DOI: 10.3901/JME.2019.14.060

运载火箭线式捆绑分离装置的设计、分析与优化^{*}

毕祥军¹ 陈炳全^{1,2} 吴浩³ 王立朋³ 蒋亮亮³ 王博¹ 周才华^{1,4}

(1. 大连理工大学工业装备结构分析国家重点实验室 大连 116024;

2. 中车长春轨道客车股份有限公司 长春 130062;

3. 北京宇航系统工程研究所 北京 100076;

4. 大连理工大学机械工程学院 大连 116024)

摘要: 目前运载火箭的点式捆绑分离结构在承载过程中会产生过大的集中载荷。为解决这个问题,首次提出将线式分离系统应用在芯级与助推器的捆绑分离问题上,并对其结构进行优化设计,以提高结构的传力效率,实现结构轻量化。借助于有限元方法,分析捆绑状态下的受力状态和瞬态内压作用下分离系统的分离过程,深入地探讨出线式捆绑分离装置的捆绑和分离原理。基于 Isight 多学科优化平台集成 ABAQUS,完成针对线式捆绑分离装置的优化设计。相比于传统的点式捆绑分离结构,优化后的线式捆绑分离装置减重 48%,其点式结构产生的集中载荷过大问题得以有效缓解。线式捆绑分离装置的设计,和所运用的分析、优化体系,可以为我国未来运载火箭各类典型结构的设计提供参考。

关键词: 运载火箭; 结构优化设计; 捆绑连接; 线式分离系统

中图分类号: TG156

Design, Analysis and Optimization of Linear Bundled Separation Device for Launch Vehicle

BI Xiangjun¹ CHEN Bingquan^{1,2} WU Hao³ WANG Lipeng³ JIANG Liangliang³
WANG Bo¹ ZHOU Caihua^{1,4}

(1. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment,
Dalian University of Technology, Dalian 116024;

2. CRRC Changchun Railway Vehicles Co., Ltd., Changchun 130062;

3. Beijing Institute of Astronautical Systems Engineering, Beijing 100076;

4. School of Mechanical Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024)

Abstract: Currently, the dotted strap-on linkage of launch vehicle has caused excessive concentrated load in the working process. In order to solve the problem, it's presented for the first time that a linear separation system can be applied to the issue of bundled separation between the central stage and the booster. And then linear bundled separation device is optimized to improve the power transmission efficiency and realize the lightweight design. FEM analysis is used to discuss the separation and linkage principle of linear bundled separation device, by simulating stress during binding and the separation process under transient internal pressures. Based on multidisciplinary optimization platform Isight and ABAQUS, the optimization design of linear bundled separation device is completed. Compared with the traditional dotted strap-on linkage, the optimized linear bundled separation device can lose the weight of the launch vehicle 48%, and the problem of excessive concentrated load is effectively solved. Design of linear bundled separation device and the analysis-optimization system will provide reference for our country's typical structures of launch vehicle in the future.

Key words: launch vehicle; structural optimization design; strap-on linkage; linear separation joints

^{*} 工业装备结构分析国家重点实验室开放项目基金(GZ1510)、国家自然科学基金(11802051,11802053, 11825202)、大连理工大学基本科研业务费(DUT17GF103)和中国博士后科学基金(2018M640252)资助项目。
20180905 收到初稿, 20190109 收到修改稿

0 前言

目前, 运载火箭是实现人类或者卫星进入太空的主要运载工具, 其规模和水平决定了人类进入太空的能力。为了满足航天器多种运载能力的要求, 同时降低研制成本, 我国提出“一个系列、两种发动机、三个模块”的设计原则, 形成具有不同运载能力的新一代运载火箭系列^[1]。其模块之间的连接采用了“纵向加级, 横向捆绑”的方式^[2]。其中, “横向捆绑”指的是在火箭芯级周围捆绑助推器, 用于提高火箭的运载能力。但是这种方式需要将捆绑装置的强度控制在一定范围内, 使之既能在分离前保持足够的强度以满足传递推力的需求, 又能在分离时及时被破坏以达到芯级与助推器分离的效果, 这种特殊的力学需求对助推器的设计提出很大挑战。

按功能的不同, 每套捆绑装置包含承轴向载荷和承横向载荷两部分结构^[3], 前者主要传递来自助推器的推力, 后者限制助推器自由度, 传递剪力、扭转和径向载荷。

目前, 承轴向载荷结构作为主要的承载装置, 国内外常用“插头式”球头球窝捆绑结构(图 1a, 比如美 Delta-4H、印 GSLV、中 CZ-2F 和航天飞机^[4]。该结构球窝固定在芯级上, 助推器通过球头结构插入球窝内, 实现助推器与芯级连接^[5]; 分离过程中, 装置内部的爆炸螺母爆炸, 实现分离。

图 1 捆绑结构

除此之外, 俄 Протон 采用铰链结构^[6], Энергия 超重型运载火箭采用球型铰链结构^[7](图 1b); 欧 Ariane-5

基本型火箭选用球型轴承结构^[8]; 更为复杂的还有美 Hercules-3C 的三角桁架和日 H-2A 火箭的推力杆结构^[9-10]如图 1c 所示。

承轴向载荷结构的形式繁多, 但原理类似, 均为点式连接。无论是球头球窝捆绑结构还是铰链、杆结构, 都是将推力通过一个或几个接触点传递至芯级, 这将导致捆绑点附近承受巨大的集中载荷。为使载荷均匀传递, 诸多学者利用拓扑优化技术设计出了集中力扩散结构^[11-13], 如图 2 所示。然而, 在传统的点式连接设计基础上结合现有的优化技术, 无法从根本上解决载荷集中问题, 很难满足我国未来大直径、高推力运载火箭的设计要求。

图 2 集中力扩散结构

在此背景下, 本文提出一种线式运载火箭捆绑分离装置, 利用线式捆绑结构代替原点式结构, 增大捆绑面积, 进而实现集中力的均匀扩散。增大捆绑面积的同时, 分离面积随之增加, 但该装置采用导爆索两端同时起爆的冗余设计原则, 保证了其同步性和可靠性。本文通过有限元对线式捆绑分离装置在分离前后的工作状态进行力学分析, 在此基础上, 对其进行结构优化设计, 在减重近 50% 的同时, 有效缓解了集中载荷过大问题, 大幅改善箭体芯级之间传力的均匀性。

1 线式捆绑分离装置的力学分析

1.1 线式捆绑分离装置的设计及其工作原理

本文提出的线式捆绑分离装置以我国的运载火箭为参考, 将芯级的箱间段和助推器的斜头锥段捆绑连接, 如图 3 所示, 主要承担助推器工作过程中的捆绑连接和助推器结束工作后的分离任务, 其结构形式可抽象为横截面 B 沿投影面 A 上的中心线(深色曲线)扫掠而成。

线式捆绑分离装置的分离原理以现有的线式分离系统为基础, 具体为: 将一根长的柔性导爆索沿分离面安装在专门设计的连接件上, 通过切割或膨胀做功的方法实现分离。分离板式膨胀管(SUPER

ZIP)^[14]分离系统作为最适合的线式分离系统,不仅具有线式分离系统的火工元件少、可靠性高、承载力高、重量轻等优点,还达到了低冲击、无污染的目的。因此,本文选择该系统作为线式捆绑分离装置的分离系统。其组件包括:连接板、分离板、金属扁平管、填充物和导爆索。其中金属扁平管、填充物和导爆索固定在分离板与连接板间隙中,见图 3d。

图 3 捆绑连接装置示意图

该系统工作时,不是将导爆索的爆炸能量直接作用于分离连接件上,而是将其转换为气体做功的形式达到解锁和分离的目的。整个系统在分离过程中受力均匀,且爆炸产物始终密封在金属扁平管内。

线式捆绑分离装置不仅要有稳固的捆绑能力还需要有可靠的分离能力,下面将从力学的角度对其捆绑和分离过程的工作原理分别进行分析。

1.2 线式捆绑分离装置的受力分析

1.2.1 捆绑状态静力分析

在捆绑连接状态下,捆绑装置传递来自助推器的持续载荷,可采用静力分析。本文将基于有限元方法,利用 ABAQUS 隐式分析(Standard analysis)对该装置在分离前的典型的受力状态进行分析。

鉴于样条曲线中的控制点可有效控制曲线形状,且能够模拟常见的曲线,如抛物线、椭圆等,本装置的初始模型选用该类型曲线,其控制点坐标如表 1 所示,其坐标以箱间段下端圆心为原点。

表 1 初始模型尺寸表

mm							
X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	X_6	X_7	X_8
50	2 100	500	1 600	100	500	600	50

为合理规划计算精度和成本,将整箭模型简化为 1/8 箱间段和 1/2 斜头锥的壳模型,如图 4a 所示。另外,若按照实际截面(图 3d)采用实体建模,在分离板的削弱槽细划网格,将成倍增加计算时间,计算无法收敛。因此对捆绑状态的静力分析将截面简化,如图 4b 所示。

图 4 有限元模型示意图

在芯级上边界 BC1 设置固支约束,并约束对称边界 BC2。在助推器下端的耦合点施加竖直向上的集中力载荷 F 和弯矩载荷 M ,如图 4 所示。材料均选用 2A14 铝合金,弹性模量 E 为 70 GPa,泊松比 μ 为 0.3,密度 ρ 为 $2.8 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$,不考虑材料进入塑性。

通过有限元模型的网格收敛性分析(表 2)可知:当网格尺寸小于 25 mm,分离板上的最大等效应力 σ_f 变化相对较小,可忽略不计。由于对初始模型的分析不需多次循环迭代,可无视其计算成本,故将网格尺寸设置为 5 mm,且选用 S4R 单元。

表 2 网格收敛性分析表

单元尺寸/ mm	40	30	25	20	15	10	5
单元数量	966	2 057	2 892	4 687	8 014	17 645	69 050
σ_f/MPa	449.8	450	461.3	461	462.9	462.6	463.4

通过对初始模型的有限元分析,如图 5 所示,可知线式捆绑分离装置的最大等效应力出现在分离板上,为 463.2 MPa;分离板自中间向上下两端应力逐渐降低,如图 5b 所示。在截面 A 上,分离板中间的横截面积最小,产生的等效应力最大,为强度的薄弱区域;另外,分离板沿中心线的应力分布不均(图 5c),最小 1.4 MPa。因此,有必要控制分离板的应力分布。

图 5 初始模型应力云图

连接板上的应力比较低, 小于 350 MPa, 且径向应力分布规律明显, 靠近芯级处呈“上压下拉”的趋势, 与芯级捆绑处的变形趋势大致相同; 另外, 芯级的应力小于 260 MPa, 说明推力可通过捆绑分离装置传递至芯级。

1.2.2 分离过程动力学分析

系统分离时, 导爆索爆炸产生的高压气体和爆炸产物, 迅速使金属扁平管膨胀, 挤压两侧分离板在削弱槽处发生塑性断裂, 实现分离^[15]。爆炸过程中, 填充在扁平管内的聚乙烯材料, 将能量均匀传递到扁平管内壁, 提高了导爆索的爆炸能量利用率。

本节基于显式动力学分析(Explicit analysis)对分离装置的分离过程进行模拟。分离板式膨胀管的尺寸如图 3d 所示(真实结构尺寸), 有限元模型如图 6 所示。其中, 若按初始模型的 2 650 mm 长的中心线建模, 网格划分过多, 计算难以收敛; 且分离过程中各截面上受力相同, 故将模型长度缩短至 17 mm。金属扁平管选用不锈钢材料, 材料为双线性, 弹性模量 E 为 184 GPa, 泊松比 μ 为 0.3, 屈服强度 σ_s 为 196 MPa, 抗拉强度 σ_b 为 540 MPa, 断后伸长率 δ 为 0.8; 其余均选用 2A14 铝合金材料, 弹性常数见上文, 塑性阶段为线性, $\sigma_{0.2}$ 为 350 MPa, 抗拉强度 σ_b 为 440 MPa, 断后伸长率 δ_{10} 为 0.4。分离瞬间对上端连接的芯级和下端连接的助推器的影响较小, 建模省去该部分。分离时助推器已完成工作, 故将模型上端设为固支约束, 下端自由。模型采用实体 C3D8R 单元建模, 网格尺寸为 1 mm, 并将削弱槽细化为 0.2 mm。将金属扁平管内复杂的冲击载荷用均匀的瞬态内压代替, 其载荷见表 3, P 表示施加的瞬态内压极值, 各时段内的载荷呈线性变化。另外, 本节通过改变载荷 P , 以 1 MPa 为步长试探分离板分离时和扁平管破损时 P 的临界值。

图 6 有限元模型示意图

表 3 载荷变化表

时间/ms	0	0.1	0.175	0.225	1.0
载荷/MPa	0	P	P	0	0

为了模拟分离板的破坏过程, 本文基于损伤演化理论^[16], 按照表 4 在损伤设置区(如图 6 黑色圈内深颜色区域所示)设置破坏准则参数, 深入探讨整个系统在分离过程中的应力状态, 下文首先简单介绍本文用到的损伤理论。

表 4 破坏准则参数统计表

韧性损伤准则			剪切准则		
$\bar{\epsilon}^{pl}$	η	$\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$	$\bar{\epsilon}^{pl}$	θ_s	$\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$
0.04	0.33	200	0.015	0	100

损伤演化(Damage evolution)指的是当材料达到相应的损伤破坏准则时材料刚度衰减, 其应力张量可用式(1)表示

$$\sigma = (1 - D)\bar{\sigma} \quad (1)$$

式中, D 为全局损伤变量, $\bar{\sigma}$ 表示在没有损伤的情况下的应力张量。本文将主要使用韧性损伤准则(Ductile Criterion)和剪切准则(Shear Criterion)。

韧性损伤准则是预测由空洞形核、生产和聚结导致的损伤开始产生的模型, 假定了损伤开始时的等效塑性应变, 式中 η 是应力三轴度, p 指压应力, $\dot{\bar{\epsilon}}_D^{pl}$ 是等效塑性应变率

$$\bar{\epsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\bar{\epsilon}}^{pl}) \quad (2)$$

当式(3)满足时就达到了损伤开始发生的准则, 式中 ω_D 是随着塑性变形增加而单调递增的状态变量

$$\omega_D = \int \frac{d\bar{\epsilon}_D^{pl}}{\bar{\epsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\bar{\epsilon}}^{pl})} = 1 \quad (3)$$

剪切准则是用于预测由局部剪切带引起的损伤

开始产生的模型,其假定了损伤开始时的等效塑性应变,式中 $\theta_s = (q + \kappa_s p) / \tau_{\max}$ 为切应力比, $\tau_{\max}$ 为最大切应力, κ_s 是材料参数

$$\bar{\varepsilon}_s^{pl}(\theta_s, \dot{\varepsilon}^{pl}) \quad (4)$$

当式(5)满足时就达到了损伤开始发生的准则,式中 ω_s 是随着塑性变形单调递增的状态变量

$$\omega_s = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_s^{pl}(\theta_s, \dot{\varepsilon}^{pl})} = 1 \quad (5)$$

有限元结果显示:若载荷 P 过小,小于 30 MPa,扁平管不破坏,分离板未分离;若 P 在 30 和 51 MPa 之间,分离板分离且扁平管未破损;若 P 过大,超过 51 MPa,分离板虽分离但扁平管破损。接下来将针对 3 个典型载荷值做具体分析。

当 P 为 36 MPa 时,其分离过程中能量历史曲线如图 7 所示,动能在 0.175 ms 达到最大值,此时分离板断裂分离;外力做功在 0.225 ms 后达到顶峰;在 0.225 ms 之后,动能和应变能在某一能量值周围发生振荡,为爆炸后扁平管的后续波动。分离过程中,在 0.035 ms 分离板削弱槽首先进入塑性,并在

0.175 ms 断裂,如图 8b 所示。另外,整个分离过程中,扁平管应力不超过 300 MPa,且应变小于 0.18,均在材料的安全范围内,不会发生破损。

图 7 分离过程中能量历史曲线

当 P 为 27 MPa 时,如图 9 所示,动能在 0.225 ms 达到峰值。结合图 8a 可知,分离板没有发生断裂,未完成分离。当 P 为 54 MPa 时,动能在 0.19 ms 达到峰值,而载荷仍在持续增加,说明此时分离板断裂完成分离;但是,在 0.175 ms 时,金属扁平管上等效应力高达 540 MPa,这已超过其材料的许用应力,扁平管会发生破损,如图 8c 所示。

图 8 分离过程

图 9 分离过程动能对比曲线

综上所述,在分离状态下,只要导爆索和分离板选择合理,对应载荷 P 满足要求,便可实现分离板断裂而扁平管不破损的效果。因此,无论线式捆

绑装置的中心线形状如何,只要满足上述要求,即可完成分离任务。那么,就有必要基于该装置在捆绑状态下的力学分析进行优化设计。

2 线式捆绑分离装置的优化设计

2.1 参数化有限元模型的建立

由上文可知,为保证成功分离,一旦确定导爆索型号和装药量,扁平管和分离板的尺寸便不能改变。既然无法改变横截面尺寸,下文只能以第 1.2.1 节的有限元模型为基础,对中心线的形状进行优化

设计。

通过表 2 的网格收敛性分析可知: 当网格小于 25 mm 时, 模型受网格的影响很小。又由于单元数量与计算成本相关, 在后续的优化中, 需要对模型进行大量循环计算, 为了降低计算时间成本。本节将网格尺寸确定为 20 mm。

线式捆绑分离装置的形状较复杂, 运用常规建模方法在参数化建模时, 会产生畸形的几何形状, 而且还会降低划分网格的质量。因此, 本文将通过修改网格节点坐标, 实现复杂曲面的高精度有限元建模。

为了实现网格节点坐标的精确修改, 本文推导了斜头锥段曲面方程。

芯级箱间段为圆柱

$$y = \sqrt{2500^2 - x^2} + 2500 \quad (6)$$

斜头锥段为斜置的圆锥, 圆锥曲面方程

$$z = \sqrt{y^2 \tan^2 15^\circ - x^2} \quad (7)$$

绕 X 轴, 旋转 $\theta=15^\circ$

$$\mathbf{R} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta & -\sin \theta \\ 0 & \sin \theta & \cos \theta \end{pmatrix} \quad (8)$$

斜头锥段方程

$$z = (2 + \sqrt{3}) \sqrt{\frac{(4 - 2\sqrt{3})^2 (y - 5800)^2 - \frac{8\sqrt{3}}{2 + \sqrt{3}} x^2}{4\sqrt{3}}} \quad (9)$$

根据上述曲面方程, 利用 Mesh-Edit-Edit Mesh 中的 Node Edit(编辑节点)功能, 如图 10 所示, 采用 python 语言编写脚本, 实现网格节点的空间坐标高精度批量调整。

图 10 编辑节点示意图

最后, 利用 python 语言, 结合 ABAQUS, 完成结构的参数化建模, 为后续的优化工作奠定基础。

2.2 曲线类型确定

选择不同线型作为中心线会得到截然不同的结构, 为得到载荷传递效率高且最轻质的结构, 有必要基于尺寸优化技术, 利用 Isight 多学科优化平台集成 ABAQUS, 对比不同线型中的最优解, 寻找最优的线型。通过第 1.2.1 节的分析, 可知分离板上的最大应力是关注重点, 因此将分离板的最大应力作

为优化模型的约束条件, 相应优化列式(10)。

$$\begin{aligned} & \text{Find: } \{X_i\} (i=1, 2, \dots) \\ & \text{Min: } m \\ & \text{s.t.: } \sigma_f \leq [\sigma_1] \\ & X_i^l \leq X_i \leq X_i^u \end{aligned} \quad (10)$$

式中, X_i 为曲线控制点的优化变量, 不同线型的控制点不同, 以四点控制的样条曲线为例, 如图 3 所示, $X_i (i=1, 2, \dots, 8)$, 分别表示四个控制点 $P_j (j=1, 2, 3, 4)$ 的坐标。 m 表示将捆绑装置相比于原点式捆绑结构质量归一化后的相对质量, 其单位用%表示, σ_f 代表分离板上的等效力, 分离板的极限应力 $[\sigma_1]$ 为 230 MPa。

为保证上述优化问题成功求解, 避免陷入局部最优解, 本文采用混合优化策略求解。将该优化问题分成两步: 先采用启发式优化算法中的多岛遗传算法来寻找次优解; 再通过非线性二次规划算法求解最优解^[17]。

众多线型中, 抛物线、椭圆、直线和样条曲线四种线型形状差别较大, 且易于实现参数控制。下面分别对这四种曲线进行优化计算。

首先, 猜测中心线为一条线就可达到设计要求。优化后椭圆形式下结构质量最轻, 为 42%; 直线形式次轻, 为 44%, 且结构形式简单; 抛物线形式最重, 为 52%; 样条曲线形式为 49%, 其结果在曲线下端自左至右曲线有向上的转折, 类似含缺口的封闭环形, 近似于两条曲线在转折点拼接而成如图 11 所示。

图 11 曲线形状示意图

但是, 以上结果中纵向长度超过芯级箱间段的高度范围, 会将载荷直接作用在一、二级贮箱, 威胁运载火箭的安全性, 甚至会导致发射失败。根据上文对单线型的分析, 并结合样条曲线的结果, 猜测最优线型由不止一条曲线组成。

接下来,对双线型进行优化计算。对比表 5 结果可知:直线结构形式最简单;椭圆曲线的质量最小,但贴合过于紧密;在样条曲线形式的质量次轻,效果最好;直线加弧形式的不仅应力大而且质量最大,效果最差。

表 5 优化结果对比表(双线型)

线型	双直线	双椭圆	双样条曲线	双直线加弧
m -Ini (%)	58.13	42.07	69.82	74.07
σ_f -Ini / MPa	259.08	357.57	404.28	313.20
m (%)	50.40	38.22	47.38	69.82
σ_f / MPa	228.19	226.55	229.64	230.71

最后,通过对三条直线和样条曲线的优化,发现所得结果质量偏大,分别为 60%和 56%,效果均不如双线型理想。因此本文不选择两条以上的线型。

综上所述,单线型很难满足尺寸要求;三条线质量大,且结构复杂;双线型中直线和样条曲线质量相差不大,且直线结构简单。因此,本文选择双

直线作为本线式捆绑分离装置的中心线。

2.3 曲线尺寸优化

在确定线型之后,需进一步对中心线的尺寸进行优化设计。通过求解多组在不同质量约束下以最小化 σ_f 为目标的优化模型,建立结构的相对质量 m 和应力 σ_f 之间关系,如图 12 所示。改变 m 后 σ_f 随之变化;当 m 大于 50%后,降低应力的成本较高。因此确定最合适的应力约束 $[\sigma_1]$ 为 225 MPa。

图 12 结构最大应力随质量变化曲线

本节优化使用的启发式优化算法的优劣直接关系到最终的结果,因此找到合适的全局优化算法尤为重要。如表 6 所示,对比几种启发式算法的优化结果,可知:针对于本优化模型(优化列式见公式 (10)),在计算次数相同(2 000 次)的情况下,PSO 算法(20 个粒子迭代 100 次)得到的结果最好,其迭代历史如图 13 所示。PSO 算法是通过模仿鸟群或鱼群的觅食过程,以寻找最佳设计点的方法^[18]。为了进一步提升结构性能,在 PSO 优化结果基础上采用高效的梯度类算法 NLPQL 继续进行优化。

表 6 不同优化算法优化结果对比表

算法	变量 d / mm	变量 X_1 / mm	变量 Y_1 / mm	变量 Y_2 / mm	变量 Y_3 / mm	变量 Y_4 / mm	相对质量 m (%)	应力 σ_f / MPa
Lim-U	450	250	2 200	200	2 200	200	57.34	249.12
Ini	350	350	1 950	100	1 950	100	53.83	261.82
Lim-L	250	450	1 700	0	1 900	0	50.83	282.33
MIGA	355	254	2 110	12	2 041	85	52.29	224.84
ASA	371	351	1 966	4	1 989	33	58.21	223.86
PSO	340	257	2 089	13	2 003	41	51.57	224.38
NLPQL	340	257	2 089	13	2 003	42	51.56	224.42

图 13 PSO 算法迭代历史

通过上文优化,如图 14 所示,连接板除直角边缘处(图中圆圈)以外,等效应力不超过 350 MPa,应力较大的部分形成“斜向上”区域带,恰为载荷的

传递路径,如图中黑色箭头所示;且径向应力与初始模型“上压下拉”的趋势相同。

图 14 线式捆绑分离装置应力云图

分离板上应力小于 225 MPa, 如图 15 所示, 远小于初始模型的 463 MPa, 且留出充足的许用应力余量, 可确保捆绑过程中分离板的强度。而且, 分离板的应力分布比较均匀, 应力主要分布在 160~220 MPa, 近似同步失效, 保证了传递载荷的高效性。

图 15 分离板应力云图

对比原来点式装置和线式装置的蒙皮同一高度(蒙皮高度的 80%)的应力, 如图 16 所示, 线式装置的应力分布更加均匀, 未出现点式在 45°附近的应力集中, 捆绑处集中载荷过大问题得以解决。

图 16 应力对比曲线

综上所述, 通过尺寸优化, 将中心线由曲线转为更为高效的直线, 在保证线式捆绑分离装置的强度和载荷传递高效性的同时, 该装置与原点式分离结构相比减重 48.44%。而且由于载荷传递更加均匀, 火箭壳体还有很大的减重空间, 设计潜力巨大。

3 结论

(1) 首次提出将线式分离系统应用在芯级与助推器的捆绑分离问题上, 点式结构产生的载荷集中问题得以有效缓解, 也为日后捆绑分离结构的设计提供了可参考的技术路线。

(2) 提出用瞬态内压代替爆炸过程中的复杂载荷, 分析了分离板式膨胀管分离系统的分离原理。并求出了适合分离的瞬态内压值。

(3) 分析了线式捆绑分离装置的捆绑连接机

理, 并以此为基础, 完成优化设计。通过将捆绑分离装置的形式由点式改变为线式, 并借助于优化技术进行设计, 可减重 48%, 且大幅改善箭体芯级传力的均匀性。

参 考 文 献

- [1] 汪轶俊. 运载火箭固体捆绑技术研究[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2007.
- [2] 马忠辉, 冯韶伟, 吴义田. 助推器超静定捆绑方案[J]. 导弹与航天运载技术, 2015(2): 6-11.
- [3] STOREY R E. Dynamic analysis of clustered boosters with applications to TITAN III[C]//Los Angeles: AIAA Summer Meeting, 1963: 6224-6264.
- [4] MARIETTA M. Corporation space shuttle external tank (lightweight model)[M]. New Orleans: System Definition Handbook, 1983.
- [5] FENG Shaowei, LIU Zhusheng, MA Zhonghui, et al. Status of application of coupling technology in strap-on launch vehicle[J]. Missiles and Spcae Vehicles, 2012, 6: 20-23.
- [6] FLAURSEN E, VOCE J E. The proton launch vehicle system current status[R]. AIAA, 1996.
- [7] 吴小宁, 吴会强, 史淑娟. 能源号重型火箭助推分离技术研究[J]. 导弹与航天运载技术, 2014(4): 41-45.
- [8] GIGOU J. Ariane 5 solid-propellant stage development[C]// Huntsville, AL: AIAA Apace Programs and Technologies Conference, 1992, 1656-1665.
- [9] 尚辉, 才满瑞. H-IIA 系列运载火箭[J]. 导弹与航天运载技术, 2006(5): 24-30.
- [10] FUJITA T, FUKUSHIMA Y, NAGATOMO M. H-II solid rocket booster design and development[C]//Huntsville: AIAA Space Programs and Technologies Conference, 1992: 1-6.
- [11] NIU Fei, WANG Bo, CHENG Gengdong. Optimum topology design of structural part for concentration force transmission[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2012, 44(3): 528-536.

- [12] ZHANG Xiaoying, LI Linsheng, WU Huiqiang, et al. Research on concentrated force diffusion for weld thin-wall tank[J]. Structure & Environment Engineering, 2016, 43(5): 38-44.
- [13] 梅勇, 冯韶伟, 雷勇军, 等. 捆绑联接舱段集中力扩散结构优化设计[J]. 机械设计与制造, 2016(3): 200-203. MEI Yong, FENG Shaowei, LEI Yongjun, et al. Structural optimization of the concentrated force diffusion structure in strap-on linkage section[J]. Machinery Design & Manufacture, 2016(3): 200-203.
- [14] WASSELL S G, RENFRO S L, DENSMORE H W, et al. Explosive release coupling: US, US 5331894 A[P]. 1994-07-26.
- [15] 谢鲁. 膨胀管分离装置的研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2006.
XIE Lu. Study on the separation device of the expansion tube[D]. Nanjing: Nanjing University of Science & Technology, 2006.
- [16] HHOOPUTRA, HGESE H, HDELL H, et al. A comprehensive failure model for crashworthiness simulation of aluminium extrusions[J]. International Journal of Crashworthiness, 2004, 9(5): 449-464.
- [17] NIU F, XU S L, CHENG G D. A general formulation of structural topology optimization for maximizing structural stiffness[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2011, 3(4): 561-572.
- [18] 徐鹤鸣. 多目标粒子群优化算法的研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2013.
XU Heming. Research on multiobjective particle swarm optimization algorithms[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2013.

作者简介: 毕祥军, 男, 1970 年出生, 硕士, 副教授, 硕士研究生导师。主要研究方向为实验力学。

E-mail: bixj@dlut.edu.cn

陈炳全, 男, 1992 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为结构优化设计。

E-mail: chenbingquan@mail.dlut.edu.cn

王立朋, 男, 1979 年出生, 博士, 高级工程师。主要研究方向为航天结构强度分析与优化设计。

E-mail: wanglipeng79@126.com

周才华(通信作者), 男, 1987 年出生, 博士后。主要研究方向为结构耐撞性与优化设计。

E-mail: zhoucaihua@dlut.edu.cn