

环肋圆柱壳结构参数与失稳模式关系研究

王睿璇, 黄进浩*

(中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082)

摘要: **目的** 探究环肋圆柱壳结构参数与失稳模式之间的关系, 揭示圆柱壳各结构参数与失稳临界压力及失稳模式间的内在联系。**方法** 以经典的环肋圆柱壳结构为研究对象, 通过理论简化式和有限元弧长法, 选取某实验的环肋圆柱壳为母版, 选取单一结构参数为变量, 进行有限元的屈曲分析。开展不同壳板厚度、肋骨腹板高度、肋骨间距以及舱段总体长度等参数对圆柱壳失稳模式影响的研究。**结果** 对比了理论方法和有限元方法的结果, 获得了不同结构参数对圆柱壳结构失稳的影响规律。**结论** 圆柱壳的失稳临界压力随壳板厚度的增大、腹板高度的增大、肋骨间距的减小而增大, 与舱段总长的关系不明显, 但在失稳模式发生变化的临界阶段会有反常。

关键词: 环肋圆柱壳; 耐压结构; 结构设计; 耐压结构; 结构稳定性; 结构特征

中图分类号: U663.1

文献标志码: A

文章编号: 1672-9242(2025)02-0077-10

DOI: 10.7643/issn.1672-9242.2025.02.009

Relationship Between Structural Parameters and Instability Mode of Ring-stiffened Cylindrical Shell

WANG Ruixuan, HUANG Jinhao*

(China Ship Scientific Research Center, Jiangsu Wuxi 214082, China)

ABSTRACT: The work aims to explore the relationship between the structural parameters and instability mode of the ring-stiffened cylindrical shell and reveal the inherent connection among the various structural parameters of the cylindrical shell, the critical instability pressure and the instability modes. The classic ring-stiffened cylindrical shell structure was taken as the research object and a certain experimental ring-stiffened cylindrical shell was selected as the master version. A single structural parameter was chosen as the variable, and the finite element buckling analysis was carried out through theoretical simplified formulas and the arc-length method of the finite element. The effects of various parameters, including the shell plate thickness, rib web height, rib spacing, and cylindrical shell length, on the instability mode of the cylindrical shell were examined. The results of the theoretical method and the finite element method were compared, and the effect laws of different structural parameters on the instability of the ring-stiffened cylindrical shell structure were obtained. The critical instability pressure of cylindrical shell rises as the shell plate thickness increases, the web height grows, and the rib spacing decreases. The relationship with the length of cylindrical shell is not obvious, but there is an abnormal phenomenon at the critical stage where the instability mode changes.

KEY WORDS: ring-stiffened cylindrical shell; pressure structure; structural design; pressure structure; structural stability;

收稿日期: 2024-11-13; 修订日期: 2024-12-18

Received: 2024-11-13; Revised: 2024-12-18

引文格式: 王睿璇, 黄进浩. 环肋圆柱壳结构参数与失稳模式关系研究[J]. 装备环境工程, 2025, 22(2): 77-86.

WANG Ruixuan, HUANG Jinhao. Relationship between Structural Parameters and Instability Mode of Ring-stiffened Cylindrical Shell[J]. Equipment Environmental Engineering, 2025, 22(2): 77-86.

*通信作者 (Corresponding author)

structural characteristic

随着深海探索事业的不断发展,深海装备也随之不断发展。深海装备的关键结构是其耐压结构,其中环肋圆柱壳是一种最典型的水下耐压结构形式,因其具有受力特性良好,加工工艺性好,空间利用率好等特性而在潜艇等深海装备中广泛使用^[1-2]。随着技术的成熟,水下工程的工作深度指标越来越深,对结构的稳定性要求也越来越高^[3-5]。环肋圆柱壳结构主要发生失效的形式是稳定性失效,为了更好地满足工作深度的需求,对于更大潜深的环肋圆柱壳结构,需探究结构参数与结构稳定性之间的关系,探究不同结构参数能使结构达到的最大屈曲临界压力,从而充分发挥结构的性能。

早在20世纪初期,Lorenz^[6]、Timoshenko^[7]基于线弹性、小挠度和薄膜应力假设给出了受周向均匀压力的圆柱壳结构的临界屈曲压力。随后 von Mises^[8]给出了受均匀外压下的临界屈曲压力的计算方法,但试验获得的屈曲压力却远小于计算值,随后各国学者开始对该现象进行研究。英国的 Faulkner^[9]分析了环肋圆柱壳结构可能的破坏模式,并对肋间失稳破坏模式进行了准确的计算。Donnell^[10]解释了圆柱壳在均匀外压下,基于线性理论计算失稳临界压力是不充分的,并推导了环肋圆柱壳失稳的非线性方程。von Karman 等^[11]以 Donnell 的方程为基础,计算得到了完整的轴压圆柱壳的载荷-位移曲线,并指出存在一个后屈曲平衡位形,并将这个位形的最小载荷作为临界载荷。

国内学者也进行了许多的研究,谢祚水等^[12]针对稳定性问题进行了理论分析和有限元计算,分析了误差产生的原因。王晓天等^[13]分析了不同跨距对环肋圆柱壳结构的应力与失稳临界压力的影响。宋世伟等^[14]使用 Abaqus 探究了长舱段环肋圆柱中的稳定性规律。邱昌贤等^[15]借助 Ritz 法提出了一种长舱段整体稳定性的计算方法,并通过算例验证了可行性。阮俊杰^[16]通过算例分析了长舱段环肋圆柱壳的特大肋骨位置、刚度等因素对理论失稳临界压力的影响。

环肋圆柱壳的失稳现象通常发生在材料的非线性阶段,对于深海耐压圆柱壳结构的稳定性分析过程中,既需要考虑材料的非线性,也需要考虑结构的几何非线性,往往比较困难,目前常采用壳体弹性屈曲理论简化方法和非线性有限元计算^[17]。简化方法基于塑性屈曲理论,进行几何非线性和材料非线性修正,给出几何非线性修正系数和材料非线性修正系数,修正壳体弹性理论失稳临界压力,从而获得较为简单的计算公式,许多规范中常使用该种方法^[18]。有限元方法可以通过引入初始缺陷模拟几何非线性,通过设置屈服极限模拟材料非线性,从而获得结构的塑性失稳

压力。

综上所述,环肋圆柱壳的稳定性计算已经形成了比较完整的理论计算方法和有限元计算方法,对环肋圆柱壳结构参数与失稳关系也有一定研究,但一般针对在单一失稳模式下的参数与失稳临界压力间的关系,以往研究缺乏失稳模式改变时,结构参数对失稳的影响。本文通过相对成熟的理论数值计算和有限元数值仿真方法,以某次实验结构的结构参数为母版结构,以单一结构参数为变量,通过系列计算,研究不同参数特征对环肋圆柱壳的失稳临界压力和失稳模式的影响。该研究结果可为环肋圆柱壳的设计计算提供技术支撑。

1 环肋圆柱结构母版模型及稳定性计算

1.1 环肋圆柱壳结构模型

环肋圆柱壳通常采用 T 形肋骨,以某次实验的环肋圆柱壳作为母版,进行环肋圆柱壳结构参数对结构极限承载能力关系研究,其结构如图 1 所示,结构参数见表 1。随后以不同的结构参数作为单一变量,通过系列的理论与有限元计算方法,得到各参数与失稳间的关系。

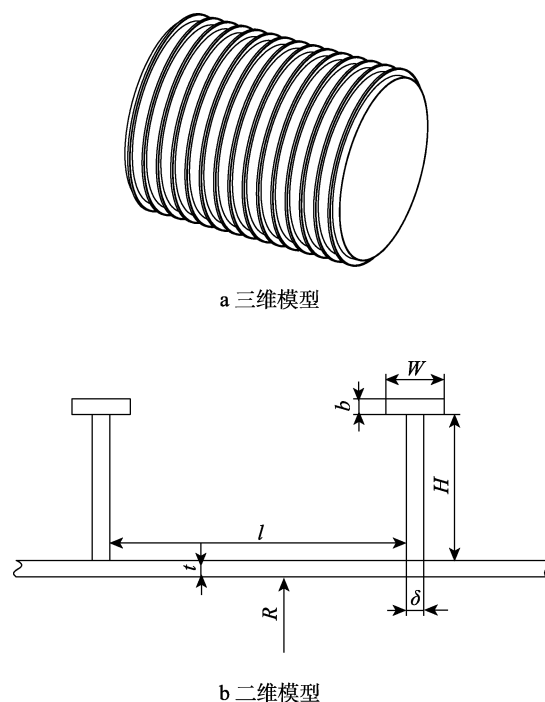


图1 环肋圆柱壳结构
Fig.1 Ring-stiffened cylindrical shell structure:
a) 3D model; b) 2D model

表 1 环肋圆柱壳参数表
Tab.1 Parameters of ring-stiffened cylindrical shell

类型	参数	数值
圆柱壳参数	圆柱壳总长 L/mm	3120
	圆柱壳半径 R/mm	1213
	圆柱壳厚度 t/mm	10.4
肋骨参数	圆柱壳肋骨间距 l/mm	208
	肋骨腹板高度 H/mm	83
	肋骨腹板厚度 δ/mm	6.2
	肋骨翼板宽度 W/mm	28
	肋骨翼板厚度 b/mm	10.4
材料参数	弹性模量 E/MPa	1.96×10^5
	泊松比 μ	0.3
	屈服强度 $R_{p0.2}/\text{MPa}$	785

1.2 根据规范的计算方法

对于环肋圆柱壳结构失稳的计算, 无论是国内还是国外, 都是通过引入基于弹性稳定性的理论临界压力 P_E , 再引入几何修正系数 C_g 和物理修正系数 C_s , 分别是考虑到初始缺陷和结构的材料非线性造成的影响^[18-21]。

环肋圆柱壳的失稳临界压力方程是通过能量法解决稳定性问题, Ritz 法是解决能量法问题的常用方法^[22]。稳定性方程的基本形式^[23]为:

$$T_1 m^2 \alpha^2 + T_2 (n^2 - 1) = \frac{D}{R^2} (m^2 \alpha^2 + n^2 - 1) + \frac{Et m^4 \alpha^4}{(m^2 \alpha^2 + n^2)^2} + \frac{EI (n^2 - 1)^2}{R^2 l} \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{\pi R}{L} \quad (2)$$

$$D = \frac{Et^3}{12(1 - \mu^2)} \quad (3)$$

$$I = I_0 + (y_0 + 0.5t)^2 \frac{ltF}{lt + F} + \frac{lt^3}{12} \quad (4)$$

式中: D 为壳体的抗弯刚度, $\text{N} \cdot \text{mm}^2$; m 为壳体失稳时沿壳纵向形成的半波数; n 为壳体失稳时沿壳周向形成的半波数; I 为计及带板的肋骨组合惯性矩, mm^4 ; I_0 为肋骨型材自身肋骨惯性矩, mm^4 ; y_0 为肋骨型材和轴距壳体表面距离, mm ; F 为肋骨型材剖面积, mm^2 ; T_1 为圆柱壳失稳前的纵向力, N ; T_2 为圆柱壳失稳前的纵剖面上的周向力, N 。取 $T_1 = 0.5pR$, $T_2 = pR$ 。

使用 Ritz 法, 求解得到环肋圆柱壳结构理论临界压力公式:

$$P_E = \frac{1}{n^2 - 1 + 0.5m^2 \alpha^2} \times \left[\frac{D}{R^3} (n^2 - 1 + m^2 \alpha^2)^2 + \frac{Et}{R} \cdot \frac{m^4 \alpha^4}{(m^2 \alpha^2 + n^2)^2} + \frac{EI (n^2 - 1)^2}{R^3 l} \right] \quad (5)$$

式中: m 、 n 的取值由 P_E 取得最小值时确定。通常情况下, $m=1$ 。当圆柱壳极短或纵向刚度不足时, 才会发生“异常现象”^[24-25], 即 $m \neq 1$ 。此时增大肋骨的惯性矩 I 对失稳临界压力的影响不大, 而一般设计时不会出现此类结构, 在下文的有限元计算中, 也证实没有此种失稳的发生, 在多数实际尺寸范围内 $m=1$ 。因此, 式 (5) 可简化为:

$$P_E = \frac{1}{n^2 - 1 + 0.5 \alpha^2} \times \left[\frac{D}{R^3} (n^2 - 1 + \alpha^2)^2 + \frac{Et}{R} \cdot \frac{\alpha^4}{(\alpha^2 + n^2)^2} + \frac{EI (n^2 - 1)^2}{R^3 l} \right] \quad (6)$$

式中, 方括号中各项含义: 第 1 项为壳板抗弯刚度对失稳临界压力的影响; 第 2 项为壳板抗压刚度对失稳临界压力的影响; 第 3 项为肋骨抗弯刚度对失稳临界压力的影响。

在计算肋间局部失稳临界压力时, 失稳发生在壳板上, 可忽略肋骨对失稳的影响, 且失稳模式通常为多波失稳, 周向失稳波数 n 往往大于 10, 可将 $n^2 - 1$ 简化为 n^2 。且结构参数 α 公式变为: $\alpha = \pi R / l$ 。

式 (6) 简化为:

$$P_E = \frac{1}{n^2 + 0.5 \alpha^2} \times \left[\frac{D}{R^3} (n^2 + \alpha^2)^2 + \frac{Et}{R} \cdot \frac{\alpha^4}{(\alpha^2 + n^2)^2} \right] \quad (7)$$

由于 n 较大, 计算繁杂又难以确定, 因此需进一步简化, 设 $A = n^2 / \alpha^2$, 式 (7) 改写为:

$$P_E = \frac{D \alpha^4}{R^3} \frac{1}{A + 0.5} \left[(A + 1)^2 + \frac{Et R^2}{D \alpha^4} \cdot \frac{1}{(A + 1)^2} \right] \quad (8)$$

对一般钢材, $\mu=0.3$, $u = \frac{0.643l}{\sqrt{Rt}}$, $\frac{D \alpha^4}{R^3} = \frac{Et^2}{R^2} \cdot \frac{0.373}{u^2}$, 则, $\frac{Et R^2}{D \alpha^4} = 0.657u^4$, 近似取 $A+1=1.346u$ 。

式 (8) 简化为:

$$P_E = E \left(\frac{t}{R} \right)^2 \left(\frac{0.6}{u - 0.37} \right) \quad (9)$$

引入几何修正系数 C_g 和物理修正系数 C_s , 计算总体稳定性, 根据潜水器入级规范^[21], C_g 取 0.75, 肋间失稳临界压力公式为:

$$P_{cr} = 0.75 C_s P_E \quad (10)$$

式中: C_s 为材料修正系数, 由参数 $\sigma_e / R_{p0.2}$ 通过查表确定, $\sigma_e = P_E R / t$ 。

计算总体稳定性失稳临界压力时, 一般来说, 壳板的抗弯刚度远小于肋骨抗弯刚度, 即 D 远小于 EIl , 并可认为 $(n^2 - 1 + \alpha^2)^2$ 与 $(n^2 - 1)^2$ 为同量级。因此可忽略式 (6) 中第 1 项。简化为:

$$P_E' = \frac{E}{n^2 - 1 + 0.5\alpha^2} \times \left[\frac{t}{R} \cdot \frac{\alpha^4}{(\alpha^2 + n^2)^2} + \frac{I(n^2 - 1)^2}{R^3 l} \right] \quad (11)$$

引入几何修正系数 C_g 和物理修正系数 C_s , 计算总体稳定性, 根据潜水器入级规范^[21] C_g 取 0.83, 总体稳定性公式为:

$$P_{cr}' = 0.83 C_s P_E' \quad (12)$$

通过比较局部失稳临界压力和总体失稳临界压力, 选取较小的临界压力作为最终的简化计算失稳临界压力。通过极限强度极限承载压力与屈曲的稳定性极限承载能力计算, 可以获得各参数与强度稳定性失效模式间的关系。

1.3 有限元仿真方法

进行强度计算时, 所有结构均采用 shell63 单元进行建模, 圆柱壳部分的单元尺寸为 40 mm×40 mm, 肋骨单元尺寸采用 20 mm×20 mm。在圆柱壳结构的外表面施加静水压力载荷 P_c , 在圆柱壳的两端, 一端施加固定约束, 另一端施加 U_x 、 U_y 方向上的位移约束(x 、 y 方向上的位移为 0), 并施加轴向压作用力 F_z , $F_z = -P_c \pi R^2 / N$, 其中 N 为端部节点的数量。

对环肋圆柱壳进行弹性屈曲分析, 获得结构的屈曲模态云图, 并将其一阶模态结果作为初始缺陷, 导入到结构中来, 从而获得结构的失稳临界压力。设置初始缺陷的幅值为 $0.1t$, 使用理想弹塑性模型, 使用 shell181 单元, 在进行非线性屈曲分析时采用弧长法, 并以 785 MPa 作为材料的屈服强度, 得到环肋圆柱壳的失稳临界压力。一般认为, 位移增大、载荷开始减小时的载荷为屈曲或破坏时的临界载荷。

由于网格尺寸选取通常会对数值仿真结果造成一定的影响, 因此对网格尺寸的选取进行分析, 选取不同的网格尺寸进行对比。不同网格尺寸下的失稳临

界压力结果见表 2。

表 2 不同网格尺寸下失稳压力计算结果
Tab.2 Calculation results of instability pressure under different mesh sizes

圆柱壳网格 尺寸/mm	肋骨网格 尺寸/mm	弹性失稳临 界压力/MPa	塑性失稳临 界压力/MPa
60×60	20×20	12.23	7.82
50×50	20×20	12.28	7.55
40×40	20×20	12.31	7.45
30×30	20×20	12.33	7.40
20×20	20×20	12.37	7.34
15×15	20×20	12.38	7.34

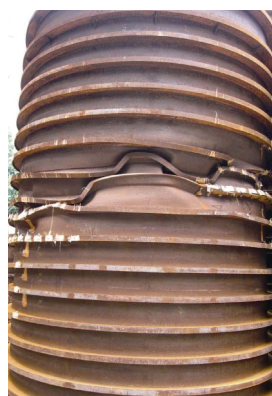
由表 2 可知, 圆柱壳网格尺寸由 40 mm×40 mm 加密到 20 mm×20 mm, 弹性失稳临界压力增加了 0.06 MPa, 误差为 0.5%, 塑性失稳压力降低了 0.11 MPa, 误差为 1.4%。由于实验中失效压力监测精度为 0.1 MPa, 预报误差在 1 个实验监测精度左右, 是可以接受的。因此, 圆柱壳网格尺寸 40 mm×40 mm 的网格尺寸足以满足预报精度, 且继续加密网格对失稳临界压力的影响不大, 反而耗费更长的时间。

圆柱壳网格尺寸选择 40 mm×40 mm, 肋骨网格尺寸细化至 15 mm×15 mm 时, 弹性失稳临界压力仍为 12.31 MPa, 未发生变化; 塑性失稳临界压力为 7.44 MPa, 未发生变化。因此, 肋骨网格尺寸也合适。

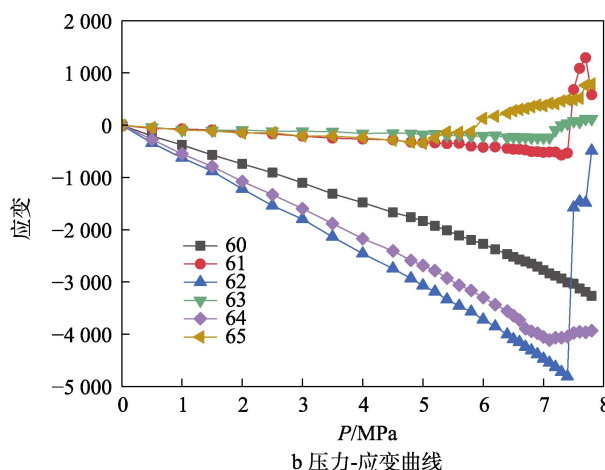
1.4 实验及计算结果及对比

母版结构的验证试验, 在中国船舶科学研究中心进行, 通过电阻应变传感器, 对结构敏感位置进行了结构应力应变的监测, 本文主要探讨失稳关系, 不对实验结果的应力应变进行分析, 仅关注该实验的失稳临界压力。部分的实验数据如图 2 所示。

采用上文中介绍的理论计算方法对结构进行计算, 得到的结果见表 3。



a 破坏实物

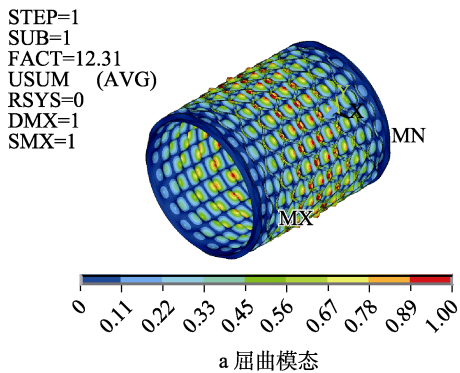


b 压力-应变曲线

图 2 实验结果

Fig.2 Experimental result: a) failure mode; b) pressure-strain curves

表 3 母版圆柱壳结构稳定性计算结果			
Tab.3 Calculation results of structural stability of master cylindrical shell			
结果类型	参数	计算值/ MPa	强度 标准
理论计算解	肋间失稳临界压力	7.16	$\geq P_c$
	舱段整体失稳压力	8.23	$\geq 1.2P_c$
有限元解	失稳临界压力	7.45	$\geq P_c$
实验结果	实验测得失效压力	7.8	/



环肋圆柱壳结构的失稳云图与载荷位移曲线如图 3 所示。计算结果表明,弹性屈曲临界压力为 12.31 MPa, 塑性失稳临界压力为 7.45 MPa。此结构计算得到的屈曲模态云图显示为肋间的壳板失稳。实验中, 实际测得的失稳临界压力为 7.8 MPa, 理论简化公式的计算误差为 7.30%, 有限元仿真的计算误差为 4.48%。相比之下, 有限元结果与实验结果更为接近, 且偏于保守, 使用仿真结果判断结构的失稳临界压力是可信的。

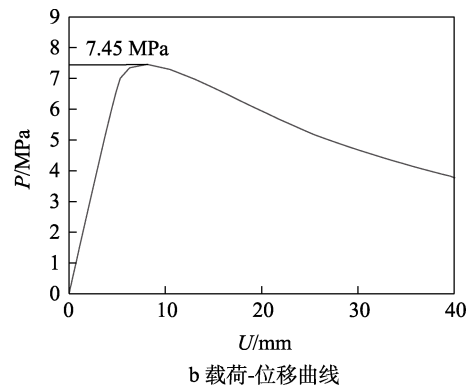


图 3 圆柱壳结构有限元仿真结果图
Fig.3 Simulation results of ring-stiffened cylindrical shell: a) buckling mode; b) pressure-displacement curve

2 结构参数对结构稳定性的影响

2.1 壳板厚度

由失稳压力公式 (9) 和公式 (11) 可知, 最显著的相关特征参数为公式中的 t/R , 即厚度与直径的比值, 简称厚径比。因此, 首先探讨厚径比参数对结构失稳临界压力和失效模式的影响。本文通过改变厚度的方法来改变厚径比, 通过选取不同的壳板厚度参数, 得到系列厚径比参数。

选取不同的壳板厚度 t , 初始缺陷均取 $0.1t$, 通过实验结果的对比分析, 该取值相对于壳板厚度为 10.4 mm 的结构相对保守, 但随着壳板的增厚, 结构的变形更难发生, 初始缺陷的影响会变小, 初始缺陷对结果的影响更小。为探究厚径比对结构失效模式的影响, 以壳板厚度为单一变量, 选取不同壳板厚度进行系列有限元仿真计算与简化公式计算, 结果如图 4、表 4 所示。

结合图 4 和表 4 可以看出, 随着壳板厚度的增大, 失稳临界压力总体上在不断提高, 圆柱壳结构的失稳模式也发生了 2 次变化, 存在 2 个失稳模式变化的临界点。第一个临界点失稳模式由肋间失稳转化为舱段总体失稳, 对应的厚径比 (t/R) 在 0.010 3~0.011 1。第一次失稳模式变化的原因是壳板本身抵抗失稳的能力随壳板厚度增加而提高, 此时肋骨的刚度相对不足, 结构的失稳模式由壳板的肋间失稳转化为舱段的整体失稳。随着厚度的继续增大, 出现了第 2 个失稳模式改变的临界点, 周向失稳半波数由 3 变为 4。原因是壳板厚度继续增加, 壳板抵抗失稳的能力提高, 更难产生较大的变形, 结构更倾向于发生失稳波数多而变形量相对小的失稳。

在第 2 个失稳模式变化的临界点附近, 若提高厚径比, 会导致失稳模式前后发生变化, 结构的失稳临界压力会降低, 存在反常规律。失稳模式为肋间失稳时, 周向失稳波数较多, 失稳波数减少并没有对失稳

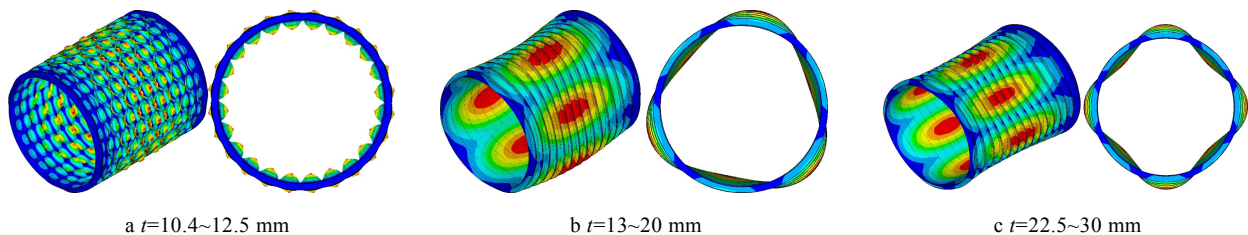


图 4 不同厚度下的结构屈曲模态云图
Fig.4 Buckling images of structures with different shell thicknesses

表 4 不同壳板厚度与失稳关系表
Tab.4 Relationship between different shell thicknesses and instability

壳板厚度/mm	厚径比 (t/R)	理论简化公式计算		有限元仿真计算	
		临界压力/MPa	周向失稳波数	临界压力/MPa	周向失稳波数
10.4	0.008 6	7.16	/	7.45	24
12.5	0.010 3	9.24	/	10.10	22
13	0.011 1	9.58	/	10.84	3
15	0.012 4	10.98	/	12.09	3
17.5	0.014 4	11.97	/	13.95	3
20	0.016 5	13.42	3	15.48	3
22.5	0.018 5	14.57	3	15.27	4
25	0.020 6	15.91	3	15.71	4
27.5	0.022 7	17.40	3	16.63	4
30	0.024 7	18.53	3	17.56	4

临界压力随厚径比的变化规律产生影响,不将肋间失稳的周向失稳波数改变认作失稳模式变化,因此简化公式不考虑肋间失稳的周向失稳波数的简化是合理的。失稳模式为整体失稳时,周向失稳波数少,失稳波数的减少影响到了失稳临界压力随厚径比的变化规律,认为是一种失稳模式的转变。简化公式计算结果得到的失稳波数均为 3,简化公式对周向失稳波数的变化不敏感,且不能反映出因增大厚径比导致失稳模式改变时,失稳临界压力下降的反常情况,且简化公式中失稳模式转变的临界点与有限元结果相比也有较大差距。

2.2 肋骨尺寸参数

由 1.2 节式 (4)、(11) 可知,肋骨的自身惯性矩,与结构的失稳临界压力存在关联。以腹板高度尺

寸为例,探究肋骨参数对稳定性的影响。为了探究肋骨参数对强度稳定性的影响,选取不同的肋骨腹板高度,通过系列计算探究对肋骨参数对失效模式的影响。计算的结果如图 5、表 5 所示。

由于计算环肋圆柱壳局部失稳的理论简化公式中并未考虑到肋骨的影响,因此在本节计算时,不忽略 1.2 节式 (6) 中的第 3 项,得考虑肋骨影响的肋间临界失稳压力公式:

$$P_E = E \left(\frac{t}{R} \right)^2 \left[\frac{0.6}{u - 0.37} + \frac{I(1.346u - 1)^2}{lt^3} \right] \quad (13)$$

使用公式 (13) 替换公式 (10) 中的 P_E 计算本小节失稳临界压力。

由图 5、表 5 可知,随着腹板高度的提升,失稳临界压力在增大。失稳模式也发生了由总体失稳到肋

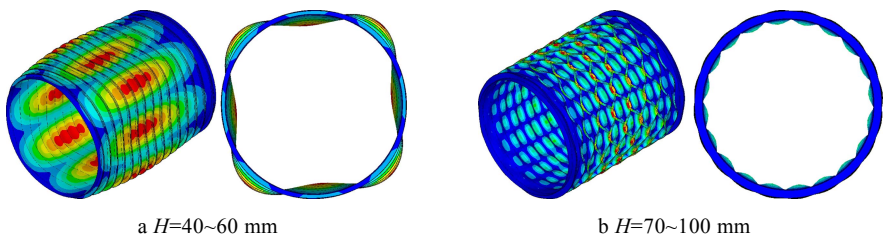


图 5 不同腹板高度下的结构屈曲模态云图
Fig.5 Buckling images of structures with different web heights

表 5 不同腹板高度与失稳关系
Tab.5 Relationship between different web heights and instability

腹板高度/mm	H/t	理论简化公式计算		有限元仿真计算	
		临界压力/MPa	周向失稳波数	临界压力/MPa	周向失稳波数
40	3.84	5.3	4	5.63	4
50	4.81	6.1	4	7.02	4
60	5.77	7.0	3	8.03	4
70	6.73	7.14	/	7.38	26
83	7.98	7.18	/	7.45	24
90	8.65	7.21	/	7.53	24
100	9.62	7.24	/	7.76	22

间失稳的变化, 肋骨参数对失稳的影响存在一个临界点, 对应肋骨腹板高度在 60~70 mm。在该临界点两侧, 失稳模式发生变化, 失稳临界压力随肋骨高度增大不升反降。原因是肋骨腹板高度变化影响肋骨刚度, 从而影响失稳模式和失稳临界压力。肋骨对圆柱壳面提供支撑作用, 在肋骨刚度较低时, 肋骨随着圆柱壳面一起变形, 呈现总体失稳, 肋骨刚度增大超过临界点时, 肋骨不再随壳板一起变形, 失稳模式由整体失稳转化为肋间局部失稳。

类似厚径比参数 t/R , 壳板刚度的直接相关参数是壳板厚度 t , 本节中肋骨刚度的直接相关参数为肋骨腹板高度 H , 定义一个新参数 H/t , 用于描述失稳压力变化的临界点。此时可用新参数描述临界点, 临界点在 H/t 参数的取值为 5.77~6.73。

分析有限元结果, 肋骨的刚度越大, 结构抵抗失稳变形的能力越强, 但超过临界点后, 提升不再显著, 因此肋骨刚度的选取满足相关要求即可。考虑肋骨参数与不考虑肋骨计算得到的肋间失稳临界压力误差 不大, H/t 参数由 5.77 提高到 6.73, 失稳临界压力变化了 0.1 MPa, 提升了 1.4%。因此 1.2 节式 (7) 作为简化公式并没有考虑肋骨参数的影响是可以接受的。

2.3 肋骨间距

由 1.2 节中的式 (9)、(11) 可知, 肋骨间距 l 与失稳临界压力也存在联系, 由公式可以推断出增大肋骨间距 l , u 增大, 失稳临界压力会减小, 抵抗稳定性失效的能力会被削弱。使用有限元计算, 选取不同的肋骨间距进行系列计算, 结果如图 6、表 6 所示。在不同的失效模式下, 肋骨间距对失稳临界压力的影响可能不一致, 因此选用壳板厚度 $t=20\text{ mm}$ 的失稳模式为整体失稳的结构模式进行相同的系列计算作为对照, 计算结果如图 7、表 7 所示。

同样的, 类似于厚径比参数 t/R , 肋骨间距的影响也可用无因次量参数 l/L 表示, 能更好代表肋骨间距对结构的影响。由图 6 可以看出, 肋骨间距的改变并没有改变结构的肋间失稳的模式。当肋骨间距过小时, 两肋骨间的壳板变形小, 结构的失稳模式更类似于肋骨的失稳。此时肋骨间距过小, 壳板变形相对困难, 肋骨相较于壳板先发生失稳。结合表 6 可知, 失稳临界压力随肋骨间距的增大而减小。在此系列参数下, 没有出现失稳模式突变的临界点。

结合图 7 和表 7 可以得到, 随着肋骨间距的增大,

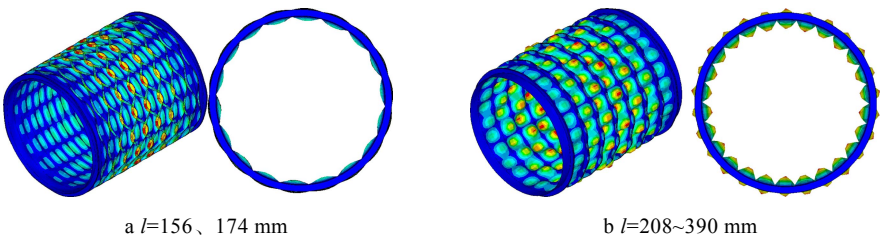


图 6 $t=10.4\text{ mm}$ 时不同肋骨间距下的结构屈曲模态云图
Fig.6 Buckling images of structures with different spacing of rib at $t=10.4\text{ mm}$

表 6 $t=10.4\text{ mm}$ 时不同肋骨间距与失稳关系
Tab.6 Relationship between different spacing of rib and instability at $t=10.4\text{ mm}$

肋骨间距 l/mm	l/L	理论简化公式计算		有限元仿真计算	
		临界压力/MPa	周向失稳波数	临界压力/MPa	周向失稳波数
156	0.050	7.72	/	8.82	18
174	0.055	7.72	/	8.54	20
208	0.067	7.16	/	7.45	24
260	0.083	6.09	/	6.03	28
312	0.1	4.72	/	4.93	28
390	0.125	3.51	/	3.74	28

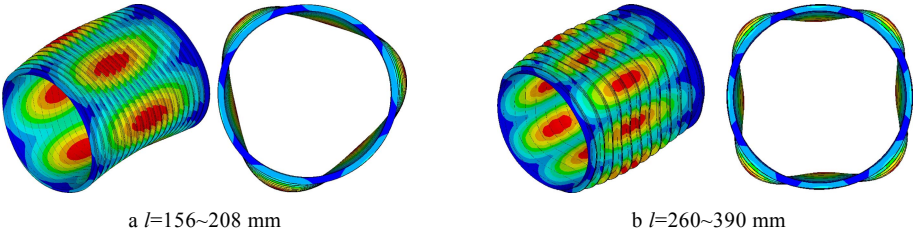


图 7 $t=20\text{ mm}$ 时, 不同肋骨间距的结构屈曲模态云图
Fig.7 Buckling images of structures with different spacing of rib at $t=20\text{ mm}$

表 7 $t=20\text{ mm}$ 时, 不同肋骨间距与失稳关系表
Tab.7 Relationship between different spacing of rib and instability $t=20\text{ mm}$

肋骨间距 l/mm	l/L	理论简化公式计算		有限元仿真计算	
		临界压力/MPa	周向失稳波数	临界压力/MPa	周向失稳波数
156	0.050	14.33	3	16.53	3
174	0.055	13.99	3	16.25	3
208	0.067	13.43	3	15.48	3
260	0.083	12.68	3	12.93	4
312	0.1	11.61	3	11.78	4
390	0.125	11.20	3	10.34	4

失稳模式会发生改变, 存在一个失稳模式变化的临界点, 对应 l/L 参数取 0.067~0.083。失稳模式转变的原因是肋骨间距的增大, 肋骨对壳板的支撑作用减弱, 壳板更倾向于发生失稳波数少而变形量大的失稳。失稳压力随着肋骨间距的增大而减小, 且该规律在临界点附近并没有发生变化。由表 7 中可以看出, 理论简化公式计算得到的周向失稳波数始终为 3, 不能反映失稳模式变化, 对失稳模式变化不敏感。

2.4 舱段总长

壳板肋间局部失稳时, 肋骨保持其正圆形不变, 肋骨被视为壳板的刚性支座周界。当肋骨发生变形时, 肋骨将随着壳板一起失稳, 此时, 仅舱段两端横舱壁保持正圆不变, 横舱壁被视为壳体的刚性支座周界^[13]。因此, 从理想状况来讲, 舱段总长 L 对于肋间

的局部稳定性没有影响, 对舱段整体稳定性存在一定影响。

由 1.2 节中的式 (9) 可分析出, 环肋圆柱壳的肋间失稳简化公式不考虑舱段的总长的影响, 且进行有限元分析也表明舱段总长对总体失稳临界压力影响不大, 因此在此部分不作分析讨论, 主要探究总体失稳与舱段总长间的关系。由 1.2 节中的式 (11) 可以看出, 减小舱长 L , 参数 α 增大, 总体稳定性失稳临界压力会提高, 抵抗失稳的能力变强。选择 $t=20\text{ mm}$ 时的环肋圆柱壳结构, 此时结构的失稳模式为舱段的整体失稳。失稳模态云图与计算的弹性失稳临界压力与塑性实际失稳临界压力计算结果如图 8、表 8 所示。舱段的长短一般是相对于圆柱壳半径而言的, 因此可以定义一个无因次量参数 L/R , 来代表舱段总长对失稳关系的影响。

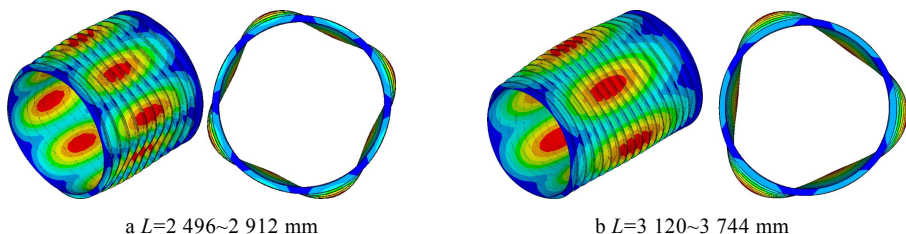


图 8 不同舱段总长的结构屈曲模态云图
Fig.8 Buckling images of structures with different length of cylindrical shell

表 8 不同舱段总长与失稳关系
Tab.8 Relationship between different length of cylindrical shell and instability

舱段总长 L/mm	L/R	理论简化公式计算		有限元仿真计算	
		临界压力/MPa	周向失稳波数	临界压力/MPa	周向失稳波数
2496	2.05	13.72	3	14.89	4
2704	2.23	13.69	3	14.46	4
2912	2.40	13.60	3	14.52	4
3120	2.57	13.41	3	15.48	3
3328	2.74	13.33	3	15.09	3
3536	2.92	13.17	3	14.20	3
3744	3.09	12.88	3	13.95	3

结合图 8、表 8 可以看出, 通过有限元结果的计算, 随着舱段总长的不断增加, 结构的塑性临界失稳

压力总体上呈降低趋势, 失稳的周向失稳波数由 4 变为 3。同样存在一个失稳模式变化的临界点, 对应的

临界点位于 L/R 参数取值为 2.40~2.57。原因是结构长度增加,圆柱壳两端跨距过长,支撑能力减弱,结构倾向于发生失稳波数少而变形量大的失稳。同样的在失稳临界点附近,失稳临界压力随舱段总长的变化规律发生了变化,出现了反规律的提高。理论简化公式计算得到的周向失稳波数均为 3,未反映周向失稳波数的变化,理论简化公式对周向失稳波数不敏感。

3 结论

针对不同结构参数的环肋圆柱壳结构,通过理论计算与有限元仿真进行系列单一变量参数计算,得到的结论如下:

1) 失稳模式为肋间失稳或是整体失稳主要取决于结构壳板和肋骨的相对抗失稳性能,肋骨的腹板高度高,肋骨刚度相对大,结构倾向于肋间失稳,壳板的厚度大,肋骨刚度相对小,倾向于发生总体失稳。壳板厚度越大,肋骨间距大,舱段总长越长,结构的总体失稳模式倾向于发生周向失稳波数多的失稳。原因同样是由于结构参数的变化,导致壳板自身抵抗失稳能力变强或肋骨对壳板的相对支撑能力变弱,导致周向失稳波数变多。

2) 当失稳模式为肋间失稳时,环肋圆柱壳理论失稳临界压力简化公式没有考虑肋骨对失稳临界压力的影响,会导致结果存在一定偏差。但在肋骨刚度满足要求的情况下,增加肋骨的刚度对失稳临界压力的提升不大,因此简化是合理的。在进行整体稳定性计算时,稳定性简化公式对周向失稳波数的变化并不敏感。在周向失稳波数变化的临界点,通常能够提高失稳临界压力的参数变化在此时会失效,因此简化公式在计算失稳模式变化的临界点附近的失稳临界压力时会存在一定的误差。在结构设计时,也应该避免选取处于失稳模式转变的临界点附近的结构参数组合,因为此时结构的性能并不能得到充分的利用。

3) 本文中仅研究单一结构变量对环肋圆柱壳失稳模式的关系,并未讨论多参数同时改变时环肋圆柱壳失稳模式的变化,还需要后续的继续研究,结构失稳变化与无因次量的关系也需进一步验证。

4) 不同环肋圆柱壳结构参数的计算分析结果可以为环肋圆柱壳结构的设计优化以及为环肋圆柱壳结构参数进行数据挖掘提供支撑。

参考文献:

- [1] 陈沙古,高原,吴智睿,等. 大厚度环肋圆柱壳结构应力特性研究[J]. 舰船科学技术, 2023, 45(9): 19-23.
CHEN S G, GAO Y, WU Z R, et al. Research on Stress Property of Ring-Stiffened Cylindrical Shell with Large-Thickness[J]. Ship Science and Technology, 2023, 45(9): 19-23.
- [2] 陈沙古,高原,吴智睿,等. 深海无人系统大长径比环肋圆柱壳结构与试验研究[J]. 海洋工程, 2024, 42(1): 115-123.
CHEN S G, GAO Y, WU Z R, et al. Design and Experimental Investigation of Ring-Stiffened Cylindrical Shells with a High Length-Diameter Ratio for Unmanned Deep-Sea Systems[J]. The Ocean Engineering, 2024, 42(1): 115-123.
- [3] 曹俊,胡震,刘涛,等. 深海潜水器装备体系现状及发展分析[J]. 中国造船, 2020, 61(1): 204-218.
CAO J, HU Z, LIU T, et al. Current Situation and Development of Deep-Sea Submersible Equipment[J]. Shipbuilding of China, 2020, 61(1): 204-218.
- [4] 苗兰森,胡勇,沈允生. 大深度救生钟耐压结构的优化设计[J]. 海洋技术, 2011, 30(1): 95-98.
MIAO L S, HU Y, SHEN Y S. Stress Resistant Framework Optimization Design of Deep Water Submarine Rescue Bell[J]. Ocean Technology, 2011, 30(1): 95-98.
- [5] 陈锋,杨清轩,周泓伯,等. 国外深海作战概念发展及启示[J]. 舰船科学技术, 2020, 42(7): 186-189.
CHEN F, YANG Q X, ZHOU H B, et al. Research on Development and Enlightenment of Foreign Deep Sea Operations Concepts[J]. Ship Science and Technology, 2020, 42(7): 186-189.
- [6] LORENZ R. Achsensymmetrische Verzerrungen in dünnwandigen Hohlzylindern[J]. 1908, 52(43): 1706-1713.
- [7] TIMOSHENKO S P. Einige Stabilitäts Probleme aus der Elastizitäts Theorie[J]. Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 1910, 58(4): 337-385.
- [8] von MISES R. Der Kritische Aussendruck Zylindrischer Rohre[J]. Zeitschrift des vereines deutscher Ingenieure, 1914, 58(19): 750.
- [9] Application of Reliability Theory in Submarine Design[M]. In Advances in Marine Structures, 1991.
- [10] DONNELL L H. A New Theory for the Buckling of Thin Cylinders under Axial Compression and Bending[J]. Journal of Fluids Engineering, 1934, 56(8): 795-806.
- [11] von KARMAN T, TSIEN H S. The Buckling of Thin Cylindrical Shells under Axial Compression[J]. Journal of the Aeronautical Sciences, 1941, 8(8): 303-312.
- [12] 谢祚水,王自力,吴剑国. 潜艇结构分析[M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2004.
XIE Z S, WANG Z L, WU J G. Submarine Structure Analysis[M]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology Press, 2004.
- [13] 王晓天,许辑平. 跨距对环肋圆柱壳应力强度及稳定性的影响[J]. 哈尔滨船舶工程学院学报, 1990, 11(2): 111-118.
WANG X T, XU J P. The Influence of Span on Stress Strength and Stability of Ring-Stiffened Circular Cylinders[J]. Journal of Harbin Engineering University, 1990, 11(2): 111-118.
- [14] 宋世伟,张二,吴梵. 基于 Abaqus 的环肋圆柱壳长舱段稳定性分析与结构优化[J]. 船海工程, 2011, 40(6):

- 79-82.
SONG S W, ZHANG E, WU F. Buckling Analysis and Structural Optimal Design for Abaqus Long Ring-Stiffened Cylindrical Shells[J]. Ship & Ocean Engineering, 2011, 40(6): 79-82.
- [15] 邱昌贤, 黄进浩, 秦天, 等. 内肋骨长舱段塑性总体稳定性计算方法研究[J]. 船舶力学, 2021, 25(9): 1232-1238.
QIU C X, HUANG J H, QIN T, et al. Theoretical Research on Calculation Methods for Plastic General Buckling Stability of Long Cylindrical Pressure Hull with Internal Ribs[J]. Journal of Ship Mechanics, 2021, 25(9): 1232-1238.
- [16] 阮俊杰. 长舱段耐压圆柱壳结构稳定性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019.
RUAN J J. Study on Structural Stability of Pressure-Resistant Cylindrical Shell in Long Cabin[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2019.
- [17] 王林. 深海耐压结构型式及稳定性研究[D]. 北京: 中国舰船研究院, 2011.
WANG L. Study on Structural Type and Stability of Deep-Sea Pressure-Resistant Structure[D]. Beijing: China Ship Research and Development Academy, 2011.
- [18] 黄进浩, 邱昌贤, 蔡新钢, 等. 主要潜水器规范圆柱形耐压壳体设计计算方法比较分析[C]// 纪念《船舶力学》创刊二十周年学术会议论文集. 无锡: 《船舶力学》编辑部, 2017.
HUANG J H, QIU C X, CAI X G, et al. Comparative Analysis on Cylindrical Structure Design Calculation Method by Main Submersible Rules[C]// Proceedings of the Academic Conference Commemorating the 20th Anniversary of the Founding of Ship Mechanics. Wuxi: Editorial Department of Ship Mechanics, 2017.
- [19] 欧阳吕伟, 叶聪, 李艳青, 等. 大深度潜水器耐压结构强度计算方法[M]. 北京: 国防工业出版社, 2022: 152-160.
OUYANG L W, YE C, LI Y Q, et al. Strength Calculation Method of Pressure-Resistant Structure of Deep Submersible[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2022: 152-160.
- [20] 徐秉汉, 朱邦俊, 欧阳吕伟, 等. 现代潜艇结构强度的理论与试验[M]. 北京: 国防工业出版社, 2007: 53-75.
XU B H, ZHU B J, OUYANG L W. Theory and Experiments on Modern Submarine Structure Strength[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2007: 53-75.
- [21] 中国船级社. 潜水系统和潜水器入级规范[S]. 北京: 中国船级社, 2018.
China Classification Society. Rules for Classification of Diving Systems and Submersibles[S]. Beijing: China Classification Society, 2018.
- [22] 杨华伟. 深海耐压结构健康监测与在线评估技术研究[D]. 北京: 中国舰船研究院, 2018.
YANG H W. Research on Health Monitoring and Online Evaluation Technology of Deep-Sea Pressure-Resistant Structure[D]. Beijing: China Ship Research and Development Academy, 2018.
- [23] 施德培, 李长春. 潜水器结构强度[M]. 上海: 上海交通大学出版社, 1991: 52-73.
SHI D P, LI C C. Structural Strength of Submersible[M]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University Press, 1991: 52-73.
- [24] 武杰. 再论环肋圆柱壳总体稳定的“新特性”[J]. 舰船科学技术, 1997, 19(1): 13-17.
WU J. Re-Discussion on “New Characteristics” of Overall Stability of Ring-Stiffened Cylindrical Shells[J]. Ship Science and Technology, 1997, 19(1): 13-17.
- [25] 王晓天, 姚文, 梁超. 不同纵横均匀外压作用下环肋圆柱壳稳定性分析[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2007, 28(10): 1079-1083.
WANG X T, YAO W, LIANG C. Research on Stability of Ring-Stiffened Cylindrical Shells under Various Uniform Lateral External Pressures[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2007, 28(10): 1079-1083.