工分离装置的发展。

国内外不少研究人员已经通过试验和数值模拟的方法对多种火工分离装置进行了研究, 如爆炸螺栓分离装置、膨胀管分离装置。何春全等^[1]对导弹级间火工分离装置进行了较为详细的分类和讨论, 重点分析了爆炸螺栓、解锁螺栓、分离螺

* 收稿日期: 2021-05-10

基金项目: 国家部委基金资助项目(9090102030101); 一院高校联合创新基金重点资助项目(CALT2020-ZD03)

作者简介: 王光宇(1985—), 男, 河南许昌人, 讲师, 博士, E-mail: gwang@njust.edu.cn;

闻泉(通信作者), 男, 副研究员, 博士, 硕士生导师, E-mail: wq980211@163.com

母、聚能切割索、气囊式炸药索、膨胀管等火工装置的原理及特点,并分析了火工分离装置的发展趋势。杜龙飞等^[2]利用 ANSYS/LS-DYNA 对运载火箭助推器级间分离装置中爆炸螺栓的作用过程进行了仿真,分析了不同种类的装药对爆炸螺栓作用过程的影响。其模型中螺栓本体材料采用了弹塑性本构模型,未考虑爆炸加载下应变率、温度等因素对材料屈服强度的影响。王宗伟等^[3]利用 ABAQUS 定量研究了挡片、弹簧片对爆炸螺栓冲击速度的影响,通过试验测量了爆炸螺栓作用过程中其重点部位的微应变随时间的变化,并与仿真结果进行了比较。这种测量方法的缺点是实时性较差,并且不能直接将测量结果与仿真结果相比较。王军评等^[4]利用数值仿真方法研究了爆炸螺栓的爆炸解锁过程和撞击过程,分析了冲击载荷的各主要因素(装药量、预紧力、撞击部位材料)对结构响应的影响,对爆炸螺栓和缓冲结构的设计具有一定的参考意义。

Lee 等^[5]为某典型爆炸螺栓建立了数值模型,并研究了多种设计变量对其分离过程的影响,包括炸药量、削弱槽开口角度、削弱槽位置。此外, Lee 等^[6]还利用激光测振仪(laser Doppler vibrometry, LDV)测量了爆炸螺栓作用过程中对其附属连接结构产生的冲击。

相比炸药切割索等火工分离装置,膨胀管分离装置具有污染小、对附属连接结构冲击小的突出优点。本研究的对象即为某线性膨胀管火工分离装置的分离过程。一些国内研究人员已经对其作用过程进行了一定的研究。孙璟等^[7]利用数值仿真技术研究了膨胀管分离装置的作用过程。其数值模型中的金属材料采用了线性强化弹塑性本构模型。宋保永等^[8-9]通过试验研究了炸药索的传爆速度和分离结构的响应断裂时间,此外他们还对膨胀管分离装置的设计参数进行了敏感度分析。冯丽娜等^[10]对典型膨胀管的作用过程(如图1所示)进行了仿真研究,同时还研究了膨胀管壁厚、填充物密度等变量对膨胀管作用过程的影响。其模型中的受炸药爆炸驱动的膨胀管材料(1Cr18Ni9Ti)采用了各向同性硬化的弹塑性本构模型。冯丽娜等还通过激光多普勒测速装置对膨胀管作用过程中的重点部位表面速度进行了测量,并与仿真结果进行了对比。

针对火工分离装置优化设计的需求,通过任意拉格朗日-欧拉方法建立了典型线性火工分离装置的数值模型。利用材料拉伸实验获得了典型合金材料稀土镁合金的本构模型参数。通过火工分离试验和光子多普勒测速试验对所

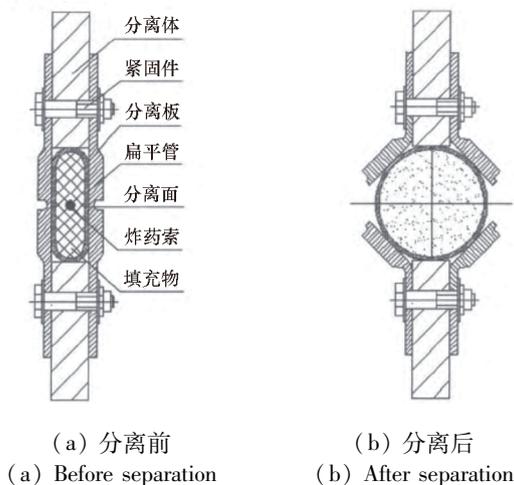


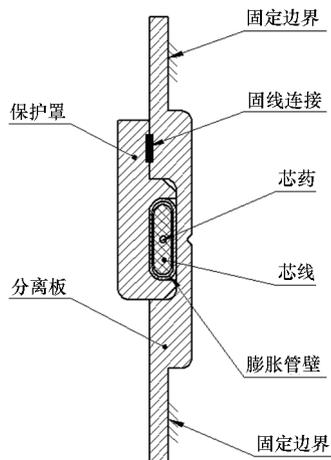
图1 典型膨胀管分离装置作用过程

Fig. 1 Functioning of a typical expanding tube separation device

建数值模型进行了验证。利用该模型研究了典型线性火工分离装置分离瞬态过程的力学机理,并定量分析了多种因素对分离装置重点部位等效塑性应变的影响。根据研究结果,对原设计方案进行了改进。

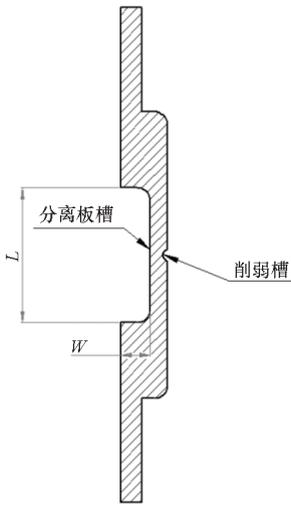
1 典型线性火工分离装置作用过程的数值模拟

本研究的对象为某典型线性火工分离装置,即膨胀管分离装置,其横截面结构如图2(a)所示。其结构特点为:厚度方向(垂直于纸面的方向)上的尺寸远大于其他两个方向上的尺寸。分离板典型结构及尺寸变量如图2(b)所示。保护罩和分离板通过多个螺栓进行连接。在仿真模型中对其进行了简化处理,利用固接代替螺栓连接,从而将该火工分离装置的作用过程简化为平面应变问题,降低了仿真计算量。



(a) 分离装置简化的横截面

(a) Simplified section of the separation device



(b) 分离板典型结构及尺寸变量
(b) Typical structure of the separation plate and its variable dimension

图 2 典型线性火工分离装置横截面简化模型

Fig. 2 Simplified section of a typical linear pyrotechnic separation device

分离装置中,分离板和保护罩材质为 VW94 镁合金,膨胀管壁材质为不锈钢,芯线为实体聚乙烯材质,芯药组分为黑索今。芯药外面有铅包覆层,厚度约为 0.5 mm。由于其尺寸过小,在数值模型中将其忽略。

1.1 材料本构模型和状态方程

线性火工分离装置包含多种金属、非金属结构材料以及炸药,如表 1 所列。下面分别对数值模型中所用到的各种材料本构模型和状态方程进行介绍。

表 1 线性火工分离装置各部件所用材料

Tab. 1 Materials for various parts of a typical linear pyrotechnic separation device

部件	材料
分离板	VW94 镁合金
保护罩	VW94 镁合金
膨胀管壁	不锈钢
芯线	聚乙烯
芯药	黑索今

在炸药爆炸驱动产生的高压作用下,金属材料的应力状态可分为两部分,即偏应力和静水压力,如式(1)所示。

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} - pI \quad (1)$$

式中, σ_{ij} 为应力张量, σ'_{ij} 为偏应力张量, p 为静水

压力, I 为单位矩阵。静水压力部分可通过材料的状态方程计算得到。在显式动力学中, σ'_{ij} 随时间的变化率可由式(2)中的本构关系式计算得到。

$$\frac{d\sigma'_{ij}}{dt} = 2G \frac{d\epsilon'_{ij}}{dt} \quad (2)$$

式中, t 为时间, G 为材料的剪切模量, ϵ'_{ij} 为偏应变张量。

通过材料拉伸试验测量了 VW94 镁合金的力学性能。共进行了 5 次拉伸试验,试样的轴线方向分别取材料的轧向(2 次)、横向(3 次)。经过数据处理后,得到 VW94 镁合金的真实应力-真实应变曲线,如图 3 所示。从图 3 可以看出,所用 VW94 镁合金在轧向和横向上的力学性能差异非常小,说明材料一致性较好。取其 0.2% 塑性变形时的应力值为屈服应力,即 300 MPa。

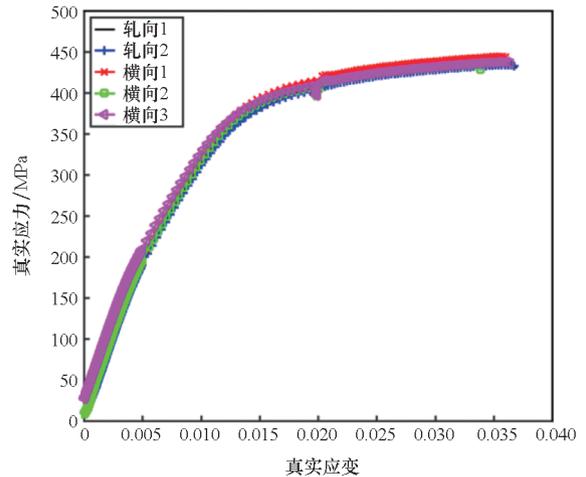


图 3 VW94 镁合金真实应力-真实应变曲线

Fig. 3 True strain-true stress curve for VW94 magnesium alloy

通过查找文献获得 VW94 镁合金的剪切模量。VW94 镁合金密度为 1 740 kg/m³,剪切模量为 17 GPa,屈服强度为 300 MPa。不锈钢密度为 7 860 kg/m³,剪切模量为 73 GPa,屈服强度为 689 MPa。其中不锈钢的模型参数从 Autodyn 软件自带材料库中获得。

使用 Mie-Gruneisen 状态方程计算炸药爆炸驱动下金属材料应力状态中的静水压力部分。Mie-Gruneisen 状态方程可以表示为:

$$p = \frac{\rho_0 c^2 \mu \left[1 + \left(1 - \frac{\gamma_0}{2} \right) \mu - \frac{\gamma_0}{2} \mu^2 \right]}{1 - (s-1)\mu} + \gamma_0 (1 + \mu) E \quad (3)$$

式中, ρ_0 为材料初始密度, c 为材料中波的传播速度, s, γ_0 为常数, μ 可以表示为:

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (4)$$

由于缺少 VW94 镁合金的状态方程数据,利用与其力学性能接近的 AZ-31B 镁合金的状态方程近似替代 VW94 镁合金的状态方程。此外,在典型线性火工分离装置中还存在一些非金属材料,如导爆索外层的芯线(聚乙烯材料,密度为 915 kg/m³)等。在炸药爆炸的驱动下,这些非金属材料将在几微秒内失效,其本构模型对整个模型的仿真结果影响并不大,因此只使用 Mie-Gruneisen 状态方程描述其在炸药爆炸作用下的力学行为。从 Autodyn 软件自带材料库中获得的 AZ-31B 镁合金、不锈钢和聚乙烯的 Mie-Gruneisen 状态方程参数如表 2 所列。

表 2 AZ-31B 镁合金、不锈钢和聚乙烯的 Mie-Gruneisen 状态方程参数

Tab.2 Parameters of the Mie-Gruneisen EOS for AZ-31B magnesium alloy, stainless steel and polythene

材料名称	c/(m/s)	s	γ ₀
AZ-31B 镁合金	4 516	1.256	1.43
不锈钢	4 610	1.730	1.67
聚乙烯	2 901	1.481	1.64

对于芯药中的黑索今,则使用 Jones-Wilkins-Lee (JWL)状态方程描述其爆炸过程。JWL 模型可以表示为:

$$p = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (5)$$

式中,A、B、R₁、R₂、ω 均为常数。某黑索今基炸药的 JWL 状态方程参数如表 3^[11]所列。在实际的分离装置中,芯药的线密度可调,变化范围为 1.4~3.2 g/m。在数值模型中,通过控制芯药直径来模拟不同线密度的芯药。

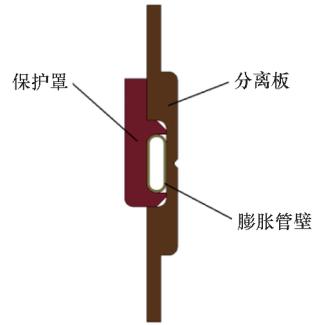
表 3 黑索今基炸药的 JWL 状态方程参数

Tab.3 Parameters of the JWL EOS for a RDX-based explosive

炸药成分	ρ ₀ /(kg/m ³)	A/GPa	B/GPa	R ₁	R ₂	ω
95% 黑索今 + 3% 石蜡 + 2% 石墨	1 667	334.77	9.5	6.71	1.26	0.21

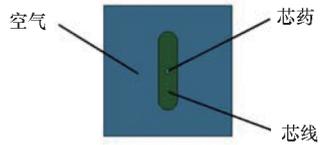
1.2 任意拉格朗日-欧拉法数值模型的建立

在 ANSYS/LS-DYNA 中建立了火工分离装置作用过程的任意拉格朗日-欧拉数值模型,如图 4 所示。其中芯药和芯线采用欧拉算法进行模拟,分离板、保护罩和膨胀管壁采用拉格朗日算法进行模拟。通过欧拉网格与拉格朗日网格之间的耦合作用模拟炸药生成物推动膨胀管壁、分离板变形、断裂,直至最终完成分离动作的过程。



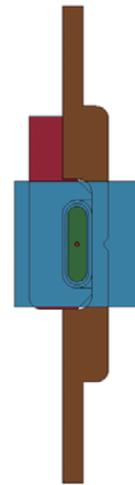
(a) 拉格朗日方法计算区域

(a) Lagrangian computational domain



(b) 欧拉方法计算区域

(b) Eulerian computational domain



(c) 完整数值模型

(c) Complete numerical model

图 4 利用任意拉格朗日-欧拉方法建立的线性火工分离装置数值模型

Fig.4 Numerical model of the linear pyrotechnic separation device developed using arbitrary Lagrangian-Eulerian method

通过固接方式代替实际火工分离装置中分离板和保护罩之间的螺栓连接。分离板上、下端侧面采用固定边界条件,如图 2(a)所示。采用四边形单元对模型所有部件进行网格划分。四边形单元的平均边长约 0.25 mm。欧拉网格单元共 14 320 个,拉格朗日网格单元共 19 139 个。

1.3 数值模型的试验验证

通过火工分离试验和光子多普勒测速试验^[12]对所建线性火工分离装置的数值模型进行验证。火工分离装置通过螺栓连接到 Z 形支撑架上,支撑架通过螺栓连接固定在试验台的 T 形槽上。光子多普勒测速装置的激光探头垂直对准分离板中部距削弱槽中心约 1 mm 的表面,且位于保护罩和分离板螺栓连接一侧,如图 5 所示。共录得 3 次火工分离试验有效数据,其中芯药线密度为 1.4 g/m 的试验数据 2 次,芯药线密度为 3.2 g/m 的试验数据 1 次。

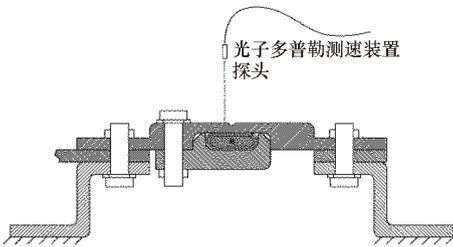


图 5 光子多普勒测速装置探头的安装位置及与待测表面的相对位置关系

Fig. 5 Installation of the detector of the photonic Doppler velocimeter and its relative position to the surface of the separation device

膨胀管火工分离装置形状不规则,作用时间短(约 100 μ s),分离装置表面重点部位的瞬时速度峰值约为 100 m/s,而位移可能低至数毫米。常规手段(如应变测量)难以对这一过程的重要参数进行精确测量。考虑到上述情况,采用光子多普勒测速系统对分离装置作用过程中分离板表面重点部位的实时速度进行测试。光子多普勒测速(photonic Doppler velocimetry, PDV)测速系统主要基于激光传播过程中的多普勒效应,即运动物体反射的激光频率会发生与速度相应的变化。本试验采用的是双光源 PDV 系统。主激光器发射的激光经过放大器放大后照射到测试物体上,反射回来的激光通过环形器与调频激光器的激光一起进入耦合器并最终被转换成电信号输入示波器。示波器记录的信号经过处理后即可获得目标物体的实时速度曲线。本试验所用 PDV 系统原理如图 6 所示。

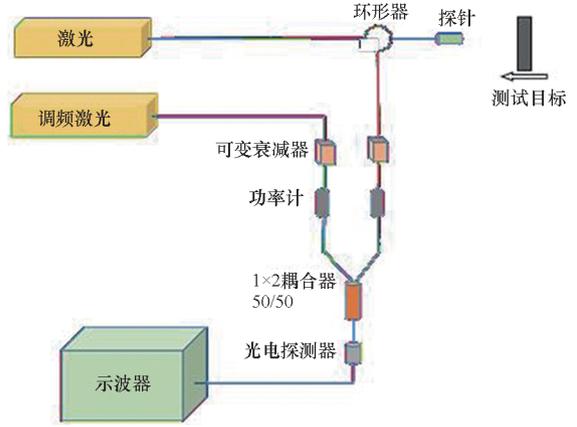
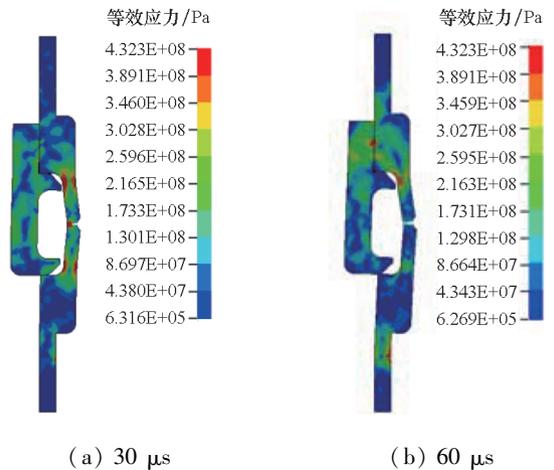


图 6 双光源 PDV 系统示意图

图 6 Schematic diagram of the dual-source PDV system

以下为仿真模型的几何参数:削弱槽开口角度为 90°,削弱槽底部圆角半径为 1 mm,芯药线密度分别为 1.4 g/m、3.2 g/m。VW94 镁合金采用塑性应变失效准则,失效应变设置为 0.13。芯药线密度为 1.4 g/m 时,分离装置不同时刻下的等效应力分布、等效塑性应变分布如图 7、图 8 所示。为便于观察仿真结果,图中只显示了分离板和保护罩。从图 8 可以看出,随着分离过程的进行,分离板上的削弱槽底部和分离板槽上部内侧倒角处均出现了明显的塑性变形(并伴随拉应力)。特别是,削弱槽底部出现了完全断裂。此外,分离板槽上部内侧倒角处也出现了部分开裂的情况。值得注意的是,分离板槽上部内侧倒角处不是预设破坏部位,因此应避免出现断裂破坏。



(a) 30 μ s (b) 60 μ s

图 7 不同时刻下某线性火工分离装置的等效应力分布云图

Fig. 7 Contour of von Mises stress of the linear pyrotechnic separation device at different times

芯药线密度为 1.4 g/m 时,分离装置削弱槽底部某单元、分离板槽上部内侧某单元的等效应

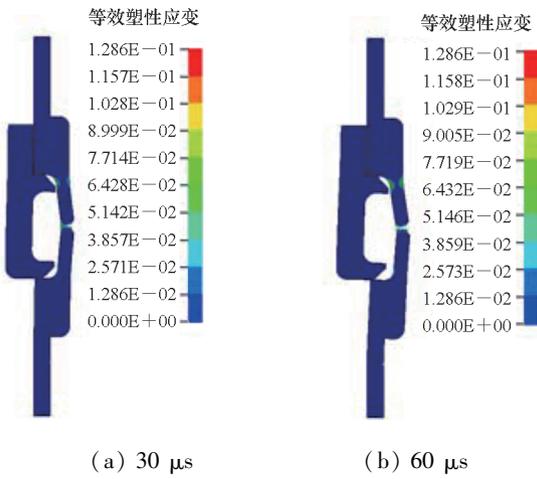
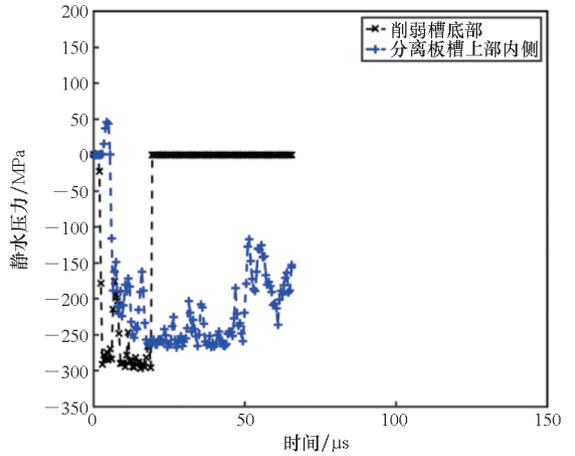


图 8 不同时刻下某线性火工分离装置的等效塑性应变分布云图

Fig.8 Contour of effective plastic strain of the linear pyrotechnic separation device at different times



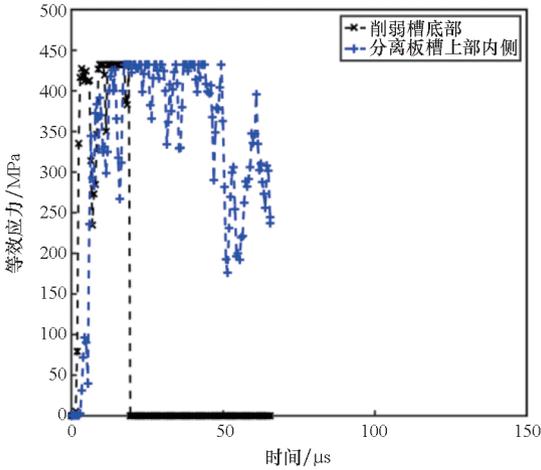
(c) 静水压力

(c) Hydrostatic pressure

图 9 分离装置削弱槽底部、分离板槽上部内侧等效应力、等效塑性应变、静水压力随时间的变化

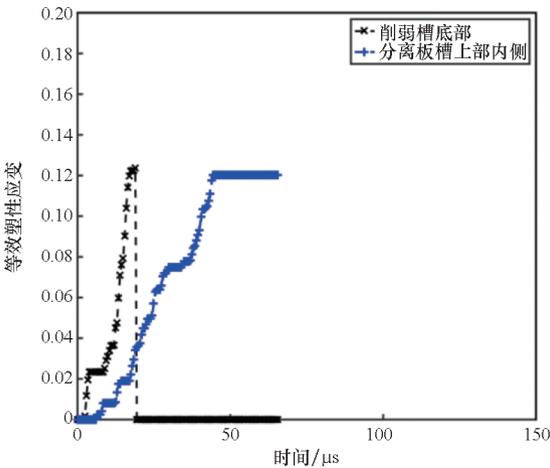
Fig.9 Variation of effective stress, effective plastic strain and hydrostatic pressure with time at the bottom of the v-notch and upper internal fillet of the rectangular notch of the separation plate

力、等效塑性应变、静水压力随时间的变化情况如图 9 所示。从图 9 中可以看出,在分离瞬间,削弱



(a) 等效应力

(a) Effective stress

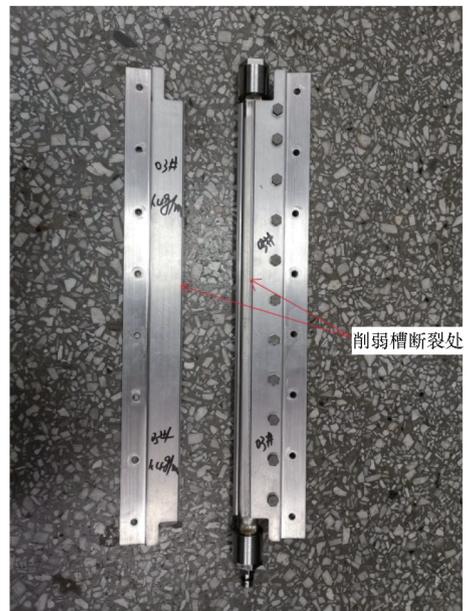


(b) 等效塑性应变

(b) Effective plastic strain

槽底部的等效塑性应变要远大于分离板槽上部内侧部位的等效塑性应变,这说明削弱槽作为预设破坏部位,达到了形成应力集中甚至断裂破坏,从而完成分离动作的目的。

芯药线密度为 1.4 g/m 时的两次火工分离试验结果如图 10 所示。从图 10 中可以看出,分离装置在削弱槽处发生了完全断裂,而其他位置未发生断裂破坏,这与仿真结果吻合得很好。芯药线密度为 1.4 g/m 时的仿真所得分离装置表面待



(a) 第一次试验结果

(a) The first experiment



(b) 第二次试验结果
(b) The second experiment

图 10 芯药线密度为 1.4 g/m 时的
两次火工分离试验结果

Fig. 10 Pyrotechnic separation experiment result when
the linear density of the detonating cord is 1.4 g/m

测点速度历史曲线与光子多普勒测速结果的对比如图 11 所示。从图 11 可以看出,仿真所得分离装置表面待测点速度变化趋势和峰值速度(约 76.1 m/s)与两次光子多普勒测速试验结果(峰值速度约为 66.5 m/s、79.7 m/s)接近,说明所建数值模型具有较好的精度。

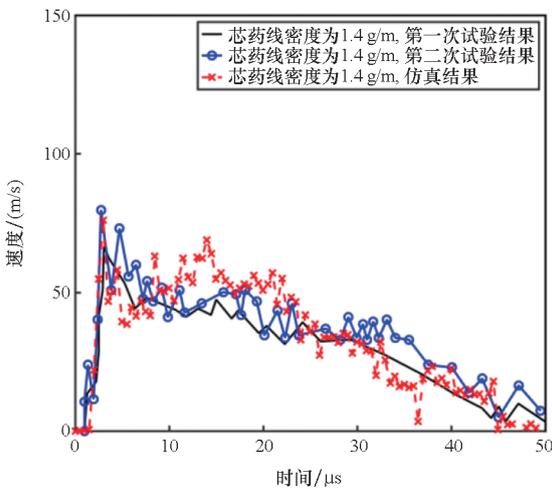
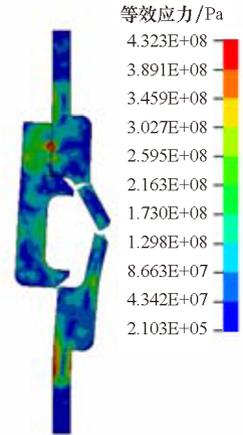


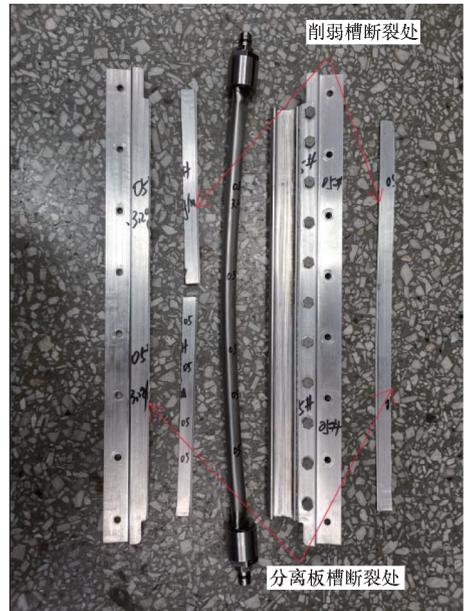
图 11 芯药线密度为 1.4 g/m 时仿真所得
分离装置表面待测点速度历史曲线与
光子多普勒测速试验结果的对比

Fig. 11 Comparison of the simulated velocity history curve
at a specific location of the separation device with that
obtained from PDV experiment when the linear
density of the detonating cord is 1.4 g/m

芯药线密度为 3.2 g/m 时的火工分离仿真结果与火工分离试验结果的对比如图 12 所示。从图 12 可以看出,60 μ s 时,仿真结果中的削弱槽底部、分离板槽上部内侧出现了完全断裂,而试验中削弱槽底部和分离板槽上、下部内侧均出现了完全断裂的情况,这可能是仿真模型的边界条件设置与试验不完全一致导致的。芯药线密度为 3.2 g/m 时仿真所得分离装置表面待测点速度历史曲线与测速装置测量结果的对比如图 13 所示。从图 13 可以看出,仿真所得待测表面的峰值速度约为 120.4 m/s,而试验所得待测表面的



(a) 60 μ s 时的火工分离装置仿真结果
(a) Simulation result at 60 μ s



(b) 火工分离试验结果
(b) Pyrotechnic separation experiment result

图 12 芯药线密度为 3.2 g/m 时,火工分离
仿真结果与试验结果的对比

Fig. 12 Comparison between simulation and pyrotechnic
separation experiment when the linear density of
the detonating cord is 3.2 g/m

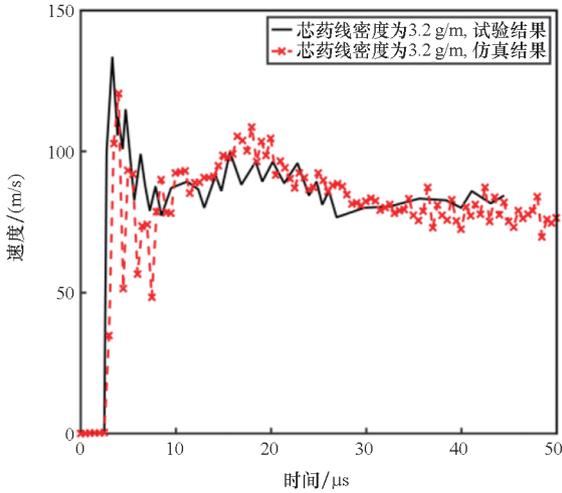


图 13 芯药线密度为 3.2 g/m 时仿真所得分离装置表面待测点速度历史曲线与光子多普勒测速试验结果的对比

Fig. 13 Comparison of the simulated velocity history curve at a specific location of the separation device with that obtained from PDV experiment when the linear density of the detonating cord is 3.2 g/m

峰值速度约为 133.5 m/s。仿真所得分离装置表面待测点速度变化趋势和峰值速度与光子多普勒测速试验结果接近,说明所建数值模型具有较好的精度。

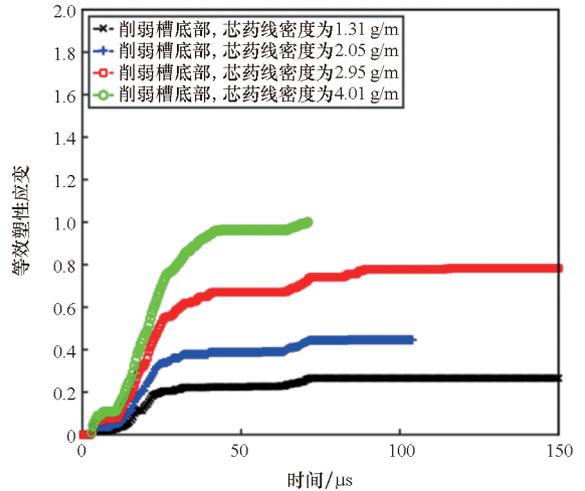
2 多种因素对某线性火工分离装置分离过程的影响

在本节中,使用经过试验验证的数值模型研究了多种因素对火工分离装置重点部位(削弱槽底部、分离板槽上部内侧倒角处)分离过程中等效塑性应变的影响,包括芯药线密度、削弱槽底部圆角半径、削弱槽开口角度、保护罩材质、分离板槽结构尺寸。为尽可能在统一标准下对仿真结果进行对比,本节仿真过程中未设置材料失效准则。此外,考虑到火工分离装置的工作环境(空中),对分离板模型的上、下端采用了自由边界条件,未加固定约束。

2.1 芯药线密度对仿真结果的影响

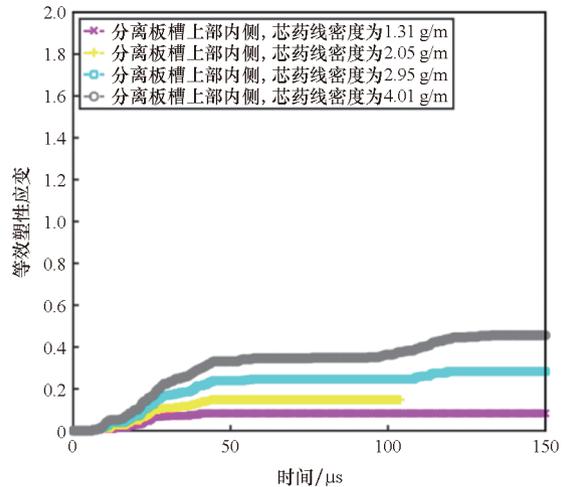
对削弱槽开口角度为 90°,底部圆角半径为 1 mm,芯药线密度分别为 1.31 g/m、2.05 g/m、2.95 g/m、4.01 g/m 时的线性火工分离装置的作用过程进行了仿真。芯药线密度对分离装置重点部位等效塑性应变的影响如图 14 所示。从图 14 中可以看出,芯药线密度对削弱槽底部、分离板槽上部内侧的等效塑性应变影响很大。当芯药线密度从 1.31 g/m 增加到 4.01 g/m 时,削弱槽底部

的等效塑性应变从约 0.27 增加至超过 1,而分离板槽上部内侧的等效塑性应变从约 0.09 增加到了约 0.46。这是由于随着芯药密度的增加,单位长度内炸药的质量增加,芯药爆炸后释放的能量增加,传递至火工分离装置预设破坏部位和其他薄弱部位上的能量也随之增加,这导致这些部位的等效塑性应变也相应增加。



(a) 削弱槽底部等效塑性应变

(a) Effective plastic strain at bottom of the v-notch



(b) 分离板槽上部内侧等效塑性应变

(b) Effective plastic strain at upper internal fillet of the rectangular notch

图 14 芯药线密度对分离板重点部位等效塑性应变的影响

Fig. 14 Influence of linear density of the detonating cord on effective plastic strain at the critical locations of the separation plate

2.2 削弱槽底部圆角半径对仿真结果的影响

为研究削弱槽底部圆角半径对线性火工分离装置仿真结果的影响,共进行了 8 组仿真。仿真设置如下:削弱槽开口角度为 90°,底部圆角半径

分别为 1.00 mm、0.75 mm、0.50 mm、0.25 mm，芯药线密度分别为 2.05 g/m、2.95 g/m。仿真模型部分设置如表 4 所列。

表 4 削弱槽底部圆角半径尺寸及模型部分设置

Tab.4 Radius of the bottom of the v-notch and partial configurations of the model

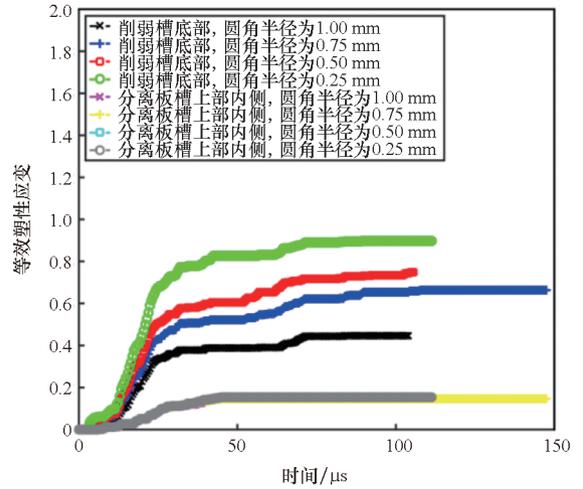
仿真组	削弱槽 开口角度/ (°)	削弱槽底部 圆角半径/ mm	芯药线密度/ (g/m)
仿真 1	90	1.00	2.05
仿真 2	90	0.75	2.05
仿真 3	90	0.50	2.05
仿真 4	90	0.25	2.05
仿真 5	90	1.00	2.95
仿真 6	90	0.75	2.95
仿真 7	90	0.50	2.95
仿真 8	90	0.25	2.95

芯药线密度为 2.05 g/m 情况下,削弱槽底部圆角半径对削弱槽底部、分离板槽上部内侧等效塑性应变的影响如图 15(a) 所示。从图 15(a) 中可以看出,削弱槽底部圆角半径尺寸对削弱槽底部等效塑性应变有重要影响。在削弱槽底部圆角半径从 1 mm 减小到 0.25 mm 的过程中,通过仿真计算得到的削弱槽底部最大等效塑性应变从约 0.45 增加至 0.90。与此同时,分离板槽上部内侧最大等效塑性应变则变化很小,一直保持在 0.15 左右。出现这一现象的原因可能是:削弱槽底部圆角半径越小,削弱槽底部就越容易形成应力集中,这里的材料就越容易发生破坏。这正是分离装置设计需要达到的效果:在分离装置作用过程中,除削弱槽部位发生破坏外,分离装置其余部位都不发生破坏。

芯药线密度为 2.95 g/m 情况下,削弱槽底部圆角半径对削弱槽底部、分离板槽上部内侧等效塑性应变的影响如图 15(b) 所示。从图 15(b) 中可观察到与图 15(a) 中类似的趋势。

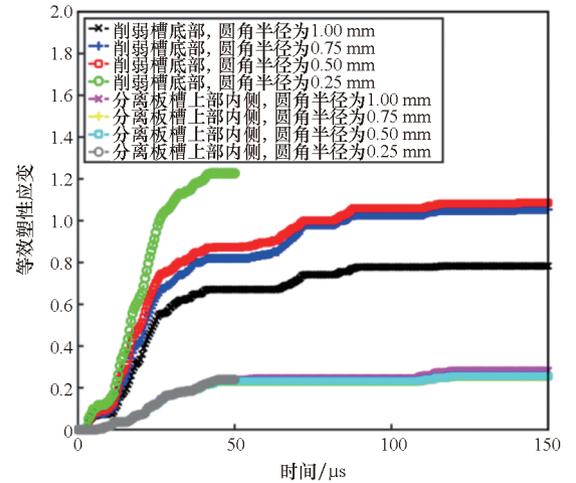
2.3 削弱槽开口角度对仿真结果的影响

为研究削弱槽开口角度对线性火工分离装置仿真结果的影响,共进行了 6 组仿真。仿真设置如下:削弱槽开口角度分别为 60°、90°、120°,对应底部圆角半径分别为 0.50 mm、1.00 mm;芯药线密度为 2.05 g/m、2.95 g/m。模型部分设置如表 5 所列。



(a) 芯药线密度为 2.05 g/m

(a) Linear density of the detonating cord is 2.05 g/m



(b) 芯药线密度为 2.95 g/m

(b) Linear density of the detonating cord is 2.95 g/m

图 15 削弱槽底部圆角半径对削弱槽底部和分离板槽上部内侧等效塑性应变的影响

Fig.15 Influence of radius of the bottom of the v-notch on the effective plastic strain at the bottom of the v-notch and the upper internal fillet of the rectangular notch

表 5 削弱槽开口角度及模型部分设置

Tab.5 Angle of the v-notch and partial configurations of the model

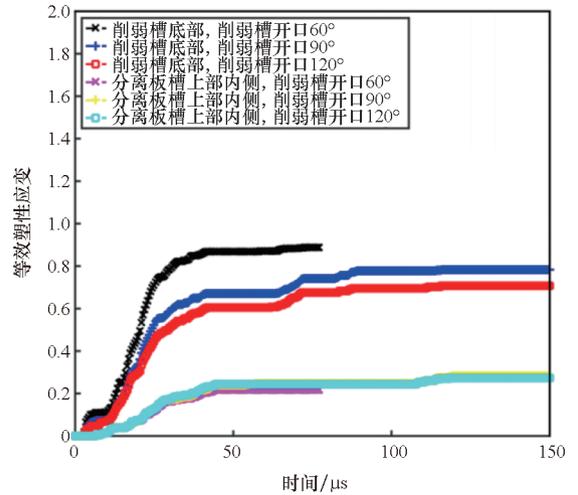
仿真组	削弱槽开口 角度/(°)	削弱槽底部 圆角半径/ mm	芯药 线密度/ (g/m)
仿真 1	60	0.50	2.05
仿真 2	90	1.00	2.05
仿真 3	120	1.00	2.05
仿真 4	60	0.50	2.95
仿真 5	90	1.00	2.95
仿真 6	120	1.00	2.95

芯药线密度为 2.05 g/m、2.95 g/m 时,削弱槽开口角度对削弱槽底部、分离板槽上部内侧等效塑性应变的影响分别如图 16(a)、(b)所示。

从图 16(a)可以看出,当芯药线密度为 2.05 g/m、削弱槽开口角度为 90°时,削弱槽底部的等效塑性应变与开口角度为 120°时相同部位的等效塑性应变差别很小。分离板槽上部内侧的等效塑性应变和开口角度为 120°时相同部位的等效塑性应变差别同样很小。这说明:芯药线密度为 2.05 g/m 时,削弱槽开口角度对分离板关键部位分离过程中的等效塑性应变影响较小。

当削弱槽开口角度为 60°(削弱槽底部圆角半径为 0.50 mm)时,削弱槽底部的等效塑性应变明显超过开口角度为 90°、120°(削弱槽底部圆角半径为 1.00 mm)时相同部位的等效塑性应变。同时,分离板槽上部内侧的等效塑性应变却略低于另外两种开口角度时相同部位的等效塑性应变。出现这一现象的原因可能是:削弱槽开口角度为 60°时,其底部圆角半径小于另外两种开口角度时的底部圆角半径,从而导致分离过程中削弱槽底部出现更强烈的应力集中和更大的等效塑性应变。

从图 16(b)可以看出,当芯药线密度为 2.95 g/m、削弱槽开口角度为 90°时,削弱槽底部的等效塑性应变明显大于开口角度为 120°时相同部位的等效塑性应变,而分离板槽上部内侧的等效塑性应变差别很小。这可能是随着削弱槽开口角度的增大,削弱槽底部与分离板外侧之间的过渡变得平缓,从而减小了削弱槽底部的应力集中度。与此同时,削弱槽开口角度对分离板槽上部内侧的应力集中程度影响不大。因此,适当减小削弱槽开口角度有助于削弱槽底部形成更



(b) 芯药线密度为 2.95 g/m

(b) Linear density of the detonating cord is 2.95 g/m

图 16 削弱槽开口角度对削弱槽底部和分离板槽上部内侧等效塑性应变的影响

Fig. 16 Influence of angle of the v-notch on the effective plastic strain at the bottom of the v-notch and the upper internal fillet of the rectangular notch

大的应力集中度,从而更快完成分离动作。

当削弱槽开口角度为 60°时,削弱槽底部的等效塑性应变明显超过开口角度为 90°、120°时相同部位的等效塑性应变。这与芯药线密度为 2.05 g/m 时得到的仿真结果趋势相似。

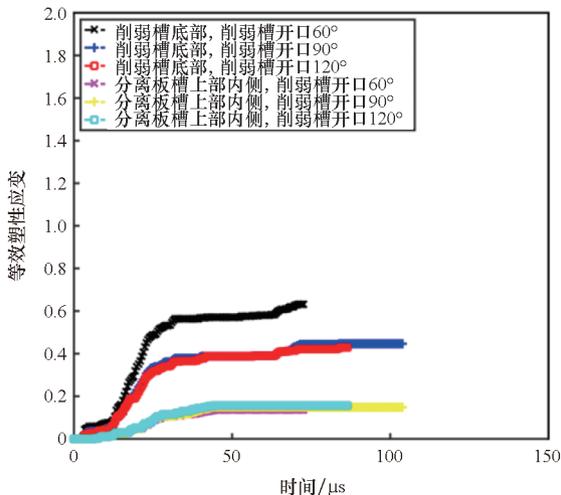
2.4 保护罩材质对仿真结果的影响

为研究保护罩材质对线性火工分离装置仿真结果的影响,共进行了 6 组仿真。仿真设置如下:削弱槽开口角度为 90°,其底部圆角半径为 1.00 mm;芯药线密度分别为 2.05 g/m、2.95 g/m;保护罩材质分别为 VW94 镁合金、2A12 铝合金、45 钢。2A12 铝合金的密度为 2 770 kg/m³,剪切模量为 27.6 GPa。45 钢的密度为 7 830 kg/m³,剪切模量为 79.3 GPa。模型部分设置如表 6 所列。

表 6 保护罩材质及模型部分设置

Tab. 6 Materials of the protection plate and partial configurations of the model

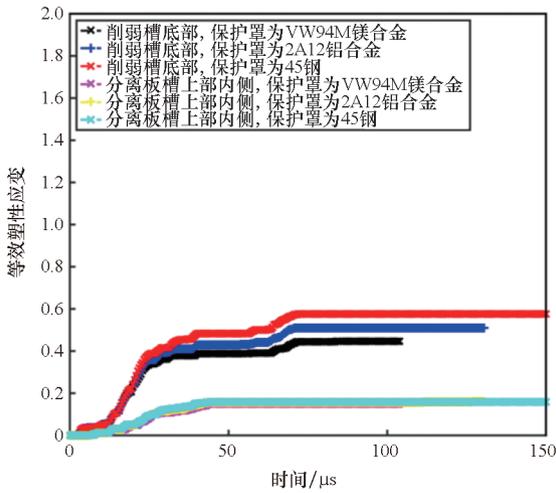
仿真组	保护罩材质	削弱槽开口角/度/(°)	削弱槽底部圆角半径/(mm)	芯药线密度/(g/m)
仿真 1	VW94 镁合金	90	1.00	2.05
仿真 2	2A12 铝合金	90	1.00	2.05
仿真 3	45 钢	90	1.00	2.05
仿真 4	VW94 镁合金	90	1.00	2.95
仿真 5	2A12 铝合金	90	1.00	2.95
仿真 6	45 钢	90	1.00	2.95



(a) 芯药线密度为 2.05 g/m

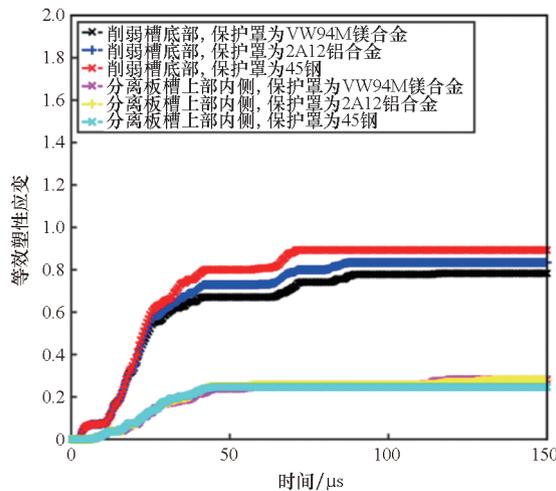
(a) Linear density of the detonating cord is 2.05 g/m

芯药线密度为 2.05 g/m、2.95 g/m 时的仿真结果分别如图 17(a)、(b)所示。从图 17(a)中可以看出,保护罩材质对削弱槽底部等效塑性应变有一定影响,且保护罩材质分别为 VW94 镁合金、2A12 铝合金、45 钢时,削弱槽底部的等效塑性应变逐渐增大。出现这一现象的原因可能是:随着保护罩材质密度和弹性模量的增加,膨胀管的变形在保护罩一侧受到更大阻碍,更多能量被反射至分离板一侧,导致削弱槽底部的应力集中度得到加强。与此同时,分离板槽上部内侧处的等效塑性应变变化不大,这说明保护罩材质对分离板槽上部内侧的等效塑性应变影响有限。图 17(b)中的仿真结果表示出与图 17(a)中类似的趋势。



(a) 芯药线密度为 2.05 g/m

(a) Linear density of the detonating cord is 2.05 g/m



(b) 芯药线密度为 2.95 g/m

(b) Linear density of the detonating cord is 2.95 g/m

图 17 保护罩材质对削弱槽底部和分离板槽上部内侧等效塑性应变的影响

Fig. 17 Influence of material of the protection plate on the effective plastic strain at the bottom of the v-notch and the upper internal fillet of the rectangular notch

2.5 分离板槽结构尺寸对仿真结果的影响

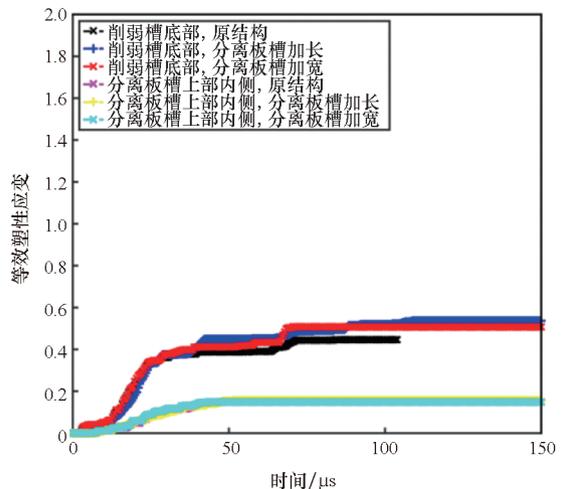
为研究分离板槽结构尺寸对线性火工分离装置仿真结果的影响,共进行了 6 组仿真。仿真设置如下:削弱槽开口角度为 90°,其底部圆角半径为 1.00 mm;分离板槽分别为原结构、加长设计、加宽设计;芯药线密度分别为 2.05 g/m、2.95 g/m。模型部分设置如表 7 所列。

表 7 分离板槽结构尺寸及模型部分设置

Tab. 7 Dimensions of the rectangular notch and partial configurations of the model

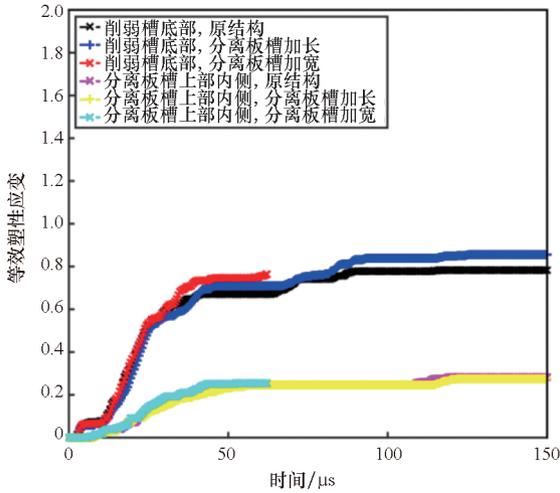
仿真组	分离板槽结构尺寸	削弱槽开口角/度/(°)	削弱槽底部圆角半径/(mm)	芯药线密度/(g/m)
仿真 1	原结构	90	1.00	2.05
仿真 2	分离板槽加长	90	1.00	2.05
仿真 3	分离板槽加宽	90	1.00	2.05
仿真 4	原结构	90	1.00	2.95
仿真 5	分离板槽加长	90	1.00	2.95
仿真 6	分离板槽加宽	90	1.00	2.95

芯药线密度为 2.05 g/m、2.95 g/m 时的仿真结果分别如图 18(a)、(b)所示。从图 18(a)可以看出,分离板槽结构尺寸对削弱槽底部等效塑性应变有一定影响。在相同条件下,分离板槽加长、加宽均使得削弱槽底部的等效塑性应变增大。这可能是因为随着分离板槽的加长,分离板槽的结构刚度(如图 2(b)所示,将削弱槽至分离板槽上、下部的部分视为“悬臂”结构)减小,这导致削弱槽部位更容易发生向内或向外的变形。而随着分离板槽的加宽,保护板更加难以从分离板槽中脱



(a) 芯药线密度为 2.05 g/m

(a) Linear density of the detonating cord is 2.05 g/m



(b) 芯药线密度为 2.95 g/m

(b) Linear density of the detonating cord is 2.95 g/m

图 18 分离板槽结构尺寸对分离板重点部位等效塑性应变的影响

Fig. 18 Influence of dimension of the rectangular notch on the effective plastic strain at the critical locations of the separation plate

出,保护板和分离板槽形成的封闭结构更为牢固,从而导致更多能量被反射至削弱槽部位。分离板槽上部内侧处的等效塑性应变变化不大,这说明分离板槽结构尺寸对分离板槽上部内侧的等效塑性应变影响有限。图 18(b)表现出与图 18(a)类似的趋势。

3 结论

针对典型线性膨胀管火工分离装置建立数值模型,通过火工分离试验和光子多普勒测速试验验证了模型的精度。

利用上述数值模型研究了多种因素对火工分离装置重点部位(削弱槽底部、分离板槽上部内侧)分离过程中等效塑性应变的影响,这些因素包括芯药线密度、削弱槽底部圆角半径、削弱槽开口角度、保护罩材质、分离板槽结构尺寸。为尽可能在统一标准下对仿真结果进行对比,仿真过程中未设置材料失效准则。在仿真参数设置范围内,得到如下结论:

1) 对线性火工分离装置而言,对其分离过程影响最大的因素顺序依次为:芯药线密度 > 削弱槽底部圆角半径 > 保护罩材质 > 分离板槽结构尺寸 ≈ 削弱槽开口角度。其中芯药线密度和削弱槽底部圆角半径为影响分离过程的关键因素。芯药线密度越大,削弱槽底部圆角半径越小,削弱槽底部越容易形成应力集中,越有利于分离过程,但芯

药线密度越大,对分离装置其余部位(特别是考虑到分离装置的应用场合)的冲击也越大,这是设计中应考虑的因素。

2) 保护罩材质密度越高、弹性模量越大,越有利于削弱槽底部形成应力集中。但同时,保护罩采用高密度高弹性模量材质将增大分离装置的质量,这是设计中需要考虑的因素。

3) 分离板槽结构尺寸和削弱槽开口角度对火工分离装置分离过程均有一定影响。分离板槽越长、越宽,削弱槽开口角度越小,越有利于削弱槽底部形成应力集中。

上述结论可为类似火工分离装置的结构优化设计提供一定的参考。

参考文献 (References)

- [1] 何春全,严楠,叶耀坤. 导弹级间火工分离装置综述[J]. 航天返回与遥感, 2009, 30(3): 70-77.
HE C Q, YAN N, YE Y K. Study of stage separation device for missile [J]. Spacecraft Recovery & Remote Sensing, 2009, 30(3): 70-77. (in Chinese)
- [2] 杜龙飞,马玉环,陈慧能,等. 爆炸螺栓作用过程的仿真研究[J]. 火工品, 2015(3): 29-32.
DU L F, MA Y H, CHEN H N, et al. The simulation of action procedure of explosive bolt [J]. Initiators & Pyrotechnics, 2015(3): 29-32. (in Chinese)
- [3] 王宗伟,吴宏伟,杨康,等. 爆炸螺栓分离动力学仿真分析研究[J]. 导弹与航天运载技术, 2018(1): 111-115, 121.
WANG Z W, WU H W, YANG K, et al. Research on the dynamics simulation of the explosive bolt separation [J]. Missiles and Space Vehicles, 2018(1): 111-115, 121. (in Chinese)
- [4] 王军评,毛勇建,吕剑,等. 爆炸螺栓冲击响应的主要影响因素研究[J]. 振动与冲击, 2019, 38(13): 42-49.
WANG J P, MAO Y J, LYU J, et al. Main influence factors on pyrotechnic-shock response of explosive bolts [J]. Journal of Vibration and Shock, 2019, 38(13): 42-49. (in Chinese)
- [5] LEE J, HAN J H, LEE Y, et al. A parametric study of ridge-cut explosive bolts using hydrocodes [J]. International Journal of Aeronautical and Space Sciences, 2015, 16(1): 50-63.
- [6] LEE J, HWANG D H, JANG J K, et al. Pyroshock measurement and characteristic analysis of explosive bolt and pyrotechnic initiator [J]. Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, 2017, 27(2): 213-220.
- [7] 孙璟,阳志光. 膨胀管分离装置爆炸分离过程仿真和优化 [C]// 第九届全国爆炸与安全学术技术会议论文集, 2006: 140-143.
SUN J, YANG Z G. The simulation and optimization of the explosive separation of an expanding tube separation device [C]// Proceedings of Transactions of 9th National

- Explosion and Safety Technology Conference, 2006: 140 – 143. (in Chinese)
- [8] 宋保永, 胡振兴, 孙璟, 等. 膨胀管分离装置分离时间测试研究[J]. 实验力学, 2015, 30(2): 151 – 156.
SONG B Y, HU Z X, SUN J, et al. On the measurement of the separation time of expanding tube separation device[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2015, 30(2): 151 – 156. (in Chinese)
- [9] 宋保永, 吴晗玲, 王帅, 等. 膨胀管分离装置设计参数的敏感性分析[J]. 北京理工大学学报, 2013, 33(增刊2): 76 – 79.
SONG B Y, WU H L, WANG S, et al. Design parameter sensitivity analysis of super * zip separation devices [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2013, 33(Suppl 2): 76 – 79. (in Chinese)
- [10] 冯丽娜, 李东, 田建东, 等. 扁平管膨胀性能仿真及实验研究[J]. 振动与冲击, 2018, 37(23): 149 – 156.
FENG L N, LI D, TIAN J D, et al. Simulation and tests for expansion performance of a flat tube[J]. Journal of Vibration and Shock, 2018, 37(23): 149 – 156. (in Chinese)
- [11] 项大林, 荣吉利, 李健, 等. 基于 KHT 程序的 RDX 基含铝炸药 JWL 状态方程参数预测研究[J]. 北京理工大学学报, 2013, 33(3): 239 – 243.
XIANG D L, RONG J L, LI J, et al. JWL equation of state parameters prediction of RDX-based aluminized explosive based on KHT code[J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2013, 33(3): 239 – 243. (in Chinese)
- [12] WANG G Y, WEN Q, WANG X P, et al. A parametric study of the functioning of an axisymmetric explosive separation device[J]. International Journal of Aeronautical and Space Sciences, 2021, 22: 1331 – 1343.