

高压补燃发动机 Θ 形弹性金属密封机理研究

雷 征¹, 刘志让², 陈建华¹, 白旭东¹

(1. 西安航天动力研究所, 陕西 西安 710100; 2. 航天推进技术研究院, 陕西 西安 710100)

摘 要: Θ 形弹性金属密封是一种适用于大通径、低温、高压密封环境的金属密封结构, 已成功应用于高压补燃液氧/煤油发动机液氧管路密封。针对 100 吨级高压补燃发动机中的 Θ 形弹性金属密封, 建立了其非线性有限元弹塑性分析模型, 基于 ABAQUS 6.10 进行了仿真计算, 得到了 4 个密封面的接触面积和接触应力随预紧载荷的变化规律, 确定了各密封面形成的先后顺序。对于密封机理的研究结果表明, Θ 形环刚度过大是造成 Θ 形密封装配困难的根本原因。

关键词: 高压补燃发动机; Θ 形弹性金属密封; 密封机理; 装配困难

中图分类号: V434-34 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-9374 (2014) 06-0013-06

Research on sealing mechanisms of Θ -shaped elastic metal seal in high-pressure staged combustion rocket engine

LEI Zheng¹, LIU Zhi-rang², CHEN Jian-hua¹, BAI Xu-dong¹

(1. Xi'an Aerospace Propulsion Institute, Xi'an 710100, China

2. Academy of Aerospace Propulsion Technology, Xi'an 710100, China)

Abstract: Θ -shaped elastic metal seal is suitable for large diameter sealing joint, high pressure and low temperature environment. It has been successfully used in the LOX pipeline system of high pressure staged combustion LOX/kerosene rocket engine. The nonlinear analysis model of Θ -shaped elastic metal seal in the 100 t staged high-pressure combustion rocket engine was established. By conducting the nonlinear finite element analysis with ABAQUS 6.10, the variation regularity of contact area and average contact stress on the four sealing surfaces with pre-tighten load was captured, and the forming sequence of the sealing surfaces was confirmed. The research result of sealing mechanism indicates that the excessive axial stiffness of Θ -shaped ring is the ultimate reason which causes the assembly difficulty.

Keywords: high-pressure staged combustion rocket engine; Θ -shaped elastic metal seal; sealing mechanism; assembly difficulty

收稿日期: 2014-08-13; 修回日期: 2014-08-29

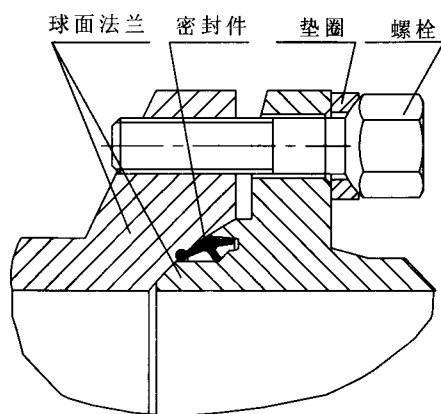
基金项目: 国家 863 项目(2012AA702302)

作者简介: 雷征 (1988—), 男, 硕士研究生, 研究领域为低温液体火箭发动机总体设计

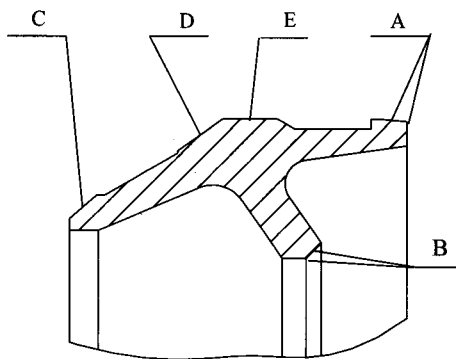
0 引言

与常规液体火箭发动机相比,高压补燃液氧/煤油发动机的室压更高,温度更低,并且高温燃气富氧^[1]。在这种严酷的密封环境下,传统的金属O形圈密封^[2-5]、球头喇叭口密封^[6-9]已不再适用^[10]。

为解决100吨级高压补燃液氧/煤油发动机低温液氧管路的高压密封问题,西安航天动力研究所研制了适用于大口径、低温、高压环境的 Θ 形弹性金属密封(简称 Θ 形密封结构见图1)。



(a) 结构装配示意图



(b) Θ 形环

图1 Θ 形弹性金属密封

Fig. 1 Θ -shaped elastic metal seal

Θ 形密封是一种自紧式密封,在结构设计上具有以下特点:

1) 采用了冗余设计, Θ 形环分别与凸球面法兰和凹球面法兰形成内、外2道(共4道)线接触而实现密封作用。

2) 采用开槽凸球面与凹球面法兰连接,螺栓设计成球形螺栓,垫圈设计成球形垫圈,具有装配偏斜补偿作用。

3) 采用了双自紧式密封设计,正常状态下由密封面A、D之间的小“V”形凹腔产生压力自紧效应,当密封面D失效时则由密封面A、C之间的大“V”形凹腔产生压力自紧效应。

4) Θ 形环表面镀有软金属涂层,预紧时能够填补密封面上的凹凸不平,提高密封效果。

虽然 Θ 形密封的设计独特,优点突出,但在实际使用过程中发现这种密封结构仍然存在一些不足之处。例如,在装配过程中,发现 Θ 形密封存在“装配难”的问题。

本文以100吨级高压补燃发动机液氧管路密封采用的某型 Θ 形弹性金属密封为研究对象,基于非线性有限元分析的方法,对 Θ 形密封的密封过程和密封机理进行研究,分析 Θ 形密封在结构装配过程中出现装配困难的原因。

1 问题简化

在进行非线性有限元弹塑性分析时,基于以下几点假设对问题进行了简化:

1) 不考虑软金属镀层的影响,认为密封接触面为理想光滑表面,并忽略由于机械加工造成的密封表面加工硬化、表面粗糙度和残余应力给密封性能带来的影响。

2) 将螺栓拧紧力矩等效为轴向位移载荷,并认为轴向位移载荷通过法兰均匀作用于密封环上。

3) 忽略加工误差、安装误差等不确定性因素的影响,不考虑加工制造、装配等原因引起的弯曲变形和扭转变形等。

4) 忽略使用过程中的振动效果,不考虑体积力的影响。

2 非线性有限元弹塑性仿真模型

Θ 形弹性金属密封的几何形状、约束条件都是轴对称的,载荷作用下产生的位移、应变和应力也是轴对称的,因此仿真时采用二维轴对称有限元模型。

2.1 材料模型

Θ 形弹性金属密封的法兰材料为 S-03 马氏体时效不锈钢, 密封环材料为 S-07 马氏体-奥氏体双相不锈钢, 两种材料的力学性能如表 1 所

示。在建立材料模型时, 认为材料本构关系满足连续性假设、均匀性假设等假设条件^[11], 并基于幂指数硬化理论和 Von-Mises 屈服准则^[12-13]建立 S-03 钢和 S-07 钢的多线性等向强化模型。

表 1 S-03 钢与 S-07 钢力学性能
Tab. 1 Mechanical properties of S-03 and S-07

材料	S-03		S-07	
温度 $T/({}^{\circ}\text{C})$	-196	20	-196	20
泊松比 μ	0.3	0.3	0.3	0.3
弹性模量 E/MPa	208 300	196 500	211 400	200 200
屈服极限 $\sigma_{0.2}/\text{MPa}$	1 240	848	1 546	1 060
强度极限 σ_b/MPa	1 380	980	1 827	1 330
断后伸长率 $\delta_5/\%$	20	16	24	19

2.2 单元类型

建模时考虑介质温度的影响, 选用四节点热耦合轴对称四边形单元 CAX4RT。

2.3 网格划分

采用自由网格划分技术、进阶算法进行网格划分, 并对接触区域进行网格加密处理。网格无关性检验^[14]结果如图 2 所示。

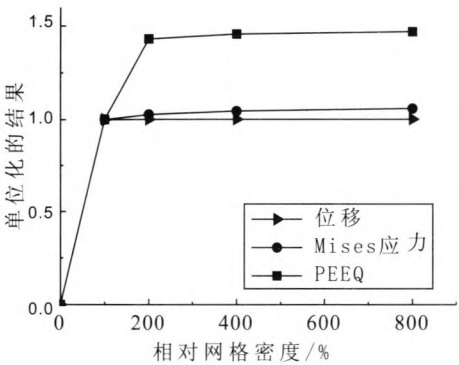


图 2 无量纲化网格收敛性研究结果

Fig. 2 Test result of dimensionless mesh convergence

2.4 接触设置

定义接触相互作用为表面与表面接触, 且采用有限滑移算法描述接触面之间的相对滑动。其中, 接触对的法向行为采用硬接触模型描述, 切

向行为采用滑动库伦摩擦模型描述 (摩擦系数取 0.15)^[15-16]。

2.5 边界条件

约束凹球面法兰的轴向自由度和径向自由度, 约束凸球面法兰的径向自由度。外壁面设置当量对流换热系数 h_e , 法兰底部间隙设置当量导热系数 λ_e , 接触部位设置接触热导 T_c , 管路两端设置为绝热边界条件 $q=0$ ^[17], 如图 3 所示。

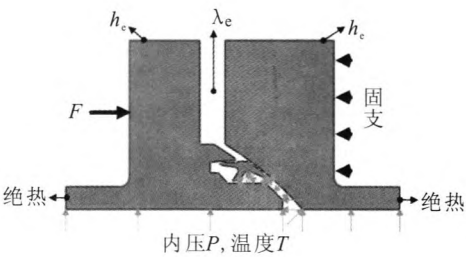


图 3 边界条件

Fig. 3 Boundary condition of Θ -shaped elastic metal seal

2.6 载荷步

Θ 形密封的实际工作过程分为装配、预冷和工作 3 个状态, 密封结构仅在工作状态下承受低温高压介质 (温度 $-156.65\text{ }^{\circ}\text{C}$, 压力 37.52 MPa)

的作用。考虑到预冷时结构已处于工作温度和压力包络范围内,仿真过程中仅考虑装配和工作两个状态,并将工作状态下介质的压力作用和温度作用解耦,相应地分为4个载荷步:

Step 1: 在凸球法兰顶端施加 0.001 mm 的微小轴向位移载荷,消除接触间隙,实现各密封部位的初始接触。

Step 2: 将位移载荷增加至 2.911 mm,模拟密封结构的装配过程,实现预紧作用。

Step 3: 在管路内壁面施加 37.52 MPa 的均布压力载荷,模拟介质压力对密封结构的影响。

Step 4: 在管路内壁面设置第一类边界条件 $T=-156.65\text{ }^{\circ}\text{C}$,模拟介质温度对密封结构的影响。考虑到温度降低后紧固件会产生热胀冷缩效应,模型中的预紧载荷增大,需将轴向位移载荷增加至 2.979 mm。

仿真过程中,位移载荷按照图 4 给出的位移-时间曲线变化。在 S_0 ,密封结构处于初始安装状态;在 S_1 ,密封结构在微小的轴向预紧载荷作用下开始产生接触,处于初始接触状态;在 S_2 ,轴向预紧载荷施加完毕,密封结构处于预紧状态;在 S_3 ,内压载荷作用后,密封结构处于内压作用状态;在 S_4 ,温度载荷作用后,密封结构处于工作状态。

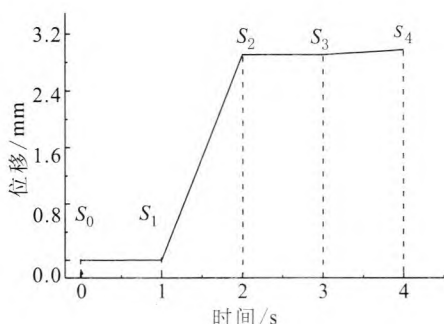
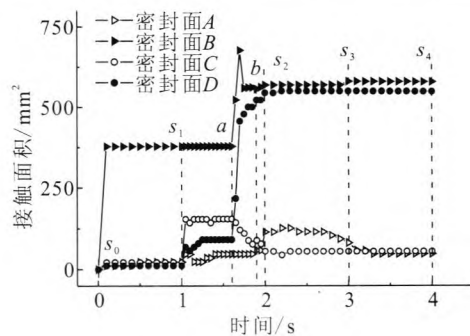


图4 位移-时间曲线

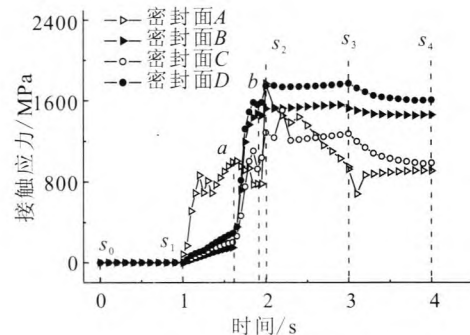
Fig. 4 Variation of displacement with time

3 密封过程及密封机理研究

图5给出了 Θ 形密封各密封面接触面积、接触应力随加载时间的变化规律。



(a) 接触面积-时间曲线



(b) 接触应力-时间曲线

图5 接触面积和接触应力随加载时间的变化规律

Fig. 5 Variation of contact area and contact stress with time

3.1 预紧状态

从 S_0 到 S_1 , 轴向位移载荷由 0 增至 0.001 mm。在此预紧载荷作用下, Θ 形环所受轴向压紧力由 0 增加到 23.5 N; 密封面 C、D 和密封面 A 的径向密封面产生了微小的密封接触面积和密封接触应力; 密封面 B 的径向密封面接触面积相对较大, 但密封接触应力与其它密封面保持在相同水平。

从 S_1 到 S_2 , 轴向位移载荷由 0.001 mm 增加至 2.911 mm, Θ 形环所受轴向压紧力、密封接触面积、密封接触应力的变化可以分为 3 个阶段:

1) 轴向位移载荷 0.001~1.893 mm, 密封面 A 和 B 的轴向密封面尚未接触。随着轴向位移载荷的增大, Θ 形环受到的轴向压紧力缓慢增加, 与凸球法兰之间出现相对滑动。当轴向位移载荷达到 1.893 mm 时, 密封面 B 的轴向密封面与凸球法兰产生接触作用, 如图 6 中 a 点所示。由 S_1 到 a, 密封面 A 的接触面积变化平稳, 增幅较

小;接触应力波动较大,增幅较大。相比之下,密封面 B 、 C 和 D 的接触面积和接触应力变化平稳并且增幅较小。

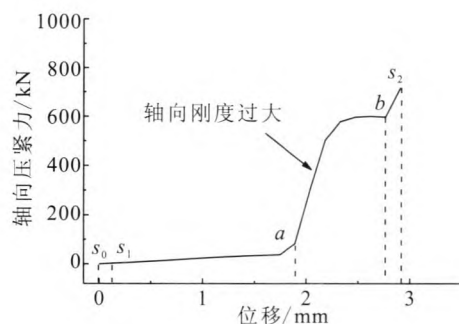


图6 轴向压紧力-位移曲线

Fig. 6 Variation of axial pressing force with displacement

2) 轴向位移载荷 1.893~2.766 mm, 密封面 B 的轴向密封面接触, 密封面 A 的轴向密封面尚未接触。当轴向位移载荷增大时, 密封面 B 所在悬臂受力后发生逆时针偏转, 如图7所示。

在悬臂偏转过程中, 密封面 B 的轴向密封面接触作用增强, 径向密封面则出现了部分脱开现象, 如图8所示。

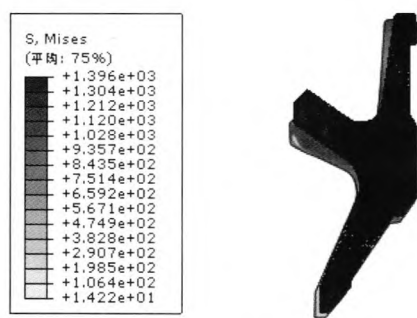


图7 Θ 形环中间悬臂偏转

Fig. 7 Eccentric rotation of middle cantilever

在整个过程中, 密封面 A 的接触面积无明显变化, 而接触应力减小; 密封面 B 的接触面积先增大后减小, 而接触应力明显增大, 增加了306%; 密封面 C 的接触面积减小, 接触应力增大, 且接触应力增幅较大, 增加了289%; 密封面 D 的接触面积和接触应力均明显增大, 分别增加了141%和343%。

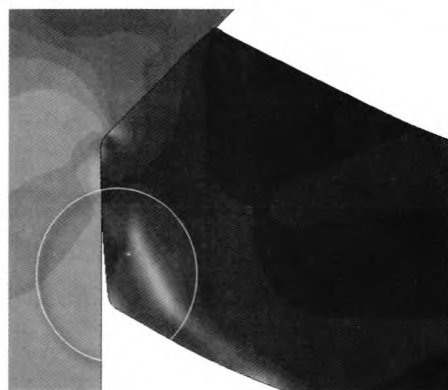


图8 密封面 B 脱开

Fig. 8 Detachment of sealing surface B

由图6可以发现, 从 a 点开始, Θ 形环的轴向刚度突然增大, 尤其是在 ab 段曲线起始部分, 轴向刚度甚至达到了 1.45×10^6 N/mm。这说明密封面 B 轴向产生接触后, 密封结构的刚度迅速增大, 这正是造成 Θ 形密封出现装配困难现象的根本原因。

3) 轴向位移载荷 2.766~2.911 mm, 密封面 A 、 B 的轴向密封面均接触, 如图9所示。当轴向位移载荷达到 2.766 mm 时, 密封面 A 的轴向密封面开始与凸球法兰产生接触作用, Θ 形环受到的轴向压紧力迅速增加, 密封结构刚度再次增大, 如图6中 b 点所示。在 S_2 , 位移载荷达到 2.911 mm, 轴向压紧力增加至 719009.5 N。在轴向位移载荷增加的过程中, 密封面 B 、 C 和 D 的接触面积变化较小, 密封面 A 的接触面积变化幅度较大, 增加了95%; 密封面 B 和 D 的接触应力增幅较小, 密封面 A 和 C 的接触应力增幅较大, 分别增加了123%和24%。

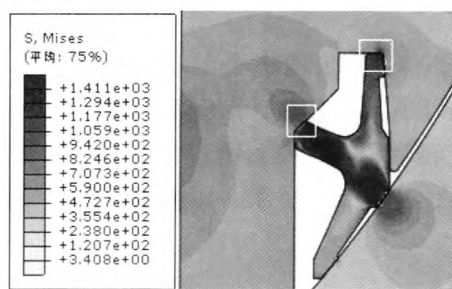


图9 密封面 A 和 B 均产生接触

Fig. 9 Contact at sealing surface A and B

3.2 工作状态

从 S_2 到 S_3 , 轴向位移载荷保持不变, 密封结构受到介质内压产生的轴向分离载荷。 Θ 形环所受轴向压紧力、各密封面接触面积和接触应力在内压载荷作用下产生微小变化。轴向压紧力由 719009.5 N 减小至 600731.9 N, 减小了 16 %。各密封面接触面积和接触应力变化情况如表 2 所示。分析可知:

1) 内压载荷对密封面 A 的接触面积和接触应力影响较大, 对密封面 B , C 和 D 的接触面积和接触应力影响较小。

2) 在内压载荷作用下, 密封面 A 和 C 的接触面积和接触应力减小, 密封面 C 和 D 接触面积

和接触应力增大。自紧密封面 B 和 C 在高压介质作用下其接触面积和接触应力变化幅度不超过 $\pm 2\%$, 压力自紧密封效果非常明显。

从 S_3 到 S_4 , 轴向位移载荷由 2.911 mm 增加至 2.979 mm, Θ 形环所受轴向压紧力由 104 713.2 N 减小至 54 667.0 N, 减小了 48 %。各密封面接触面积和接触应力变化情况如表 3 所示。分析可知:

1) 温度载荷对密封面 A 的接触面积和密封面 C 的接触应力影响最大, 对密封面 C 的接触面积和密封面 B 的接触应力影响最小。

2) 在温度载荷作用下, 各密封面的接触面积和接触应力均减小。

表 2 内压作用后各接触面接触面积和接触应力变化情况

Tab. 2 Variation of contact area and contact stress under influence of medium pressure

	密封面 A	密封面 B	密封面 C	密封面 D
接触面积变化情况/%	-29.10	1.91	-0.11	0.97
接触应力变化情况/%	-45.59	0.11	-0.89	1.36

表 3 温度作用后各接触面接触面积和接触应力变化情况

Tab. 3 Variation of contact area and contact stress under influence of medium temperature

	密封面 A	密封面 B	密封面 C	密封面 D
接触面积变化情况/%	-42.53	-0.31	-0.25	-0.34
接触应力变化情况/%	-4.17	-4.12	-22.66	-9.38

由图 5 可知, 工作状态下密封面 A 和 C 的接触面积和接触应力较小, 密封面 B 和 D 的接触面积和接触应力较大。这样, 在 AB 侧和 CD 侧各形成了“一大一小”两个密封面, 并且接触面积和接触应力较大的密封面起主要密封作用。

在工程应用中, Θ 形密封未出现过密封泄漏问题, 说明该密封两侧密封通道上的接触面积和接触应力满足密封要求, 能够实现有效密封。

4 结论

针对 100 吨级高压补燃发动机液氧管路密封采用的某型 Θ 形弹性金属密封, 建立了其非线性

有限元分析模型, 基于 ABAQUS 6.10 进行了仿真计算, 结合仿真结果分析了 Θ 形密封的密封过程和密封机理, 得到以下结论:

1) 预紧状态下, 密封面 A 径向/ B 径向/ C/D 、 B 轴向、 A 轴向依次产生接触, 密封面 B 所在悬臂发生逆时针偏转且径向密封面部分脱开。

2) 工作状态下, 各密封面的密封性能略有下降, 两侧密封通道各形成了“一大一小”的密封搭配格局, 密封效果较好。

3) 预紧过程中, Θ 形密封的轴向刚度高达 1.45×10^6 N/mm, 轴向刚度过大是造成该密封结构出现装配困难现象的根本原因。(下转第 50 页)

- 烧室阻力研究[J]. 航空学报, 2010, 31(1): 70-75.
- [17] HSU K Y. Experimental study of cavity-strut combustion in supersonic flow, AIAA 2007-5394[R]. USA: AIAA, 2007.
- [18] CHANG Xin-yu, GU Hong-bin, CHEN Li-hong. Thrust and drag of a scramjet model with different combustor geometries, AIAA 2005-3315[R]. USA: AIAA, 2005.
- [19] 陈立红, 顾洪斌, 张新宇. 支板凹腔一体化超燃冲压发动机实验研究[J]. 工程热物理学报, 2007, 28(4): 717-719.
- [20] MARATHE A G, THIAGARAJAN V. Effect of geometric parameters on the performance of single expansion ramp nozzle, AIAA 2005-4429[R]. USA: AIAA, 2005.
- [21] MEISS J H, MEINKE M. Numerical investigation to enhance the thrust vector of a scramjet nozzle, AIAA 2011-2346[R]. USA: AIAA, 2011.
- [22] COCHRAN R B. Hypersonic nozzle/afterbody performance at low mach numbers, AD-A216 223[R]. USA: Air Force Inst. of Tech., 1989.
- [23] LU Xin, YUE Lian-jie. Design of scramjet nozzle employing streamline tracing technique, AIAA 2009-7248[R]. USA: AIAA, 2009.
- [24] 全志斌, 徐惊雷, 莫建伟. 单边膨胀喷管膨胀型面的非线性缩短设计[J]. 推进技术, 2012, 33(6): 951-955.
- [25] 莫建伟, 徐惊雷, 全志斌. 截短单边膨胀喷管的试验和数值模拟[J]. 推进技术, 2012, 33(6): 940-945.
- [26] FERGUSON F, DHANASAR M. A model for the design and analysis of thrust optimized scramjets, AIAA 2009-7337[R]. USA: AIAA, 2009.
- [27] Kliche D, MUNDT C. Combustor modelling for multi-disciplinary analysis and evaluation of supersonic combustion ramjets, AIAA 2009-7282[R]. USA: AIAA, 2009.
- [28] 王兰, 邢建文, 郑忠华, 等. 超燃冲压发动机内流性能的一维评估[J]. 推进技术, 2008, 29(6): 641-645.
- [29] 任鑫, 罗春钦, 董建明, 等. 超燃冲压发动机性能的准二维计算方法[J]. 推进技术, 2013, 34(4): 457-462.
- [30] 贺伟, 于时恩, 李宏斌. 高超声速一体化飞行器推阻特性测量研究[J]. 试验流体力学, 2010, 4(2): 65-68.
- [31] LOCKWOOD M K, PETLEY D H, HUNT J L, et al. Airbreathing hypersonic vehicle design and analysis methods, AIAA 96-0381[R]. USA: AIAA, 1996.
- [32] 郑日恒. 法国冲压发动机研究进展 [J]. 航天制造技术, 2006, 4(2): 6-10.
- [33] 马洪强, 高贺, 毕志献. 高超声速飞行器相关的摩擦阻力直接测量技术[J]. 试验流体力学, 2011, (25)4: 83-88.

(编辑: 陈红霞)

(上接第 18 页)

参考文献:

- [1] 张贵田. 高压补燃液氧煤油发动机[M]. 北京: 国防工业出版社, 2005.
- [2] 贺寅彪, 曲家棣, 窦一康. 反应堆压力容器金属“O”形环密封性能研究[J]. 压力容器, 2004, 21(9): 9-12.
- [3] 蔡力勋, 叶裕明, 左国. Inconel 718 合金 O 形环的高温压缩弹塑性行为[J]. 上海交通大学学报, 2005, 39(5): 818-822.
- [4] 余伟炜, 蔡力勋, 叶裕明, 等. Inconel 718 合金 O 形环回弹特性研究[J]. 工程力学, 2006, 23(6): 142-147.
- [5] 陈洪军, 蔡力勋. 304 不锈钢 O 形环回弹量的预测模型研究[J]. 机械强度, 2009, 31(3): 443-447.
- [6] 周鑫, 庞贺伟, 闫少光. 球头-锥面连接结构非线性接触分析[J]. 航天器环境工程, 2005, 22(4): 211-214.
- [7] 周鑫, 庞贺伟, 刘宏阳. 球面密封结构密封状态的力学分析及验证[J]. 中国空间科学技术, 2007, 27(2): 42-46.
- [8] 周鑫, 庞贺伟, 刘宏阳. 球面密封结构的泄漏率预估[J]. 宇航学报, 2007, 28(3): 762-766.
- [9] 王建武, 刘军生, 陈少斌. 球面型管路连接件密封性能分析及力学性能测试[J]. 火箭推进, 2010, 36(6): 36-41.
- [10] 赵剑, 谭永华, 陈建华, 等. 自紧式 K 形金属密封组件密封特性研究[J]. 火箭推进, 2013, 39(6): 35-41.
- [11] 苟文选. 材料力学(I)[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [12] 俞汉清, 陈金德. 金属塑性成形原理[M]. 北京: 机械工业出版社, 1999.
- [13] 黄其殷, 白旭东, 李妙婷. 软金属密封结构密封性能数值仿真研究[J]. 火箭推进, 2012, 38(3): 27-33.
- [14] 庄茁, 由小川, 廖剑晖, 等. 基于 ABAQUS 的有限元分析和应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2009.
- [15] 石亦平, 周玉蓉. ABAQUS 有限元分析实例详解 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2006.
- [16] 曹金凤, 石亦平. ABAQUS 有限元分析常见问题解答 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2009.
- [17] 周先军. 高温大口径法兰瞬态密封设计方法研究[D]. 北京: 中国石油大学, 2008.

(编辑: 陈红霞)