第53卷第6期
2013年11月

大连理工大学学报
Journal of Dalian University of Technology

Vol. 53, No. 6
Nov. 2013

文章编号：1000-8608(2013)06-0787-07

# 考虑缺陷作用的弹塑性屈曲加筋柱壳设计

郝 鹏[1]， 王 博*[1]， 李 刚[1]， 杜凯繁[1]， 张 希[2]， 唐霄汉[2]， 曾杜娟[2]

（1.大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室，辽宁 大连 116024；
2.北京宇航系统工程研究所，北京 100076）

**摘要：** 对于加筋柱壳等薄壁结构，轴压承载力对不同结构形式表现出不同的缺陷敏感性，寻找低缺陷敏感度的结构设计形式具有重要的研究意义.首先以分别发生弹性和塑性屈曲的两个直径3 m的正交加筋柱壳为例，研究了不同幅度双曲母线形状对两者承载力的影响，发现双曲母线外凸和内凹会分别提高两种加筋柱壳的轴压承载力.然后以特征值屈曲模态和单点凹坑两种缺陷为例，对具有不同幅度双曲母线的加筋柱壳开展了缺陷敏感性分析.结果表明，对于两种加筋柱壳结构均可以通过适当幅度的外凸双曲母线形状降低缺陷敏感性，为提高运载火箭加筋柱壳的可靠性储备提供了一种易实现的结构方案.

**关键词：** 加筋柱壳；弹塑性屈曲；缺陷敏感性；双曲母线

**中图分类号：** V214；V414 **文献标志码：** A

## 0 引 言

由于较高的比强度、比刚度和环境鲁棒性，加筋柱壳在航空航天领域应用极广，尤其运载火箭芯级的燃料贮箱和级间段均采用这一类结构[1].轴压荷载下极限承载力是此类薄壁结构的主要设计目标[2]，同时初始缺陷会造成加筋柱壳承载能力的折减[3]，设计者在产品预研时必须考虑加筋柱壳的缺陷敏感性[4].

在过去的研究中，学者们采用精细数值分析方法来获得结构在含缺陷时的性能指标[5-7]，这些工作大部分围绕光筒壳展开，只有少部分是针对加筋柱壳的.在众多缺陷类型中，几何缺陷被认为对结构承载能力影响最大[8].王登峰等[9]考虑了焊缝缺陷的位置，研究了缺陷幅值、不同整体与局部压力比对圆柱光筒壳承载力的影响.Haynie等[10]比较了特征值屈曲模态缺陷、侧向扰动以及局部单点凹坑对正置正交加筋柱壳承载力的影响，其中特征值屈曲模态缺陷常常被用于考量薄壁结构缺陷敏感性[11].Hrinda[12]考察了更多种初始几何缺陷对轴压光筒圆柱壳稳定性的影响，包括轴线倾斜缺陷、沙漏型缺陷、波浪型缺陷和双曲型缺陷等.实际上，过去的加筋柱壳设计往往针对完善结构展开，但忽略缺陷影响，一味强调结构减重，获得的最优设计往往表现为对缺陷非常敏感.为了抵抗缺陷对结构性能的折减，结构设计往往需要以增重作为代价.一种优秀的结构设计应一方面表现在能够提高完善结构的承载能力，另一方面还要体现在能够降低结构的缺陷敏感性，而考虑缺陷作用的加筋柱壳设计工作还不多见.

随着我国新一代运载火箭和未来重型运载火箭的发展，火箭直径将从现有的3.35 m提高到5 m，再提高到9 m左右[13]，箭体加筋壳径厚比（箭体直径除以当量厚度）越来越大，从而导致轴压承载力对初始几何缺陷愈发敏感[4].对于大直径加筋柱壳，低缺陷敏感性的结构设计将带来更为可观的减重效益[14].以未来立项研制的重型（Heavy-lift）运载火箭为背景，NASA也将降低薄壁结构的缺陷敏感性列为一种新的结构减重技术[15].

本文介绍非线性显式后屈曲分析方法和加筋

**收稿日期：** 2012-10-02； **修回日期：** 2013-09-22.
**基金项目：** “九七三”国家重点基础研究发展计划资助项目(2014CB049000)；国家自然科学基金资助项目(11372062,91216201,11128205)；辽宁省高等学校优秀人才支持计划资助项目(LJQ2013005).
**作者简介：** 郝 鹏(1986-)，男，博士，E-mail：haopeng@mail.dlut.edu.cn；王 博*(1978-)，男，博士，副教授，硕士生导师，E-mail：wangbo@dlut.edu.cn.

圆柱壳缺陷的表征方法，研究不同幅度双曲母线形状对两者承载力的影响，对具有不同双曲母线形状的加筋壳开展缺陷敏感性分析，探讨适合实际使用的母线幅度.

# 1 加筋柱壳的稳定性分析

## 1.1 非线性显式后屈曲分析

非线性显式后屈曲分析可以准确地模拟结构后屈曲行为并稳健地获得结构极限承载力，已被应用于加筋柱壳结构的后屈曲优化中[16-18]. 对于一个显式动力学分析，其运动方程可写为

$$\boldsymbol{M}\boldsymbol{a}_t = \boldsymbol{F}_t^{\mathrm{e}} - \boldsymbol{F}_t^{\mathrm{i}} - \boldsymbol{C}\boldsymbol{V}_t - \boldsymbol{K}\boldsymbol{U}_t \tag{1}$$

式中：$\boldsymbol{M}$ 为质量矩阵，$\boldsymbol{C}$ 为阻尼矩阵，$\boldsymbol{K}$ 为刚度矩阵，$\boldsymbol{a}_t$ 为节点加速度矢量，$\boldsymbol{V}$ 为节点速度矢量，$\boldsymbol{U}$ 为节点位移矢量，$t$ 为时间，$\boldsymbol{F}_t^{\mathrm{e}}$ 为外力矢量，$\boldsymbol{F}_t^{\mathrm{i}}$ 为内力矢量.

$$\boldsymbol{F}_t^{\mathrm{i}} = \sum\left(\int_{\Omega}\boldsymbol{B}^{\mathrm{T}}\boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{n}}\mathrm{d}\Omega + \boldsymbol{F}^{\mathrm{h}} + \boldsymbol{F}^{\mathrm{c}}\right) \tag{2}$$

式中：$\boldsymbol{B}$ 为应变-位移矩阵，$\boldsymbol{\sigma}_{\mathrm{n}}$ 为 Cauchy 应力张量，$\boldsymbol{F}^{\mathrm{h}}$ 为沙漏阻力矢量，$\boldsymbol{F}^{\mathrm{c}}$ 为接触力矢量. 采用中心差分法对控制方程进行显式的时间积分：

$$\boldsymbol{a}_t = (\boldsymbol{U}_{t-\Delta t} - 2\boldsymbol{U}_t + \boldsymbol{U}_{t+\Delta t})/\Delta t^2 \tag{3}$$

$$\boldsymbol{V}_t = (\boldsymbol{U}_{t+\Delta t} - \boldsymbol{U}_{t-\Delta t})/2\Delta t \tag{4}$$

式中：$\Delta t$ 为时间增量. 将式(3)和(4)代入式(1)，则运动方程可表达为

$$\left(\frac{\boldsymbol{M}}{\Delta t^2} + \frac{\boldsymbol{C}}{2\Delta t}\right)\boldsymbol{U}_{t+\Delta t} = \boldsymbol{F}_t^{\mathrm{e}} - \boldsymbol{F}_t^{\mathrm{i}} + \left(\frac{2\boldsymbol{M}}{\Delta t^2} - \boldsymbol{K}\right)\boldsymbol{U}_t - \left(\frac{\boldsymbol{M}}{\Delta t^2} - \frac{\boldsymbol{C}}{2\Delta t}\right)\boldsymbol{U}_{t-\Delta t} \tag{5}$$

从式(5)可以看出，$\boldsymbol{U}_{t+\Delta t}$ 仅由 $\boldsymbol{U}_t$ 和 $\boldsymbol{U}_{t-\Delta t}$ 决定，因此运动方程无须迭代可以直接求解，不存在收敛性问题.

设结构在初始时刻的位移、速度和加速度矢量分别为 $\boldsymbol{U}_0$、$\boldsymbol{V}_0$ 和 $\boldsymbol{a}_0$，由式(3)、(4)，$\boldsymbol{U}_{-\Delta t}$ 可写成

$$\boldsymbol{U}_{-\Delta t} = \boldsymbol{U}_0 - \Delta t\boldsymbol{V}_0 + (\Delta t^2/2)\boldsymbol{a}_0 \tag{6}$$

结构构型的更新可由初始构型和当前时刻的位移矢量的叠加来完成：

$$\boldsymbol{Q}_{t+\Delta t} = \boldsymbol{Q}_0 + \boldsymbol{U}_{t+\Delta t} \tag{7}$$

式中：$\boldsymbol{Q}_{t+\Delta t}$ 为 $t+\Delta t$ 时刻结构构型，$\boldsymbol{Q}_0$ 为初始构型.

显式分析可以较为精确地模拟结构的后屈曲行为，但所耗机时却受许多因素影响，如模型复杂度、最小单元尺寸和加载时间等.

## 1.2 几何缺陷的表征

加筋柱壳在制造、运输和使用过程中会不可避免地产生缺陷，可通过对几何模型的修正将缺陷引入结构模型中. 考虑初始缺陷的加筋柱壳模型可由式(8)中的两项描述：

$$\boldsymbol{X} = \boldsymbol{X}_{\mathrm{p}} + \boldsymbol{X}_{\mathrm{i}} \tag{8}$$

$$\boldsymbol{X}_{\mathrm{i}} = \delta\boldsymbol{N} \tag{9}$$

$$\alpha = \delta/(h + t_{\mathrm{s}}) \tag{10}$$

式中：$\boldsymbol{X}_{\mathrm{p}}$ 为完善结构的节点坐标矢量；$\boldsymbol{X}_{\mathrm{i}}$ 为缺陷引起的结构节点坐标偏移矢量；$\delta$ 为缺陷的最大幅值，一般为 $\boldsymbol{X}_{\mathrm{i}}$ 中最大径向坐标偏离值；$\alpha$ 为量纲一缺陷幅值；$\boldsymbol{N}$ 为归一化后的缺陷基矢量，可以为结构某阶特征值屈曲模态矢量，也可为单点凹坑、正弦波、非直非圆或双曲型等其他给定形式.

# 2 双曲母线形状加筋柱壳的稳定性分析

## 2.1 加筋柱壳模型描述

正置正交加筋柱壳结构示意图如图1所示，采用内加筋形式，壳体参数与文献[14]相同. 壳体半径 $R=1\ 500$ mm，蒙皮厚度 $t_{\mathrm{s}}=4.0$ mm，筋条宽度 $t_{\mathrm{r}}=9.0$ mm，筋条高度(自蒙皮内表面至筋条顶端)$h=15.0$ mm，壳体长度 $L=2\ 000$ mm，环向和轴向筋条的数目分别为26和90. 模型材料选用铝合金，弹性模量 $E=70\ 000$ MPa，泊松比 $\nu=0.33$，密度 $\rho=2.7\times10^{-6}$ kg/mm$^3$. 对于模型 $S_1$ 和 $S_2$，材料的屈服应力 $\sigma_{\mathrm{s}}$ 分别为410和300 MPa，强度极限 $\sigma_{\mathrm{b}}$ 为480和400 MPa，延伸率为7%和5%. 需要强调的是，以上两种材料是我国运载火箭常用的两种铝合金牌号，实际设计中被用于不同的火箭壳体部段.

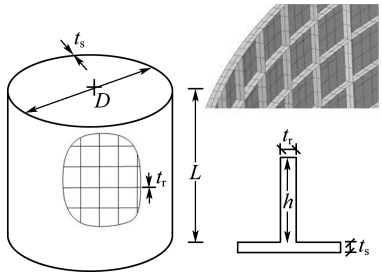


图1 加筋圆柱壳结构参数示意图

Fig. 1 Structural parameter diagram of stiffened cylindrical shell

有限元模型基于 ABAQUS 软件建立，蒙皮和筋条均采用壳单元进行离散，每个节点共有 3 个平动和 3 个转动自由度. 经过单元依赖性研究，蒙皮部分最终采用边长 30 mm 的正方形单元，筋条高度方向划分两个单元. 加筋柱壳模型共有节点 55 080 个. 模型下端固支，上端约束除轴向位移外的其余自由度，并将上端面节点刚性耦合至中心参考点，在参考点上施加轴压位移荷载，直至结构发生整体失稳.

经过对模型加载时间的依赖性研究，显式后屈曲分析的加载时间取 200 ms，加载总位移为 20 mm. 通过显式后屈曲分析，得到位移-荷载曲线及极限点时的塑性应变，如图 2 所示. 加筋柱壳 $S_1$ 和 $S_2$ 的极限承载力分别为 16 792 和 14 849 kN. 其中 $S_1$ 模型为弹性屈曲，主要在柱壳中部发生失稳；$S_2$ 模型为塑性屈曲，主要在靠近加载段处材料进入塑性后，应力重新分布并引发失稳. 这与 Mazzolani 等[19]提到的失稳类型及失稳变形模式相符，分别为菱形（diamond shape）和象脚状（elephant foot）.

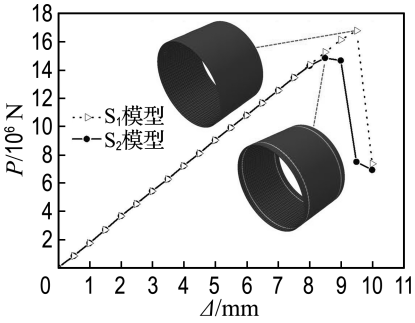


图 2　加筋柱壳 $S_1$ 和 $S_2$ 的轴压位移-荷载曲线

Fig. 2　Axial compression displacement-load curves of stiffened shells $S_1$ and $S_2$

## 2.2　双曲母线形状加筋柱壳的稳定性分析

Hrinda[12]和郝鹏等[20]在各自针对光筒壳和加筋圆柱壳的研究中发现，双曲型母线形状（图 3）可以有效地增加结构的承载力. 从制备工艺角度来看，这种简单的母线形状可以通过密封增压铸造的方法获得. 本节旨在考察双曲母线对两种屈曲类型的加筋柱壳承载力的影响，数值模型是通过更改节点坐标将双曲型母线以类似式(8)～(10)中引入缺陷偏移矢量的形式引入传统直筒壳模型中：

$$\boldsymbol{X}_h = \begin{pmatrix} r \\ \theta \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_w \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \tag{11}$$

$$r_w = \sqrt{\lambda^2 + \frac{4(z - L/2)^2 (D^2/4 - \lambda^2)}{L^2}} - D/2 \tag{12}$$

$$\lambda = D/2 + w \tag{13}$$

式中：$r$、$\theta$ 和 $z$ 分别为径向、环向和轴向坐标分量，$w$ 为双曲顶点的幅值，双曲母线外凸为正、内凹为负. 在实际设计中，$w$ 的幅值不宜过大，否则会造成过多轴向刚度的折减. 因此在本研究中，$w/R$ 规定考察范围为[－1/20，1/20].

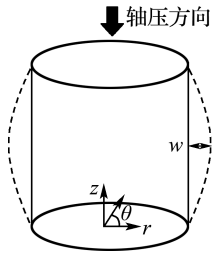


图 3　双曲母线形状示意图

Fig. 3　Diagram of hyperbolic generatrix shape

不同双曲母线幅度下加筋柱壳 $S_1$ 和 $S_2$ 承载力的变化曲线及对应后屈曲变形云图如图 4 所示. 对于 $S_1$，母线外凸（$w/R>0$）时，结构承载力呈现出先增大后减小的趋势，失稳位置先发生在柱壳中部后转移到靠近加载端处，结构从弹性屈曲过渡到塑性屈曲. 当 $w/R=4/150$ 时，结构极限承载力达到极大值 17 469 kN. 母线内凹（$w/R<0$）时，失稳一直出现在柱壳中部，随内凹幅度增大结构承载力单调减小，结构均发生弹性屈曲. 而对于 $S_2$，在母线外凸时，结构的极限承载力单调递减，结构均发生塑性屈曲，失稳变形主要发生在靠近加载段的区域. 内凹时，结构先发生塑性屈曲后变为弹性屈曲，失稳变形逐步由靠近加载端向柱壳中部转移. 当 $w/R=-1/150$ 时，结构极限承载力达到最大值 14 986 kN. 这说明双曲母线分别在外凸和内凹时会有利于发生弹性和塑性屈曲的结构的承载能力. 在加筋柱壳结构设计时，可以通过预制加筋柱壳的母线形状来改变结构的屈曲路径，从而提高结构极限承载力.

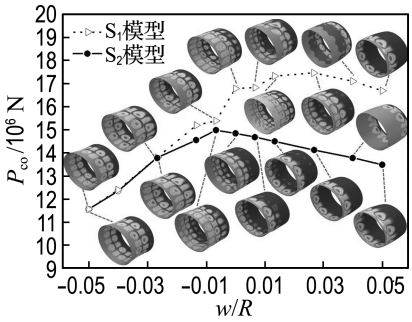


图 4 不同幅度双曲母线加筋柱壳的承载力曲线及屈曲变形云图

Fig. 4 Predicted collapse loads and buckling deformed shapes of stiffened shells with varying hyperbolic generatrix shapes

## 3 双曲母线加筋柱壳的缺陷敏感性

### 3.1 特征值屈曲模态缺陷

结构初始缺陷往往和加工制造工艺相关，在设计阶段缺陷类型和幅度是未知的，因此过去的研究工作中常采用特征值屈曲模态作为等效缺陷来考察薄壁结构缺陷敏感性[10-11].

以传统直筒加筋壳，即 $w=0$ 的加筋柱壳为例，图 5 分别给出了 $S_1$ 和 $S_2$ 的特征值屈曲模态缺陷敏感性曲线. 在缺陷幅值较小时，两者的极限承载力较为接近. 随着缺陷幅值的增加，$S_1$ 和 $S_2$ 模型的极限承载力趋于收敛. 沿着缺陷敏感性曲线，取量纲一缺陷幅值为 0.1 和 1.0 的两种缺陷工况，$P_s$ 和 $P_I$ 分别表征结构在小幅和大幅缺陷下的承载能力，如图 6 所示.

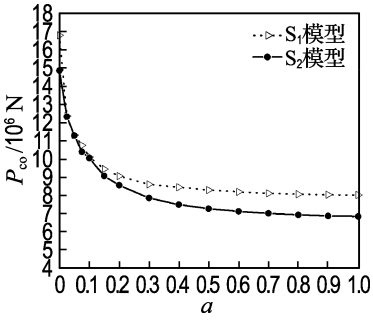


图 5 $S_1$ 和 $S_2$ 的特征值屈曲模态缺陷敏感性曲线

Fig. 5 Eigenmode-shape imperfection sensitivity curves of $S_1$ and $S_2$

随着 $w/R$ 的变化，图 6 详细给出了 $S_1$ 和 $S_2$ 两种材料模型的加筋柱壳各自的 $P_s$ 和 $P_I$ 的变化情况. 需要说明的是，由于特征值屈曲分析不考虑材料非线性，$S_1$ 和 $S_2$ 的特征值屈曲模态完全一致，即 $w/R$ 相同时对应的两种结构引入的缺陷完全一致. 从图中可以看出，两者的 $P_s$ 和 $P_I$ 随双曲幅度的增加均呈现出单调递增的趋势. 当为小幅缺陷时，两个模型在双曲内凹时呈现出相似的规律(两者均发生弹性屈曲)，而在外凸时 $S_1$ 模型的承载力增速高于 $S_2$($S_2$ 模型受到了塑性屈曲的影响). 当为大幅缺陷时，$S_1$ 和 $S_2$ 模型均由于模态缺陷的引导首先局部进入塑性后发生失稳，导致两模型承载力的变化规律相同，但 $S_1$ 模型承载力值高于 $S_2$.

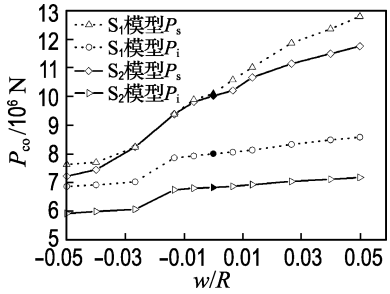


图 6 小幅及大幅特征值屈曲模态缺陷作用下不同幅度双曲母线 $S_1$ 和 $S_2$ 的承载力曲线

Fig. 6 Predicted collapse load curves of $S_1$ and $S_2$ with varying hyperbolic generatrix shapes for small- and large-amplitude eigenmode-shape imperfections

表 1 列出了量纲一缺陷幅值为 0.1 和 1.0 时 $S_1$ 和 $S_2$ 结构极限承载力的折减因子(knockdown factor) $KDF_{01}$ 和 $KDF_{10}$.

$$KDF = P_{imp}/P \tag{14}$$

式中：$P$ 为完善结构极限承载力，$P_{imp}$ 为含缺陷的结构极限承载力. 两者的 $KDF$ 随 $w$ 的增大也呈现出单调递增的趋势，在 $w/R=1/20$ 时 $S_1$ 和 $S_2$ 模型的 $KDF_{01}$ 及 $KDF_{10}$ 分别为 0.77 和 0.51 及 0.87 和 0.53，而在 $w/R=0$ 时这两者仅为 0.60 和 0.48 及 0.68 和 0.46，这意味着结构对特征值屈曲模态的缺陷敏感性被大大降低. 随着 $w$ 的增大，轴向半波数逐渐由 2 个增加到 5 个，环向波数由 8 个增加到 9 个. 轴向半波数和环向波数的增多会将能量均布在结构上，而这样的模态缺陷会将结构屈曲路径引导至较高的失稳模式.

表 1　不同幅度双曲母线 $S_1$ 和 $S_2$ 的特征值屈曲模态缺陷失稳波数及折减因子

Tab. 1　Numbers of waves and *KDF* of $S_1$ and $S_2$ with varying hyperbolic generatrix shapes for eigenmode-shape imperfections

| $w/R$ | $KDF_{01}$ | | $KDF_{10}$ | | 轴向半波数 | 环向波数 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | $S_1$ | $S_2$ | $S_1$ | $S_2$ | | |
| −1/20 | 0.66 | 0.62 | 0.59 | 0.51 | 2 | 8 |
| −6/150 | 0.62 | 0.60 | 0.56 | 0.48 | 2 | 8 |
| −4/150 | 0.60 | 0.60 | 0.51 | 0.44 | 2 | 8 |
| −2/150 | 0.62 | 0.64 | 0.52 | 0.46 | 3 | 9 |
| −1/150 | 0.64 | 0.65 | 0.51 | 0.45 | 3 | 9 |
| 0 | 0.60 | 0.68 | 0.48 | 0.46 | 4 | 9 |
| 1/150 | 0.63 | 0.70 | 0.48 | 0.47 | 4 | 9 |
| 2/150 | 0.64 | 0.74 | 0.47 | 0.48 | 4 | 9 |
| 4/150 | 0.68 | 0.79 | 0.48 | 0.50 | 5 | 9 |
| 6/150 | 0.72 | 0.83 | 0.50 | 0.52 | 5 | 9 |
| 1/20 | 0.77 | 0.87 | 0.51 | 0.53 | 5 | 9 |

### 3.2　单点凹坑缺陷

加筋柱壳在加工、运输、安装和服役期间可能会受到外力撞击而在表面产生凹坑，数值及实验研究表明，凹坑缺陷可对薄壁结构的承载能力带来较大折减，并能较为精确地预测结构承载力下限[6-7,10]. 这里选用与文献[7]相同的方法引入凹坑缺陷，即在壳体中部施加径向集中力，计算可得到缺陷矢量 $\boldsymbol{X}_i$，将该矢量映射至完善加筋柱壳模型即可，如图 7 所示.

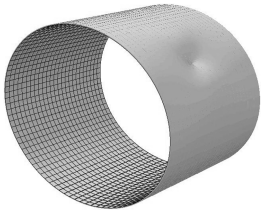

图 7　单点凹坑缺陷示意图

Fig. 7　Diagram of single dimple imperfection

传统直筒加筋柱壳 $S_1$ 和 $S_2$ 单点凹坑缺陷敏感性曲线如图 8 所示，可以看出经缺陷折减后，沿着缺陷敏感性曲线，两个模型的极限承载力相当. 取径向集中力 $F$ 分别为 5 kN 和 30 kN，以产生小幅和大幅凹坑缺陷.

双曲母线幅度对含凹坑缺陷的加筋柱壳 $S_1$ 和 $S_2$ 承载力的影响如图 9 所示. 母线内凹时，两个模型的 $P_s$ 和 $P_1$ 都随双曲幅度的减小而递减，且递减的程度也十分相似. 母线外凸时，$S_1$ 和 $S_2$ 模型的 $P_s$ 和 $P_1$ 先增大后减小，分别在 $w/R=6/150$ 和 4/150 时达到最大值. 与上节类似，表 2 列出了考虑单点凹坑缺陷时不同幅度双曲母线加筋柱壳 $S_1$ 和 $S_2$ 的折减因子. 母线内凹时，$S_1$ 和 $S_2$ 的折减因子都得到不同程度的降低，即结构缺陷敏感性增大. 母线外凸时，两种模型的折减因子被大大提高，对于 $S_1$ 和 $S_2$，分别在 $w/R=1/20$ 和 4/150 时，$KDF_{01}$ 接近 1.0，这意味着小幅凹坑缺陷已经对结构承载力没有折减作用.

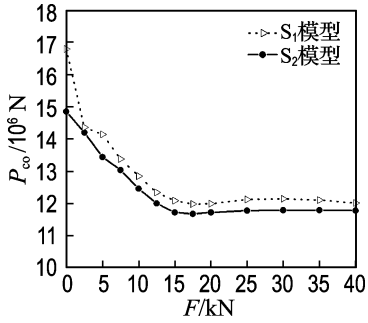


图 8　$S_1$ 和 $S_2$ 的单点凹坑缺陷敏感性曲线

Fig. 8　Single dimple imperfection sensitivity curves of $S_1$ and $S_2$

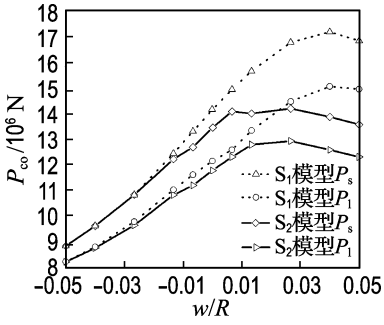


图 9　小幅及大幅单点凹坑缺陷作用下不同幅度双曲母线 $S_1$ 和 $S_2$ 的承载力曲线

Fig. 9　Predicted collapse load curves of $S_1$ and $S_2$ with varying hyperbolic generatrix shapes for small- and large-amplitude single dimple imperfections

两种类型的缺陷敏感性分析结果表明，外凸的双曲母线可提高含缺陷加筋柱壳的承载性能. 同时，这种结构方案在制备工艺上不存在难度，通过密封增压铸造的方法即可获得. 对于不同参数的加筋柱壳，可采用文中的方法确定适用的双曲幅度.

表2 不同幅度双曲母线 $S_1$ 和 $S_2$ 的单点凹坑缺陷折减因子

Tab. 2 *KDF* of $S_1$ and $S_2$ with varying hyperbolic generatrix shapes for single dimple imperfections

| $w/R$ | $KDF_{01}$ | | $KDF_{10}$ | |
|---|---|---|---|---|
| | $S_1$ | $S_2$ | $S_1$ | $S_2$ |
| −1/20 | 0.79 | 0.79 | 0.74 | 0.74 |
| −6/150 | 0.80 | 0.81 | 0.75 | 0.75 |
| −4/150 | 0.79 | 0.79 | 0.73 | 0.73 |
| −2/150 | 0.83 | 0.86 | 0.73 | 0.76 |
| −1/150 | 0.87 | 0.86 | 0.76 | 0.75 |
| 0 | 0.84 | 0.90 | 0.72 | 0.80 |
| 1/150 | 0.88 | 0.95 | 0.75 | 0.83 |
| 2/150 | 0.88 | 0.96 | 0.75 | 0.87 |
| 4/150 | 0.92 | 1.00 | 0.82 | 0.91 |
| 6/150 | 0.98 | 1.00 | 0.87 | 0.90 |
| 1/20 | 1.00 | 1.00 | 0.88 | 0.90 |

## 4 结 语

在运载火箭加筋柱壳的实际设计中,不应一味追求几何完善结构的极限承载力,需要考虑缺陷对结构承载力的影响.文中考虑了两种缺陷类型,一种是文献中较常采用的特征值模态缺陷,另一种是相对更易发生的单点凹坑缺陷.结合实际的设计情况,文中考虑了生产单位常用的两种牌号铝合金加筋壳.

在不考虑缺陷时,对于发生弹性屈曲的结构,外凸双曲母线可提高承载力,而对于发生塑性屈曲的结构,内凹双曲母线可小幅提高结构承载力;在考虑缺陷设计时,较小幅度的外凸双曲母线结构形式对两种牌号铝合金制成的壳体结构均表现出对缺陷的低敏感度.

## 参考文献:


[1] 张志峰. 先进复合材料格栅加筋结构优化设计与损伤分析[D]. 大连:大连理工大学,2008.
ZHANG Zhi-feng. Optimal design and failure analysis of advanced composite grid stiffened structures [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2008. (in Chinese)

[2] 赵 振,刘才山,陈 滨,等. 薄壁加筋肋圆柱壳稳定性分析的参数化研究[J]. 力学与实践,2004,**26**(4):17-21.
ZHAO Zhen, LIU Cai-shan, CHEN Bin, *et al*. Parameterization study of orthogrid stiffened cylinder shells [J]. **Mechanics in Engineering**, 2004, **26**(4):17-21. (in Chinese)

[3] 中国科学院力学研究所固体力学研究室板壳组. 加筋圆柱曲板与圆柱壳[M]. 北京:科学出版社,1983:78-94.
Teaching and Research Section of Solid Mechanics, Plate and Shell Team, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Science. **Stiffened Cylindrical Curved Panels and Shells** [M]. Beijing: Science Press, 1983:78-94. (in Chinese)

[4] Weingarten V I, Seide P, Peterson J P. Buckling of Thin-walled Circular Cylinders [S]. Washington D C:NASA Langley Research Center, 1968.

[5] 寇东鹏,虞吉林,郑志军. 随机缺陷对蜂窝结构动态行为影响的有限元分析[J]. 力学学报,2009,**41**(6):859-868.
KOU Dong-peng, YU Ji-lin, ZHENG Zhi-jun. Effect of randomly removing cell walls on the dynamic crushing behaviour of honeycomb structures [J]. **Acta Mechanica Sinica**, 2009, **41**(6):859-868. (in Chinese)

[6] Hühne C, Rolfes R, Breitbach E, *et al*. Robust design of composite cylindrical shells under axial compression-simulation and validation [J]. **Thin-Walled Structure**, 2008, **46**(7):947-962.

[7] Haynie W T, Hilburger M W, Bogge M, *et al*. Validation of lower-bound estimates for compression-loaded cylindrical shells [C] // **53rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference 2012**. Honolulu: American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc., 2012:AIAA2012-1689.

[8] Calladine C R. Understanding imperfection-sensitivity in the buckling of thin-walled shells [J]. **Thin-Walled Structure**, 1995, **23**(14):215-235.

[9] 王登峰,曹平周. 考虑焊缝几何缺陷影响时整体与局部轴向压力共同作用下薄壁圆柱壳稳定性分析[J]. 工程力学,2009,**26**(8):65-73.
WANG Deng-feng, CAO Ping-zhou. Stability of thin-walled cylindrical shells under combined loading of overall and local axial compression considering weld geometrical imperfection [J]. **Engineering Mechanics**, 2009, **26**(8):65-73. (in Chinese)

[10] Haynie W T, Hilburger M W. Comparison of methods to predict lower bound buckling loads of cylinders under axial compression [C] // **51st AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference**. Orlando: American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc., 2010:AIAA2010-2532.

[11] TENG J G, SONG C Y. Numerical models for nonlinear analysis of elastic shells with eigenmode-

affine imperfections [J]. **International Journal of Solids and Structures**, 2001, **38**(18):3263-3280.

[12] Hrinda G A. Effects of shell-buckling knockdown factors in large cylindrical shells [C] // **53rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference 2012**. Honolulu: American Institute of Aeronautics and Astronautics Inc., 2012:AIAA2012-1605.

[13] 中华人民共和国国务院新闻办公室. 2011 年中国的航天[R]. 北京:人民出版社, 2011.
Information Office of the State Council of the People's Republic of China. China's space activities in 2011 [R]. Beijing: People Publishing House, 2011. (in Chinese)

[14] WANG Bo, HAO Peng, DU Kai-fan, *et al*. Knockdown factor based on imperfection sensitivity analysis for stiffened shells [J]. **International Journal of Aerospace and Lightweight Structures**, 2011, **1**(2):315-333.

[15] NASA Langley Research Center. Shell buckling knockdown factor (SBKF) project [EB/OL]. [2012-09-12]. http://www.nasa.gov/offices/nesc/home/Feature_ShellBuckling_Test.html.

[16] Lanzi L, Giavotto V. Post-buckling optimization of composite stiffened panels: computations and experiments [J]. **Composite Structures**, 2006, **73**(2):208-220.

[17] HAO Peng, WANG Bo, LI Gang. Surrogate-based optimum design for stiffened shells with adaptive sampling [J]. **AIAA Journal**, 2012, **50**(11):2389-2407.

[18] 郝　鹏,王　博,李　刚,等. 基于代理模型和等效刚度模型的加筋柱壳混合优化设计[J]. 计算力学学报, 2012, **29**(4):481-486.
HAO Peng, WANG Bo, LI Gang, *et al*. Hybrid optimization of grid-stiffened cylinder based on surrogate model and smeared stiffener model [J]. **Chinese Journal of Computational Mechanics**, 2012, **29**(4):481-486. (in Chinese)

[19] Mazzolani F M, Mandara A, Di Lauro G. Plastic buckling of axially loaded aluminium cylinders: A new design approach [C] // **Fourth International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures**. Rome:CIMS, 2004.

[20] 郝　鹏,王　博,李　刚,等. 基于缺陷敏感性分析的加筋柱壳结构设计[J]. 应用力学学报, 2013, **30**(3):344-349.
HAO Peng, WANG Bo, LI Gang, *et al*. Structural design of stiffened shells based on imperfection sensitivity analysis [J]. **Chinese Journal of Applied Mechanics**, 2013, **30**(3):344-349. (in Chinese)

# Structural design of elastic and plastic buckling stiffened shells considering effects of imperfections

HAO Peng[1], WANG Bo*[1], LI Gang[1], DU Kai-fan[1], ZHANG Xi[2], TANG Xiao-han[2], ZENG Du-juan[2]

(1. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. Beijing Institute of Astronautical Systems Engineering, Beijing 100076, China)

**Abstract**: For thin-walled structures, such as stiffened shells, collapse loads show different imperfection sensitivities, and this enhances the significance of finding the designs with low imperfection sensitivities. Based on two orthogrid stiffened shells with a diameter of 3 m (elastic and plastic buckling, respectively), the effects of amplitudes of hyperbolic generatrix shapes on the collapse loads of two models are firstly investigated. It is found that the outward and inward hyperbolic generatrix shapes can increase the collapse loads of two models. Then, the imperfection sensitivities of two models with varying amplitudes of hyperbolic generatrix shapes are studied in detail based on eigenmode-shape and single dimple imperfections. Experimental results indicate that the outward hyperbolic generatrix shapes are capable of reducing the imperfection sensitivities of two types of stiffened shells, which are expected to provide a realistic design, aiming at increasing the reliability margin for stiffened shells in launch vehicles.

**Key words**: stiffened shell; elastic and plastic buckling; imperfection sensitivity; hyperbolic generatrix