

文章编号:1000-8055(2012)11-2521-08

径厚比对锥柱形金属膜片屈曲和后屈曲状态的影响

强洪夫, 周 算, 王 广, 王学仁

(第二炮兵工程大学 动力工程系, 西安 710025)

摘 要: 通过有限元方法研究了半径及径厚比对锥柱形金属膜片翻转过程的影响,并选取典型的半径及径厚比样本点对分析结论进行了数值验证. 研究表明:膜片半径太小或太大均表现出一定的尺寸效应,小半径膜片的尺寸效应更显著;半径为 203~403 mm 的膜片其屈曲和后屈曲状态表现出明显的一致性;对于确定半径的膜片,径厚比太大,膜片承载能力太小而导致翻转效率较低,径厚比太小,膜片屈曲载荷呈指数级显著增加而不易翻转,径厚比为 160~400 的膜片其翻转效率较好,并且后屈曲状态表现出一致性;选取典型的样本点对结论进行了数值验证,一致性较好.

关 键 词: 锥柱形金属膜片; 径厚比; 屈曲; 后屈曲; 尺寸效应; 有限元法

中图分类号: V434

文献标志码: A

Effect of ratio of radius to thickness on buckling and post-buckling behaviors of metallic spherical-cone diaphragms for positive expulsion tanks

QIANG Hong-fu, ZHOU Suan, WANG Guang, WANG Xue-ren

(Power Engineering Department, Hi-Tech Institute, Xi'an 710025, China)

Abstract: Effects of radius and ratio of radius to thickness on positive expulsion process of metallic spherical-cone diaphragms were numerically analyzed by finite element method (FEM), and analysis results were verified by several typical samples of radius and ratio of radius to thickness. Numerical results were listed as follows: diaphragms of which the radiuses were too large or too small showed apparent scaling effect, and that of smaller radius was more markable; buckling and post-buckling equilibrium configurations of diaphragms of which the radiuses were from 203 mm to 403 mm were identical; expulsion efficiency of diaphragms of which the ratios of radius to thickness were too large or too small was low because of weak load-carrying capacity or buckling loads of diaphragms increasing as exponential series along with smaller ratios of radius to thickness respectively. However, expulsion efficiency of diaphragms of which the ratios of radius to thickness were from 160 to 400 was high, and post-buckling equilibrium configurations of those diaphragms showed the same trend. At last, numerical results of typical samples testified the above conclusions.

收稿日期: 2011-11-21

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20121115.1028.018.html>

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(61338)

作者简介: 强洪夫(1965—),男,江苏武进人,教授、973 首席专家、博士生导师、博士,主要从事材料与结构的失效行为与高性能数值模拟研究.

Key words: metallic spherical-cone diaphragms for positive expulsion tanks;
ratio of radius to thickness; buckling; post-buckling;
scaling effect; finite element method (FEM)

推进剂贮箱是空间推进系统对推进剂实行控制和储存的装置^[1],其主要在失重或微重力条件下工作,如果推进剂贮箱内的气体直接与推进剂接触,很容易发生气液掺混现象,从而引起推进剂流动不连续,给发动机工作带来严重影响.因此,为保证发动机正常工作,推进剂贮箱应当具备正常连续地输送推进剂的功能,即所谓的刚性排出功能.推进剂贮箱用于推进剂刚性排出的装置称为正排出装置.金属膜片作为一种正排出装置,其工作原理简单,流量可调范围大,在失重状态下基本上不受干扰加速度影响,特别是将其应用在经常变轨、频繁调整姿态、机动性强的航天器上更有优势.隔膜贮箱也越来越广泛地应用于战略及战术导弹等领域,具有很强的军事、航天应用背景.美国于 20 世纪 60 年代^[2-3]就开始了隔膜贮箱的相关研究,阿德公司^[4]于 1978 年设计研制的环加强 304L 不锈钢挤压膜片,将其应用于 MX(“和平保卫者”洲际弹道导弹)第 4 级推进剂贮箱,翻转效率大于 98.8%,解决了液体推进系统成本和可靠性之间的矛盾.国内哈尔滨工业大学、西北工业大学、国防科学技术大学^[5-11]近年来均进行了相应研究,在神州载人飞船^[12]推进分系统中就使用了金属膜片贮箱.

贮箱膜片在翻转过程中,结构的膜应变能转化为弯曲应变能^[13],伴随着较大的位移与变形,属于几何非线性情况;同时,膜片应力已经达到或超过塑性极限,又属于物理非线性情况.而且这 2 种非线性效应的互相耦合与共同作用,以及所研究对象为锥柱形这一复杂的几何构形,使得问题愈发复杂,在理论上并没有很好的解决方法,而实验研究花费巨大,因此,有限元法成为研究的重要手段.

朱智春、周仕明等^[8,14]模拟了金属膜片贮箱正向排放过程中膜片的变形,分析了膜片翻转的特点及影响膜片翻转的因素.张绪虎、张增亭等^[7,15]均基于弹塑性大位移非线性有限元理论,实现了隔膜厚度的变化,通过数值计算得到膜片在翻转过程中可能发生的褶皱、偏心与破裂等失效行为.而张增亭^[15]有效控制了膜片翻转时的偏心问题,与试验结果比较吻合.朱志华等^[9]对钛质半球形贮箱金属膜片进行了结构分析,采用有限

元法模拟膜片翻转过程,获得变形过程中膜片压差、变形和应力等参数变化.何星星等^[10-11]用有限元方法模拟了加筋对金属膜片变形过程的影响,发现翻转时加筋结构处产生的失稳是膜片失效的主要原因,而环向加筋数量对结构性能和变形过程影响不大,为优化膜片结构设计提供了参考.而 Kammerer 等基于经验拟合公式^[16]和弹塑性变形理论^[17]对膜片材料、几何形状、质量、压力和厚度等参数进行了评估分析.

周仕明、张增亭等研究了厚度对膜片翻转的影响,而根据陈铁云与沈惠申^[18]推导的关于圆柱薄壳临界屈曲载荷的计算公式可知,径厚比(半径与厚度的比值)的变化会对结构的屈曲状态产生影响.在实际的工程应用中,贮箱的结构尺寸必然根据推进系统的设计要求发生改变,同时膜片也必须做出相应调整,因此,研究膜片半径及径厚比对翻转过程的影响,得出膜片在不同情况下的翻转效率及屈曲与后屈曲状态,将会对贮箱膜片的结构设计有一定参考价值.

1 物理模型与计算方法

1.1 膜片的物理及有限元模型

金属膜片贮箱能否实现推进剂的管理与控制,在很大程度上取决于金属膜片的结构设计.本文涉及的锥柱形贮箱金属膜片,其制造材料不是易变形的橡胶,而是与推进剂具有良好相容性的金属,有很好的抗腐蚀和抗渗透性能.图 1 给出了锥柱形贮箱金属膜片的结构示意图^[8],该膜片由 4 部分组成:下端弯边、固定锥度柱段、圆弧旋转段、球冠段.

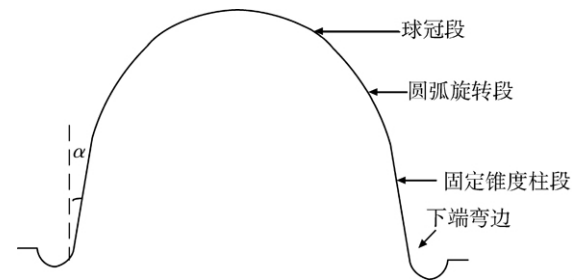


图 1 膜片结构示意图

Fig. 1 Schematic of diaphragm

应用旋转划分网格的方法,将结构划分为轴

对称的网格. 在球冠顶部布置三角形单元, 以避免网格划分的非轴对称性, 其他部分布置四边形单元. 布置四边形单元时, 使用一次缩减积分壳单元 S4R, 这种单元具有一定的精度, 应用广泛, 可应用于薄、厚壳单元, 模拟无限薄膜应变问题. 整个有限元模型如图 2 所示.

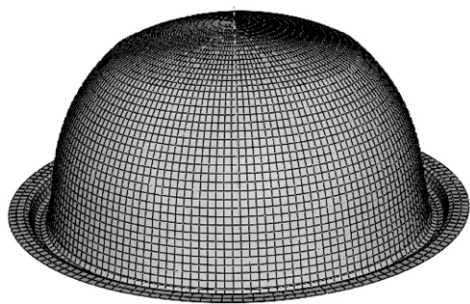


图 2 膜片有限元模型
Fig. 2 Finite element model of diaphragm

1.2 屈曲分析

屈曲分析^[19]是一种用于确定结构开始变得不稳定时的临界载荷和屈曲模态形状的技术. 经典的屈曲分析是采用特征值屈曲分析法, 它适用于对一个理想弹性结构的理论屈曲强度(歧点)进行预测, 主要是使用特征值公式(1)计算造成结构负刚度的应力刚度阵的比例因子.

$$(K + \lambda S)\varphi = 0 \tag{1}$$

式中 K 为刚度矩阵; S 为应力刚度矩阵; φ 为位移特征矢量; λ 为特征值(也叫比例因子). 利用公式(1)可以计算膜片的屈曲载荷及屈曲模态.

1.3 弧长法

在一定的压力作用下, 金属膜片会发生翻转, 结构出现屈曲和后屈曲平衡状态, 这是一个复杂的非线性问题, 涉及材料与几何非线性, 以及平衡方程在有限元法中的建立与求解^[18, 20-21]. 常用的求解非线性方程组的数值方法, 如 Newton-Raphson 法、修正 Newton-Raphson 法、Quasi-Newton 法等, 在研究非线性屈曲时, 当载荷增加至极值(临界)载荷时, 结构的切线刚度 K 趋于零, 求解方程(2)非常困难, 很难得到收敛解.

$$\psi(x, \lambda) = P(x) - \lambda \bar{R} = K(x)x - \lambda \bar{R} \tag{2}$$

式中 P 是内力, 它是当前位移 x 的函数, $\bar{R}$ 是固定的总载荷向量. ψ 为不平衡力, λ 反映了载荷的大小.

Wempner 及 Riks^[21] 提出的弧长法, 经过 Crisfield, Ramm, Forde 等的修正和完善, 不但可

用于非线性屈曲的极值点附近的分析, 而且能用于材料呈软化性能的结构分析, 通过追踪整个翻转过程中实际载荷、位移关系, 获得全部状态信息.

设载荷参数^[22]为 λ^k 时, 位移 x^k 已知, 载荷参数增量为 $\Delta\lambda^k$ 时, 相应的位移增量为 Δx^k , 则

$$\Psi(x^k + \Delta x^k, \lambda^k + \Delta\lambda^k) = 0 \tag{3}$$

对于弧长法而言, 式(3)中的 Δx^k 和 $\Delta\lambda^k$ 均是未知的(增量迭代法仅有一个未知), 未知量比方程数多一个, 需要补充一个附加条件, 即辅助方程

$$f(\Delta x^k, \Delta\lambda^k) = \Delta l^k \tag{4}$$

式中 Δl^k 为增量弧长, 联立求解式(3)和式(4)可得既满足平衡条件, 又满足辅助方程的 Δx^k 和 $\Delta\lambda^k$.

1.4 计算工况

研究膜片半径及径厚比对膜片翻转过程的影响, 以典型的锥柱形膜片为基础^[8]进行建模, 选取圆弧旋转段及球冠段的半径分别为 103, 183, 263, 343 mm, 径厚比分别为 1 115, 557. 5, 372, 280, 223, 186, 160, 140, 124, 111. 5 进行研究, 膜片锥角为 10° ^[4], 材料选择纯钛^[7, 9, 15]. 膜片下端弯边与贮箱壳体交接处为焊接结构, 数值计算时对膜片边缘作固支处理. 同时将外载荷简化为作用在膜片外表面的压差 Δp , 取值为 0. 2 MPa.

2 计算结果与讨论

2.1 半径及径厚比对翻转效率的影响

翻转效率为膜片正向排出推进剂量与膜片内贮存推进剂总量的比值, 本文近似取膜片顶点位移作为翻转效率的评价依据. 膜片翻转效率的优劣直接决定了隔膜贮箱能否完成推进剂的管理与控制, 实现设计要求.

图 3 为不同半径情况下, 膜片顶点位移随径

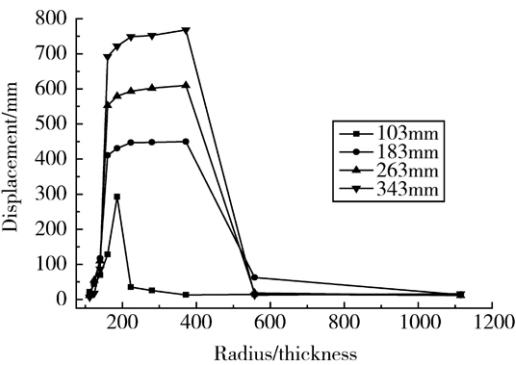


图 3 膜片顶点位移随径厚比变化曲线图

Fig. 3 Relationship of top node displacement and ratio of radius to thickness

厚比变化曲线图. 在不同的半径情况下,能正常完成翻转,实现推进剂的管理与控制功能的膜片径厚比局限在一个较小的尺寸范围,约为 160~400. 半径为 183~343 mm 的情况下,径厚比为 160~372 的膜片均能完成正向翻转;径厚比太大或太小,膜片均不能完成翻转,翻转效率极差. 半径为 103 mm 时,膜片翻转的尺寸效应^[3]比较明显,其曲线趋势与其余曲线差异显著,仅径厚比为 186 时膜片能完成翻转.

2.2 半径及径厚比对屈曲状态的影响

通过屈曲分析^[23],确定结构临界载荷和屈曲模态形状(结构发生屈曲响应时的特征形状),可以比较直观地得到结构发生失稳的位置.

图 4~图 7 分别为半径为 103,183,263,343 mm 时,不同径厚比条件下,屈曲载荷随屈曲阶数

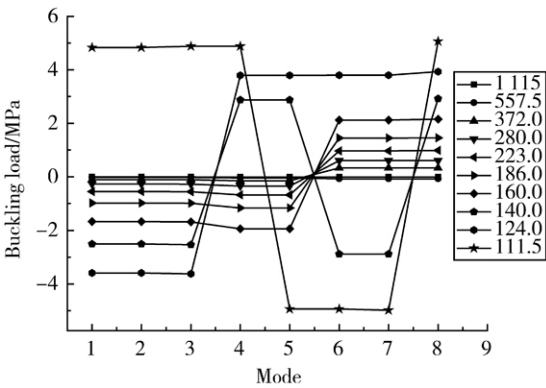


图 4 膜片半径为 103 mm 时,屈曲载荷随屈曲阶数变化曲线图

Fig. 4 Relationship of buckling load and mode when radius of diaphragm is 103 mm

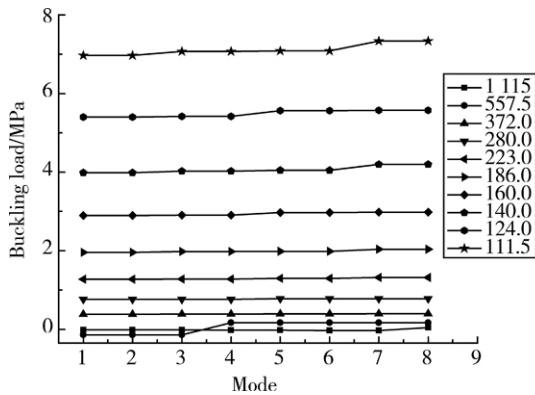


图 5 膜片半径为 183 mm 时,屈曲载荷随屈曲阶数变化曲线图

Fig. 5 Relationship of buckling load and mode when radius of diaphragm is 183 mm

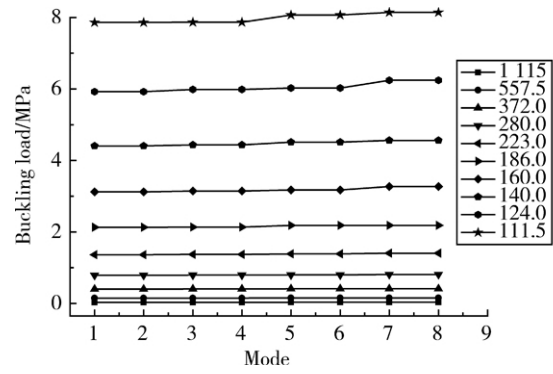


图 6 膜片半径为 263 mm 时,屈曲载荷随屈曲阶数变化曲线图

Fig. 6 Relationship of buckling load and mode when radius of diaphragm is 263 mm

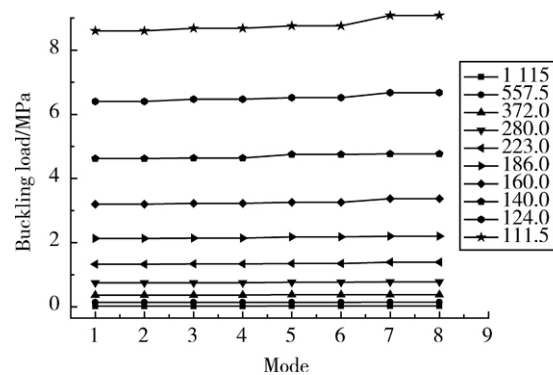


图 7 膜片半径为 343 mm 时,屈曲载荷随屈曲阶数变化曲线图

Fig. 7 Relationship of buckling load and mode when radius of diaphragm is 343 mm

变化曲线图. 在不同膜片半径情况下,屈曲载荷随径厚比的减小(厚度增加)而显著增加. 不同阶数的屈曲载荷相差很小,不到 5%,说明这种结构对缺陷非常敏感^[24]. 针对不同的几何或载荷缺陷其后屈曲的分析结果会产生很大不同.

膜片半径为 103 mm 时,表现出显著的尺寸效应(图 4),半径为 183 mm、径厚比为 1115, 557.5 的膜片也表现出一定的尺寸效应. 屈曲载荷为负值时,其屈曲模态的表现形式如图 8(a)、图 8(b),表示膜片更容易发生内压失稳.

膜片半径为 263,343,183(大部分),103 mm (部分)的屈曲载荷为正值时,其屈曲模态表现形式如图 8(c),锥柱形膜片的局部屈曲均发生在锥度柱段部位,这种结构对膜片翻转比较有利. 因为膜片整体承受外压载荷,下端弯边为应力集中区,最先达到材料的屈服强度,产生塑性变形向下翻转,下端弯边翻转完成后,发生局部屈曲的锥度柱

段部位恢复承载能力,使膜片继续翻转.

图 9 为不同半径时,屈曲载荷随径厚比变化

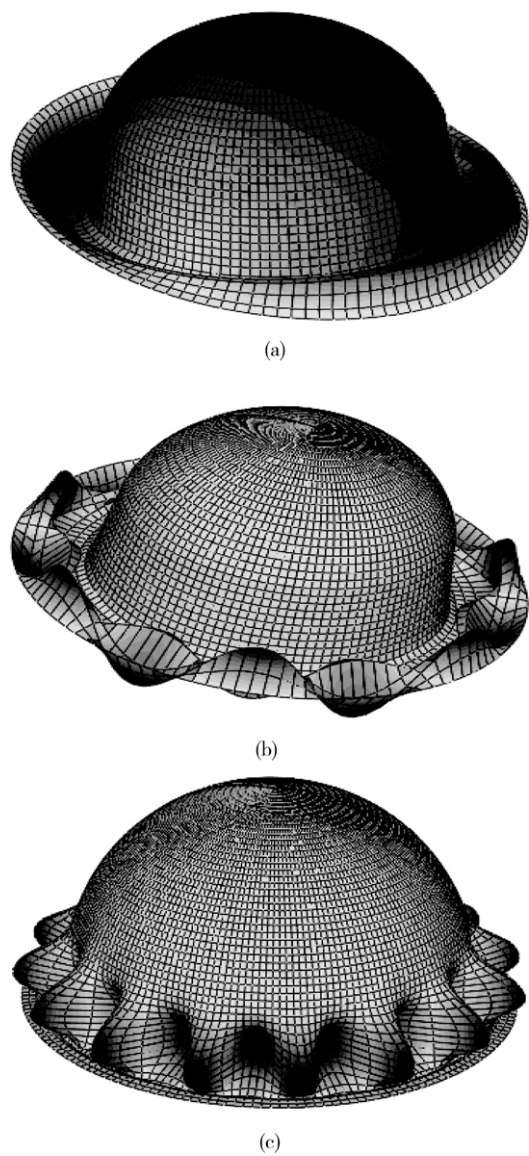


图 8 几种屈曲模式

Fig. 8 Several kinds of buckling mode

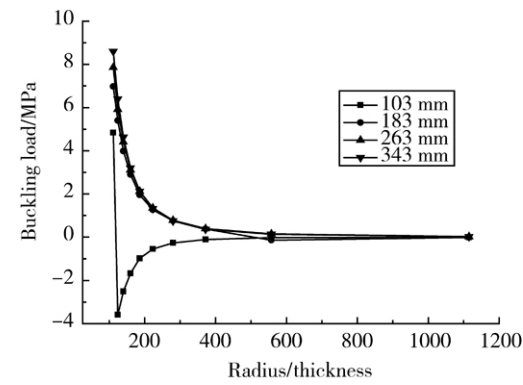


图 9 屈曲载荷随膜片径厚比变化曲线图

Fig. 9 Relationship of buckling load and ratio of radius to thickness

曲线图. 半径为 103 mm 时, 由于膜片表现出尺寸效应, 其屈曲载荷曲线与其他曲线显著不同, 而半径为 183~343 mm 时屈曲载荷曲线一致性很好, 表明半径对膜片屈曲载荷的影响有一定的区间效应(膜片的屈曲载荷曲线在一个半径区间范围表现一致), 并不连续渐近变化. 半径为 183~343 mm 时, 径厚比大于 372 的膜片屈曲载荷很小(约 0.03 MPa); 径厚比小于 372 时, 屈曲载荷随径厚比的减小呈指数增长趋势.

2.3 半径及径厚比对后屈曲状态的影响

非线性屈曲分析考虑了材料与几何非线性的影响, 当载荷增加至结构的临界载荷时, 结构的切线刚度趋于零, 传统的 Newton-Raphson 法难以追踪后屈曲平衡路径, 通过弧长法, 准确求解了结构的后屈曲平衡状态.

观察图 10~图 13 的曲线图, 以半径 183 mm 为分界线, 膜片的后屈曲状态差异显著. 半径为 103 mm 的膜片, 径厚比大于 223 时, 膜片几乎不能翻转, 顶点位移不超过 50 mm; 径厚比为 186 时, 膜片能完成翻转, LPF(载荷比例因子)约为 0.55 时, 膜片发生屈曲, 接着恢复承载能力, 翻转渐近一半时, 膜片的承载能力下降, LPF 值保持在 0.5 左右直至翻转完成, 膜片翻转完成后恢复承载能力. 径厚比为 160 时, 膜片的屈曲值显著提高, 约为 0.8, 将近完成一半翻转. 径厚比小于 160 时, 随着膜片厚度增加, 其稳定性显著增强, 达不到膜片的屈曲载荷.

半径为 183 mm 的膜片, 径厚比大于 557.5 的膜片不能完成翻转, 膜片厚度太薄, 膜片屈曲载荷很小(见图 5), 承载能力很弱, 导致翻转量不到 15%, 不能实现推进剂的管理与控制; 径厚比为 160~372 时, 膜片能完成翻转, 其中径厚比为 223~372 的膜片容易出现偏心, 影响其翻转效果; 径厚比小于 140 时, 膜片的屈曲载荷显著提高, 几乎不能翻转.

半径为 263, 343 mm 的膜片, 不同的径厚比情况下, 膜片顶点位移随 LPF 值变化曲线图一致性较好. 径厚比大于 557.5 时, 膜片的翻转量极小, 基本上达不到 5%; 径厚比为 372 时, 膜片能完成翻转, 但随膜片顶点位移的增大其 LPF 值波动比较明显, 主要是由于在翻转过程中, 膜片容易出现局部失稳、偏心等情况所致; 径厚比为 160~280 时, 膜片的翻转效果非常好, 能很好地完成推进剂的管理与控制功能; 径厚比为 124~140 时, 膜片的屈曲载荷显著提高, 几乎不能翻转; 径厚比

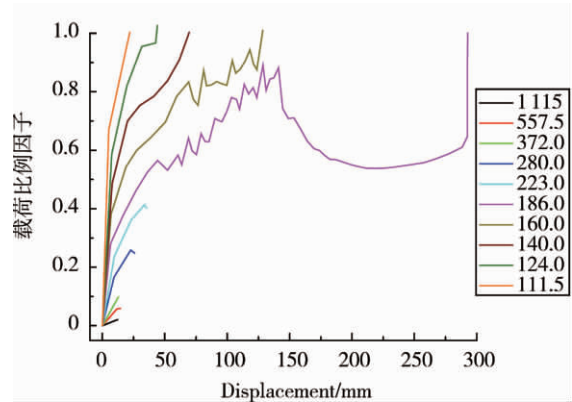


图 10 膜片半径为 103 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 10 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 103 mm

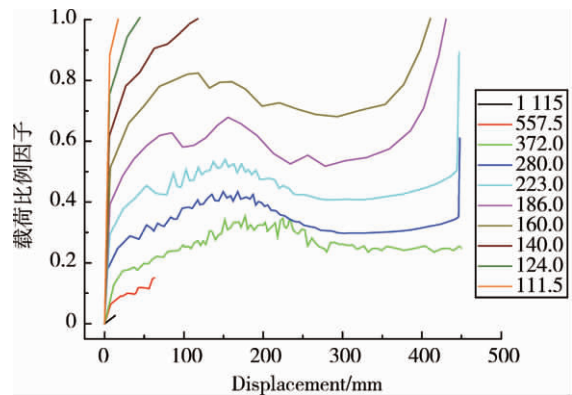


图 11 膜片半径为 183 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 11 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 183 mm

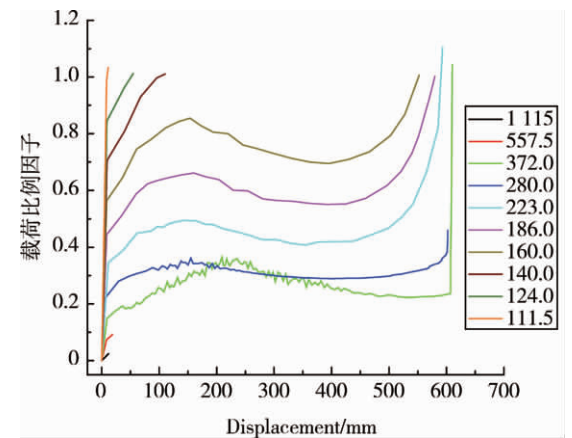


图 12 膜片半径为 263 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 12 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 263 mm

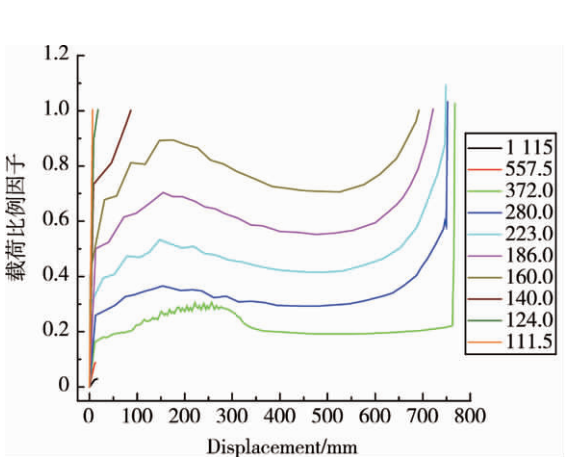


图 13 膜片半径为 343 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 13 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 343 mm

为 111.5 时,膜片顶点位移随 LPF 值变化曲线几乎是一条直线,完全丧失膜片的推进剂控制功能。

3 结果验证

选取半径分别为 83,203,503 mm(由于半径为 403 mm 的膜片翻转情况与 263,343 mm 的膜片一致性较好,另取一点 503 mm)进行数值计算,验证膜片半径太小或太大时出现的尺寸效应,同时,选择典型样本点对区间效应(膜片能够完成翻转的半径及径厚比局限在一定的区间范围)进行验证。

图 14~图 16 是半径分别为 83,203,503 mm 时,膜片 LPF 值随顶点位移变化曲线图。半径为 83 mm 时,膜片的尺寸效应非常显著,在不同的径厚比情况下,膜片均不能完成翻转,径厚比为 186 时,膜片翻转将近 1/2。

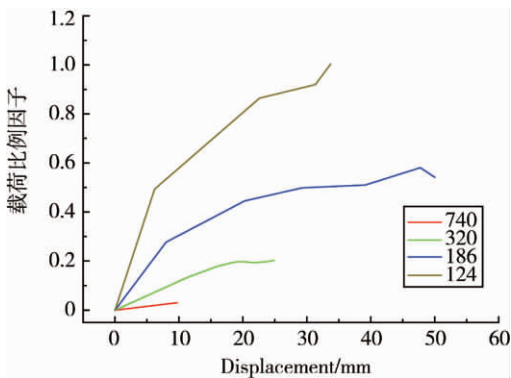


图 14 膜片半径为 83 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 14 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 83 mm

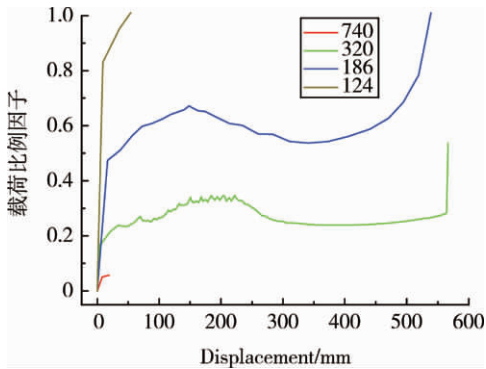


图 15 膜片半径为 203 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 15 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 203 mm

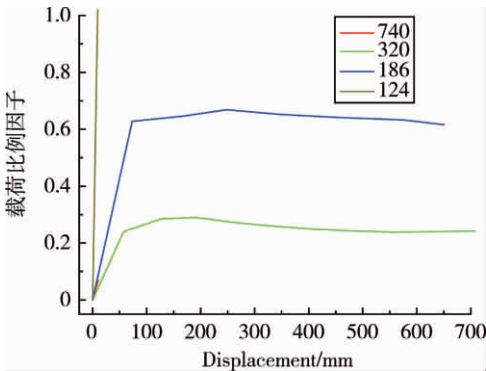


图 16 膜片半径为 503 mm 时,LPF 随顶点位移变化曲线图

Fig. 16 Relationship of LPF and top node displacement when radius of diaphragm is 503 mm

半径为 183 mm 时,仅 2 个径厚比样本点的膜片表现出尺寸效应(见图 5),取邻近一点 203 mm 半径验证区间效应. 计算结果见图 15,不同径厚比情况下的曲线与 263~343 mm 半径区间的曲线非常一致. 径厚比为 740(从径厚比为 557.5~1115 区间选取)时,膜片的翻转量极小,基本上达不到 5%;径厚比为 320(从径厚比为 280~372 区间选取)时,膜片能完成翻转,但随膜片顶点位移的增大 LPF 值波动比较明显,主要是由于在翻转过程中,膜片容易出现局部失稳、偏心等情况所致;径厚比为 186 时,膜片的翻转效果非常好,能很好地完成推进剂的管理与控制功能;径厚比为 124 时,膜片的屈曲载荷显著提高,几乎不能翻转.

半径为 503 mm 时,膜片翻转的尺寸效应比较显著(见图 16). 径厚比分别为 740,124 时,膜片的翻转量不到 5%;径厚比为 186,320 时,膜片仅能完成约 4/5 的翻转量,并在后屈曲过程中出现平台效应(在膜片翻转过程中,LPF 值随顶点位移的增加

波动性很小).

4 结 论

通过有限元方法,研究膜片半径及径厚比对翻转过程的影响,选取半径分别为 103,183,263,343 mm,径厚比分别为 1115,557.5,372,280,223,186,160,140,124,111.5 的膜片,计算得出在不同情况下的膜片翻转效率及屈曲与后屈曲状态,并选取典型的半径及径厚比样本点对计算结果进行了数值验证,研究结果将会对贮箱膜片的结构设计有一定参考价值. 另外,膜片实验属于破坏实验,针对具体问题进行系统研究必然花费巨大,通过数值研究能在保证结果准确性的前提下,极大降低科研经费.

1) 在不同的半径情况下,能正常完成翻转,实现推进剂的管理与控制功能的膜片径厚比局限在一个较小的尺寸范围,约为 160~400;

2) 膜片半径为 103 mm 时,表现出显著的尺寸效应,半径为 183 mm,径厚比为 1115,557.5 的膜片也表现出一定的尺寸效应,其屈曲载荷曲线与其它曲线显著不同,而半径为 183(其余径厚比样本点)~343 mm 时屈曲载荷曲线一致性很好,表明半径对膜片屈曲载荷的影响有一定的区间效应;

3) 不同半径膜片的后屈曲状态也表现出区间效应. 以半径 183 mm 为分界线,半径为 103 mm 的膜片仅径厚比为 186 时,膜片能完成翻转;半径为 263,343 mm 的膜片,不同的径厚比情况下,膜片顶点位移随 LPF 值变化曲线图一致性较好;

4) 选取半径及径厚比样本点对尺寸效应及区间效应进行了数值验证. 半径太小(83 mm)或太大(503 mm)的膜片表现出一定的尺寸效应;半径为 203~403 mm 膜片的屈曲和后屈曲状态表现出明显的一致性,区间效应显著.

参考文献:

[1] 毛根旺,唐金兰,等. 航天器推进系统及其应用[M]. 西安:西北工业大学出版社,2009.

[2] Cardullo M W. Metal expulsion diaphragm development for spherical propellant tanks[R]. NASA 62-666,1962.

[3] Stofan A J,Sumner I E. Experimental investigation of the slosh-damping effectiveness of positive-expulsion bags and diaphragms in spherical tanks [R]. NASA TN D-1712,1963.

[4] Friona A J,Wood R. MX stage4 propellant storage assembly [R]. AD A103844 97-111,1997.

[5] 常宇. 贮箱隔膜变形行为的有限元分析[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2006.

- CHANG Yu. The finite element analysis of metal diaphragm for positive expulsion tanks[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2006. (in Chinese)
- [6] 王刚. 推进剂管理用金属膜片挤压变形有限元分析[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2009.
WANG Gang. The finite element analysis of metal diaphragm deformation for propellant management device [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2009. (in Chinese)
- [7] 张绪虎, 唐斌, 李金山, 等. 航天器贮箱用钛制隔膜变形过程的数值模拟[J]. 宇航学报, 2010, 31(9): 2184-2188.
ZHANG Xuhu, TANG Bin, LI Jinshan et al. Deformation numerical simulation of titanium diaphragm for spacecraft tank[J]. Journal of Astronautics, 2010, 31(9): 2184-2188. (in Chinese)
- [8] 周仕明, 袁杰红. 金属膜片贮箱膜片变形的数值模拟与失效分析[J]. 上海航天, 2005(6): 13-16, 54.
ZHOU Shiming, YUAN Jiehong. Deformation numerical simulation and failure analysis of metal diaphragm for positive expulsion tanks[J]. Aerospace Shanghai, 2005(6): 13-16, 54. (in Chinese)
- [9] 朱志华, 胡小平, 陈香林. 钛制金属贮箱膜片的有限元分析[J]. 火箭推进, 2007, 33(4): 32-35, 51.
ZHU Zhihua, HU Xiaoping, CHEN Xianglin. Finite element analysis of the overturning process of titanium diaphragm for propellant tank[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2007, 33(4): 32-35, 51. (in Chinese)
- [10] 何星星, 袁杰红, 周仕明. 内环向加筋圆柱形金属膜片变形数值仿真与失效分析[J]. 强度与环境, 2007, 34(6): 16-21.
HE Xingxing, YUAN Jiehong, ZHOU Shiming. Deformation numerical simulation and failure analysis of ring-stiffened metal diaphragm for positive expulsion tanks[J]. Structure & Environment Engineering, 2007, 34(6): 16-21. (in Chinese)
- [11] 何星星, 周仕明, 袁杰红. 锥柱形加筋金属膜片变形的数值仿真分析[J]. 火箭推进, 2007, 33(6): 34-37.
HE Xingxing, ZHOU Shiming, YUAN Jiehong. Deformation numerical simulation analysis of stiffened metal diaphragm for positive expulsion tank[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2007, 33(6): 34-37. (in Chinese)
- [12] 臧家亮. 神州载人飞船推进分系统的研制[J]. 航天器工程, 2004, 13(1): 57-64.
ZANG Jialiang. The development of the propulsion subsystem of Shenzhou manned spaceship[J]. Spacecraft Engineering, 2004, 13(1): 57-64. (in Chinese)
- [13] 张彤, 汤国伟, 殷雅俊. 薄壁压力容器在内压作用下的弹性屈曲行为研究[J]. 压力容器, 2010, 27(3): 17-25.
ZHANG Tong, TANG Guowei, YIN Yajun. Plastic buckling of internal pressurized torispherical pressure vessel [J]. Pressure Vessel Technology, 2010, 27(3): 17-25. (in Chinese)
- [14] 朱智春, 赵和明, 罗斌. 金属膜片贮箱的膜片变形分析[J]. 推进技术, 1999, 20(5): 77-79.
ZHU Zhichun, ZHAO Heming, LUO Bin. Deformation analysis of metal diaphragm for positive expulsion tanks [J]. Journal of Propulsion Technology, 1999, 20(5): 77-79. (in Chinese)
- [15] 张增亭. 金属膜片贮箱膜片的数值仿真与试验验证[J]. 火箭推进, 2009, 35(3): 26-29.
ZHANG Zengting. Numerical simulation and test verification of diaphragm for metal diaphragm tank[J]. Journal of Rocket Propulsion, 2009, 35(3): 26-29. (in Chinese)
- [16] Marvin M, Kammerer H, Gidley J T. Parametric valuation of contoured aluminum diaphragm positive expulsion tanks [R]. Nashville: 28th AIAA/SAE/ASME/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, 1992.
- [17] Kammerer H, Hughes J, Gribben E. Analytical & material advances in contoured metal diaphragms for positive expulsion tanks[R]. San Diego: 31th AIAA/SAE/ASME/ASEE Joint Propulsion Conference and Exhibit, 1995.
- [18] 陈铁云, 沈惠申. 结构的屈曲[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 1993.
- [19] 嵇晓宇, 徐兵, 郁向东, 等. 薄壳结构的非线性屈曲有限元分析[J]. 固体力学学报, 2003, 24(Suppl): 214-217.
JI Xiaoyu, XU Bin, YU Xiangdong, et al. Finite element analysis of nonlinear buckling for thin shell[J]. Acta Mechanica Solida Sinica, 2003, 24(Suppl): 214-217. (in Chinese)
- [20] 赵桂平, 赵锺斗. 基于改进弧长法的层压复合壳后屈曲反应分析[J]. 工程力学, 2003, 20(1): 106-111.
ZHAO Guiping, ZHAO Chongdou. Postbuckling analysis of laminated composite shell based on an improved arc-length method[J]. Engineering Mechanics, 2003, 20(1): 106-111. (in Chinese)
- [21] 吴永礼. 计算固体力学方法[M]. 北京: 科学出版社, 2003.
- [22] 凌道盛, 徐兴. 非线性有限元及程序[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2004.
- [23] 李明, 刘婕, 苏凯, 等. 加劲式压力钢管外压稳定性有限元屈曲分析[J]. 水力发电, 2010, 36(4): 63-66.
LI Ming, LIU Jie, SU Kai, et al. Finite element buckling analysis on external pressure stability of stiffener ring penstock[J]. Water Power, 2010, 36(4): 63-66. (in Chinese)
- [24] Jarlas R. A benchmark example for collapse analysis of stiffened composite panels [J] International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2010, 10(4): 927-930.