

K6 型单层球面网壳整体交互耦合屈曲行为

毋凯冬¹, 张业成¹, 伞冰冰¹, 罗永峰²

(1. 河海大学 土木与交通学院, 江苏 南京 210098; 2. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092)

摘要: 采用有限元数值模拟, 基于 K6 型单层球面网壳的屈曲与后屈曲性能, 提出整体屈曲的判别准则, 并首次从变形特征角度分析两种整体屈曲模式交互耦合的发生机理及对屈曲承载力的削弱效应。研究表明, K6 型单层球面网壳的稳定性易受整体交互耦合屈曲影响, 且可导致屈曲极限承载力的显著削弱及不稳定后屈曲; 其变形模式从屈曲阶段的最低阶整体屈曲模式主导, 演化为初始后屈曲阶段的整体交互耦合屈曲模式主导, 及最终的次低阶整体屈曲模式主导, 是交互耦合屈曲产生的原因; 缺陷幅值也会影响整体交互耦合屈曲对 K6 型单层球面网壳屈曲极限性能的主导作用。

关键词: 空间结构; 网壳结构; 有限元模拟; 耦合屈曲; 非线性稳定

中图分类号: TU393.3

文献标志码: A

Global Interactive Buckling Behaviour of K6 Single-layer Spherical Reticulated Shells

WU Kaidong¹, ZHANG Yecheng¹, SAN Bingbing¹, LUO Yongfeng²

(1. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: Using finite element modelling, this paper investigates the buckling and post-buckling behavior of K6 single-layer spherical reticulated shells. Based on the proposed criterion to distinguish global buckling modes, the mechanism and load-carrying capacity reduction of global two-modal interaction is revealed from the perspective of deformation. The results show that the stability of K6 single-layer spherical reticulated shells is vulnerable to global interactive buckling, which may lead to significant load-carrying capacity reduction and unstable post-buckling behavior because of the deformation transition from first global eigenmode

dominance at the buckling stage to global interactive mode dominance and second global eigenmode dominance at the initial and final post-buckling stages respectively. Imperfection amplitudes can affect the dominance of global interactive buckling for the ultimate behavior.

Keywords: spatial structures; reticulated shells; finite element modelling; interactive buckling; nonlinear stability

单层网壳结构广泛应用于大中跨度公共建筑, 其中, K6 型(凯威特-6 型)单层球面网壳是最为常见的结构形式, 具有网格划分均匀、力学性能好、适用于大中跨度等优点。单层球面网壳的屈曲与后屈曲性能受多模式交互耦合影响显著, 对初始几何缺陷较为敏感, 故我国现行《空间网格结构技术规程》(JGJ7-2010)采用一致缺陷模态法, 简化考虑复杂缺陷对屈曲极限承载力的不利影响。关于网壳结构的稳定性能及缺陷影响, 已有学者开展了较为深入的研究。罗永峰等^[1]基于单层网壳稳定试验, 证实了网壳结构具有缺陷敏感性。支旭东等^[2]研究表明, 现行规程推荐的缺陷模式并不能完全保证设计的可靠性。田伟等^[3]通过引入杆件初始缺陷研究局部杆件失稳对整体稳定性的影响。Liu 等^[4]改进了随机缺陷模态法, 并据此研究了单层网壳的稳定性。魏德敏等^[5]针对凯威特型单层球面网壳给出了随机缺陷模态法和一致缺陷模态法的适用条件。Zhu 等^[6]采用机器学习模型改进了一致缺陷法, 并用于有缺陷 K6 型网壳结构的屈曲极限承载力计算。Zeng 等^[7]提出了一种考虑拓扑约束的单层网壳随机初始几何缺陷生成方法。

然而, 现有的网壳缺陷敏感性研究中, 针对多模

收稿日期: 2023-05-05

基金项目: 国家自然科学基金(52208161, 51978240); 中央高校基本科研业务费专项资金(B220201017)

第一作者: 毋凯冬, 副教授, 工学博士, 主要研究方向为空间结构。E-mail: kdwu@hhu.edu.cn

通信作者: 伞冰冰, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为空间结构。E-mail: sanbingbing@hhu.edu.cn



论文
拓展
介绍

态耦合作用的产生原因及其对网壳屈曲与后屈曲性能影响机理的研究较少,导致其承载力计算与设计方法难以平衡准确性、安全性与经济性。目前,已有学者针对多类型钢结构多模态耦合屈曲破坏即交互耦合屈曲(或称相关屈曲,interactive buckling)开展了相关研究。Wadee等^[8-12]研究了正交各向异性芯材的夹层结构的交互耦合屈曲性能,Wadee等^[9]基于变分原理,研究了均布荷载作用下薄壁工字钢梁的交互耦合屈曲性能,以及轴压荷载作用下薄壁工字型截面、不等边角钢柱的整体-局部交互耦合屈曲破坏机理。何子奇等^[13]针对18个轴压冷弯薄壁型钢试件开展了畸变-局部相关屈曲的试验研究。袁焕鑫等^[14]提出了不锈钢焊接箱形截面柱的局部-整体相关屈曲承载力计算方法。邓长根等^[15]研究了压弯荷载作用下焊接H形截面钢构件板组弹塑性交互耦合屈曲。姚永红等^[16]基于临界分叉荷载侵蚀理论实现了轴心受压构件截面-整体交互屈曲的稳定极限承载力计算。Madrazo-Aguirre等^[17]研究了板下索承式斜拉桥的多模态交互耦合屈曲性能。Wadee等^[18]采用简化杆系力学分析模型,研究了平面单撑杆预应力撑杆柱的交互耦合屈曲模式。Li等^[19-20]研究指出仅当撑杆-柱连接节点为刚性、半刚性时,预应力撑杆柱交互耦合屈曲影响显著。Yu等^[21]基于Rayleigh-Ritz非线性力学分析模型揭示了两种整体屈曲模态交互耦合全过程,观察到模态跳跃现象。Wu等^[22-23]采用类似方法,研究了预应力撑杆压弯构件的交互耦合屈曲与模态跳跃。综上所述,现有多模态交互耦合屈曲性能研究主要针对薄壁型钢、预应力钢结构,而针对网格结构的研究较少且集中于地震作用下的多模态响应分析^[24-25]。

针对上述问题,本文采用与文献[21-23]类似的分析方法,考虑两种屈曲模态不同比例下的组合形状缺陷,研究K6型单层球面网壳的交互耦合屈曲性能,分析交互耦合屈曲对其屈曲极限承载力的影响,并从屈曲与后屈曲阶段网壳变形演化角度揭示交互耦合屈曲的发生机理。以期提高网壳屈曲极限承载力的计算准确性,为提出网壳结构承载力的精细化分析与设计方法提供理论研究基础。

1 结构参数与模型

1.1 结构参数

本文研究的K6型单层球面网壳跨度为 L 、矢跨比为 f ,且定义网壳的杆件参考长细比 λ_{ref} 如下:

$$\lambda_{\text{ref}} = l_{\text{eq}}/r, \quad l_{\text{eq}} = \sum_{i=1}^n l_i/n \quad (1)$$

式中: l_{eq} 为网壳杆件的平均计算长度,用以表征网格密度; r 为杆件截面的回转半径; l_i 为第 i 个杆件的长度; n 为网壳杆件总数。

本文算例的K6型网壳结构杆件均采用相同截面的圆钢管,其杆件外直径为 D 、管壁厚度为 t 。杆件为钢材且为理想弹塑性,其屈服强度为235 MPa、杨氏模量为206 GPa、材料密度为7 850 kg·m⁻³。重点研究的15个K6型单层球面网壳算例如表1所示。此外,为泛化研究结论,本文选取跨度 $L = \{30, 42, 54, 66, 78, 90\}$ m、矢跨比 $f = \{1/3, 1/4, 1/5, 1/6, 1/7\}$ 、杆件参考长细比 $\lambda_{\text{ref}} = \{60, 80, 100, 120\}$ 且截面为 $\Phi 114 \times 6$ (mm×mm)的120个K6型网壳结构算例用于校验分析结论。

表1 算例L1~L5、C1~C5、F1~F5结构参数

Tab.1 Structural parameters of Cases L1~L5, C1~C5, and F1~F5

| 算例编号 | L1 | L2 | L3 | L4 | L5 |
|--------------------------|--------------------|--------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| l_{eq}/m | 2.5 | 3.0 | 3.5 | 4.0 | 4.5 |
| 算例编号 | C1 | C2 | C3 | C4 | C5 |
| 截面尺寸/(mm×mm) | $\Phi 83 \times 6$ | $\Phi 95 \times 6$ | $\Phi 114 \times 6$ | $\Phi 121 \times 7$ | $\Phi 133 \times 7$ |
| 算例编号 | F1 | F2 | F3 | F4 | F5 |
| f | 1/3 | 1/4 | 1/5 | 1/6 | 1/7 |

注:杆件的截面尺寸表示杆件的外直径和厚度,即 $\Phi D \times t$ 。网壳L1~L5、C1~C5、F1~F5的跨度为78 m,L1~L5、C1~C5的矢跨比为1/6,L1~L5、F1~F5的截面尺寸为 $\Phi 114 \times 6$,C1~C5、F1~F5的杆件平均计算长度为3.5 m。

1.2 有限元模型

本文采用通用有限元软件ANSYS进行数值模拟分析。沿用文献[24-25]的网壳有限元模型,本文采用单个BEAM188单元模拟网壳杆件,荷载为满跨布置的恒荷载 q ,如图1所示。采用ANSYS线性屈曲分析获得网壳算例的前20阶线性屈曲模态,用于筛选、组合以获得所需的初始缺陷形状,并使用upgeom命令将初始缺陷形状施加到完善网壳结构模型中进行非线性屈曲分析,以研究网壳结构在该初始缺陷形状下的非线性屈曲与后屈曲性能。

1.3 缺陷组合

由于K6型网壳结构自由度多,实际分析中难以穷尽其线性屈曲模态。为简化研究,本文仅选取前2阶不同变形模式的整体屈曲模态用于创建缺陷形状。考虑到K6型单层球面网壳的多轴对称性,不同变形方向的相同变形模式视为同一种模态。沿用文献[21-23]的方法,本文采用的初始缺陷形状 S 可表

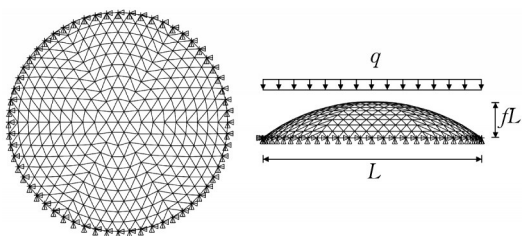


图1 有限元模型

Fig.1 Finite element modelling

示为

$$S = \delta L (\mu_1 S_1 + \mu_2 S_2) \quad (2)$$

式中: δ 为缺陷幅值,依据《空间网格结构技术规程》(JGJ 7—2010),本文取 $\delta=1/300$; S_1 和 S_2 分别为选取的两种整体屈曲模态形状; μ_1 和 μ_2 分别为两种屈曲模态的组合系数。

本文考虑了5组缺陷组合系数,如表2所示。组合1和组合5仅考虑单一整体屈曲模态作为缺陷形状,用于研究单一模态的屈曲与后屈曲性能;组合2、3、4考虑两种整体屈曲模态组合的缺陷形状,用于研究交互耦合屈曲性能。基于文献[24-26],施加的缺陷形状对网壳算例的非线性屈曲模式有诱导作用,故通过对算例模型分别施加单一局部屈曲模态缺陷、单一整体屈曲模态缺陷、表2所示组合整体屈曲模态缺陷,采用弧长法非线性求解与之对应的荷载-位移曲线上的极限(最大)荷载,即得到与施加缺陷形状相同的非线性屈曲破坏模式下的极限承载力。

表2 缺陷组合

Tab.2 Imperfection combinations

| 缺陷组合 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|---------|------|------|------|------|------|
| μ_1 | 1.00 | 0.75 | 0.50 | 0.25 | 0 |
| μ_2 | 0 | 0.25 | 0.50 | 0.75 | 1.00 |

2 整体与局部屈曲性能

K6型单层球面网壳线性屈曲模态包含整体屈曲、局部屈曲两种形式。本节基于K6型网壳的整体、局部屈曲模态的变形特征分析,研究提出整体屈曲模态的判别准则,并通过分析K6型网壳整体屈曲、局部屈曲的承载力明确整体屈曲对其稳定性能的主导作用,为整体交互耦合屈曲研究提供理论基础。

2.1 线性屈曲模态特征

依据文献[26]对大型钢结构整体屈曲的定义,本研究对网壳算例的线性屈曲模态进行人工判定,以区分其是否为整体屈曲模态:当结构整体发生较

大变形且发生显著位移的节点数量较多时,该模态被判定为整体屈曲模态,反之则被判定为局部屈曲模态。

图2为算例F5的前8阶线性屈曲模态。其中,第4、5、6、7、8阶模态为整体屈曲模态,第1、2、3阶为局部屈曲模态,第4阶(最低阶)、第5阶(次低阶)模态为本文研究整体交互屈曲参与交互耦合的两阶模态。由图2可知,K6型网壳的整体模态与局部模态分布不规则,但整体模态下发生显著位移的节点数目较多,而局部模态下通常仅有数量较少的局部杆件、节点出现显著位移。

2.2 整体屈曲判定准则

基于发生显著位移的节点数目,本文提出了K6型网壳整体屈曲模态的量化判定准则如下:

$$\frac{N_{z/L > a_L}}{N} \geq a_N \quad (3)$$

式中: a_N 、 a_L 为阈值参数,分别用于调整该准则中节点位移显著程度、发生显著位移的节点数量界限值;依据文献[26]对大型钢结构整体屈曲的定义,本研究对所选取算例的前20阶线性屈曲模态进行人工判定,并据此确定式(3)中的阈值参数 a_N 、 a_L ,以获得较为准确、有效的整体屈曲判定准则; z 为各节点 Z 向位移; N 为节点总数, $N_{z/L > a_L}$ 为满足 $z/L > a_L$ 的节点数。理论上,式(3)可用于判定多种结构的模态是否为整体屈曲模态,但针对其他类型结构需分类进行专门研究,以确定与之对应的阈值参数 a_N 、 a_L 的取值。

为找到表现最优的准则,本文将对 a_N 、 a_L 进行参数分析,结果如图3所示。图3中 A 、 A_G 、 A_L 分别代表所有模态、整体模态、局部模态的判断准确率。由图3a可知,当参数 a_L 、 a_N 分别取1/500、0.3时,屈曲模态判断的总体准确率最高,大约为73%,但整体屈曲模态判断准确率较低,只有约50%。当参数 a_L 、 a_N 分别取1/1000、0.3时,屈曲模态判断的总体准确率较高,约为70%,同时整体屈曲模态的判断准确率也较高,亦约为70%。故 a_L 、 a_N 分别取1/1000、0.3。

2.3 屈曲极限承载性能

为明确整体屈曲对K6型网壳屈曲极限承载性能的主导作用,本文研究L1~L5、C1~C5、F1~F5共15个算例的整体、局部屈曲的极限承载性能。对上述15个算例的完善结构模型分别施加最低阶局部屈曲模态、最低阶或次低阶整体屈曲模态缺陷,进行非线性分析,得到的局部、整体屈曲极限承载力 q_u ,如图4所示。

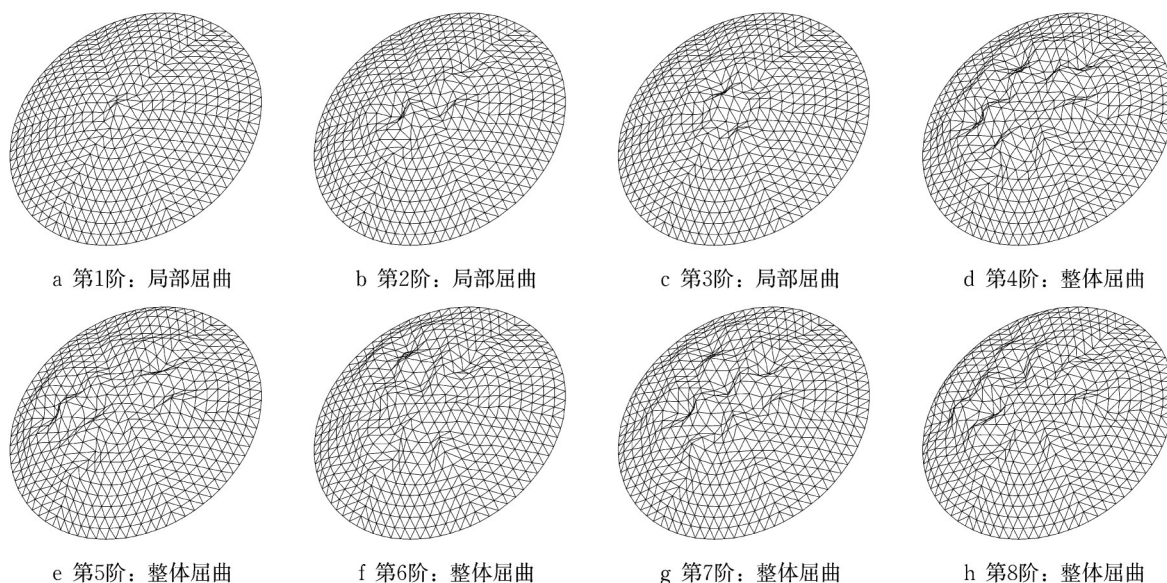


图2 算例F5的前8阶线性屈曲模态

Fig.2 First 8 buckling eigenmodes of Case F5

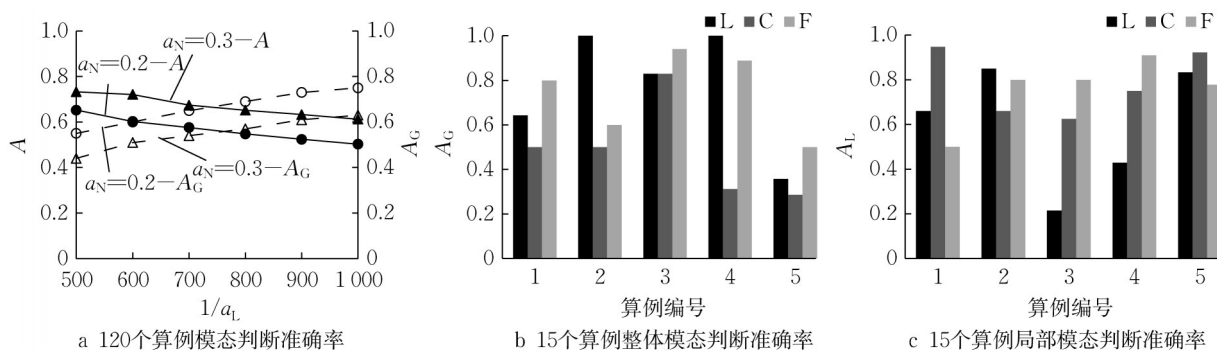


图3 整体屈曲模态判定准则的判断准确率

Fig.3 Accuracy of buckling eigenmode determination criterion

由图4可知,计算所得的整体屈曲极限承载力约为局部屈曲极限承载力的50%~60%,故整体屈曲是K6型单层球面网壳的屈曲极限性能主导屈曲模态。值得注意的是,尽管算例F5的1~3阶模态均为局部屈曲(图2a~2c),采用第1阶(局部屈曲)模态缺陷得到的局部屈曲极限承载力亦高于采用第4阶(整体屈曲1,图2d)、第5阶(整体屈曲2,图2e)模态缺陷得到的整体屈曲极限承载力,如图4c所示。因此,无论低阶模态是否为局部屈曲,符合设计规范的K6型网壳整体屈曲往往先于局部屈曲发生,验证了本文2.2节提出的“基于发生显著位移节点数目的K6型网壳整体屈曲模态判定准则”的合理性。

3 整体交互耦合屈曲性能

基于整体屈曲对K6型网壳屈曲极限承载性能

的主导作用,本节研究最低阶、次低阶整体屈曲模态发生交互耦合时,对其极限承载力的影响。并通过对其屈曲与后屈曲阶段的结构变形分析,研究其荷载-位移曲线上不同阶段的变形模式,以确定交互耦合屈曲的发生机理。

3.1 屈曲极限承载性能

图5给出了L1~L5、C1~C5、F1~F5算例在5种不同组合缺陷下的屈曲极限荷载。由图5a、5b可知,当网壳杆件平均长度或网壳杆件截面尺寸增大时, $q_u-\mu_1$ 曲线的斜率逐步减小。由图5a可知,对于L1~L5,当杆件平均长度较小(L1、L2)时,K6型网壳的屈曲极限荷载在缺陷形状为单一最低阶整体屈曲模态时取最小值,其屈曲极限承载性能由最低阶整体屈曲模态主导;当杆件平均长度较大(L4、L5)时,K6型网壳的屈曲极限荷载在缺陷形状为单一次低阶整体屈曲模态时取最小值,其屈曲极限承载性能

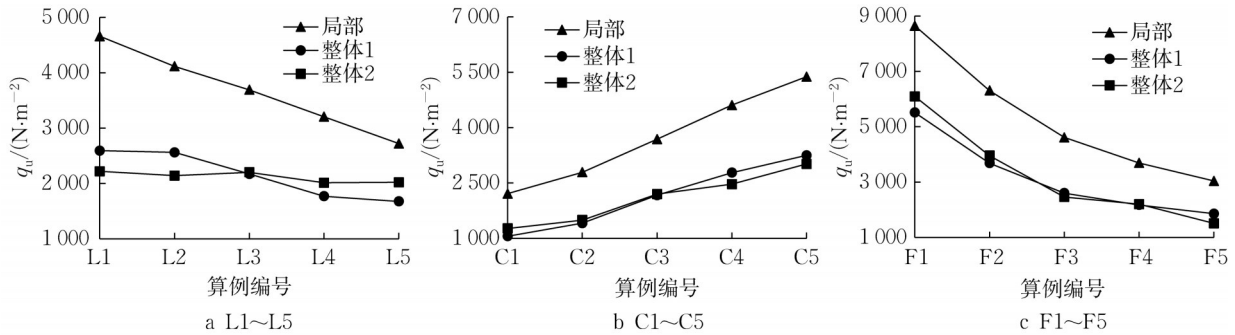


图4 最低阶局部模态、最低与次低阶整体屈曲模态形状缺陷下K6型网壳的屈曲极限承载力

Fig.4 Buckling load-carrying capacity of K6 reticulated shells with first 1 local buckling eigenmode and first 2 global buckling eigenmode imperfections

能由次低阶整体屈曲模态主导;当杆件长度适中(L3)时,K6型网壳的屈曲极限荷载在缺陷形状为最低、次低阶整体屈曲模态组合时取最小值,其屈曲极限承载性能由整体交互耦合屈曲模态主导,且交互耦合屈曲对网壳极限承载力的削弱约为5%。

由图5b可知,对于C1~C5,当杆件强度较小(C1)时,K6型网壳的屈曲极限荷载在缺陷形状为单一最低阶整体屈曲模态时取最小值,其屈曲极限承载性能由最低阶整体屈曲模态主导;当杆件强度较大(C4、C5)时,K6型网壳的屈曲极限荷载在缺陷形状为单一次低阶整体屈曲模态时取最小值,其屈曲极限承载性能由次低阶整体屈曲模态主导;当杆

件强度适中(C2、C3)时,K6型网壳的屈曲极限荷载在缺陷形状为最低、次低阶整体屈曲模态组合时取最小值,其屈曲极限承载性能由整体交互耦合屈曲模态主导,且交互耦合屈曲对网壳极限承载力的削弱约为8%和5%。

由图5c可知,当矢跨比变化(F1~F5)时,K6型网壳的屈曲极限荷载和所施加的缺陷组合之间无明显的规律,其主要原因可能在于矢跨比改变可导致网壳屈曲破坏模式发生突变。当矢跨比较大(1/3、1/4)或较小(1/6)时,均观察到交互耦合屈曲对K6型网壳屈曲极限承载力的削弱效应,约为1%~5%。

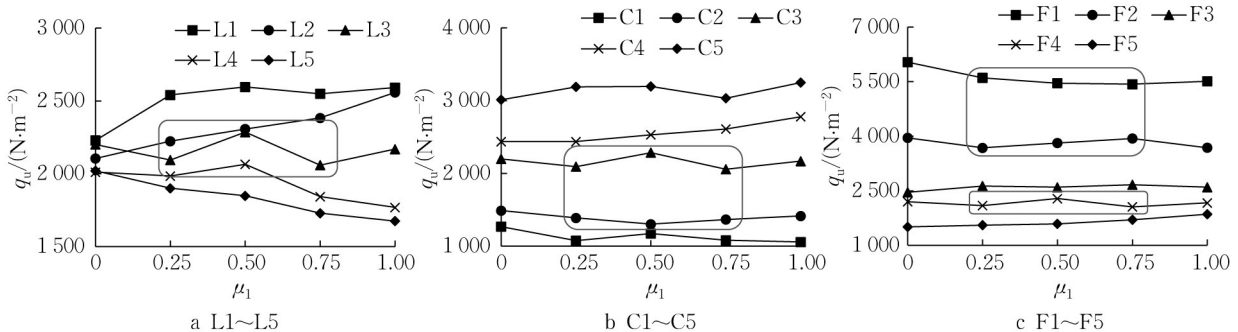


图5 K6型网壳在5种不同组合缺陷下的屈曲极限承载力

Fig.5 Buckling load-carrying capacity of K6 reticulated shells with five imperfection combinations

基于文献[21-23]研究成果,当两个模态的屈曲荷载较为接近时,易发生显著的交互耦合屈曲现象。针对本文研究的K6型单层球面网壳,为量化上述表述,分别定义量纲一交互耦合屈曲显著性指标——极限承载力削弱水平 Δq_u 、参与交互耦合屈曲模态线性屈曲荷载差异水平 r_p 如下:

$$\Delta q_u = \frac{q_{u,M1} - q_{u,\min}}{q_{u,M1}}, r_p = \frac{q_2^c - q_1^c}{q_1^c} \quad (4)$$

式中: $q_{u,M1}$ 和 $q_{u,\min}$ 分别为K6型网壳在缺陷组合1下

的屈曲极限荷载及5种缺陷组合下最小屈曲极限荷载; q_1^c 和 q_2^c 为前两阶整体模态线性屈曲荷载。图6、7展示了本文选取的120个算例交互耦合屈曲极限承载力的削弱指标 Δq_u 受网壳跨度 L 、杆件参考长细比 λ_{ref} 、交互模态线性屈曲荷载差异水平 r_p 的影响程度,图中的明暗程度表征的 Δq_u 幅值大小。由图6可知,当网壳跨度增大、杆件参考长细比增大即结构刚度变大时,交互耦合屈曲对网壳的极限承载性能影响更加显著。由图7可知,当网壳跨度增大、参与交

互模态线性屈曲荷载接近时,交互耦合屈曲对网壳的极限承载性能影响更加显著。其中,交互耦合屈

曲对 K6 型网壳的屈曲极限承载力削弱最大可达 30%。

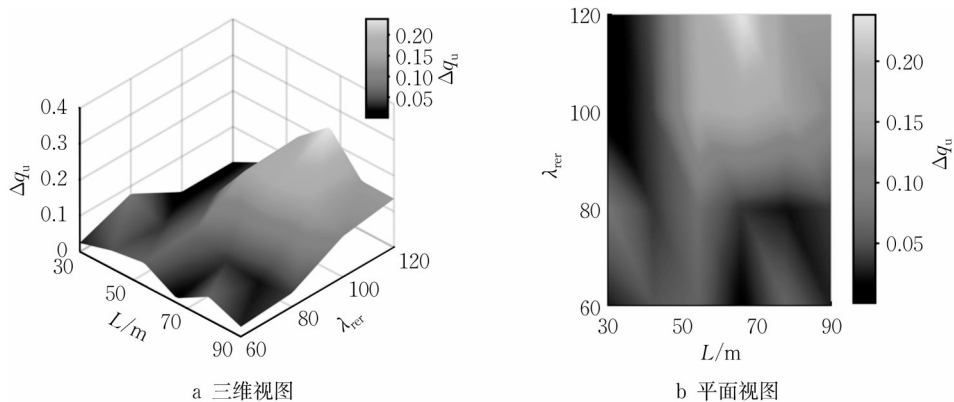


图6 网壳跨度、杆件长细比与交互耦合屈曲承载力削弱效应显著程度对应关系

Fig.6 Load-carrying capacity reduction due to interactive buckling versus span and member slenderness

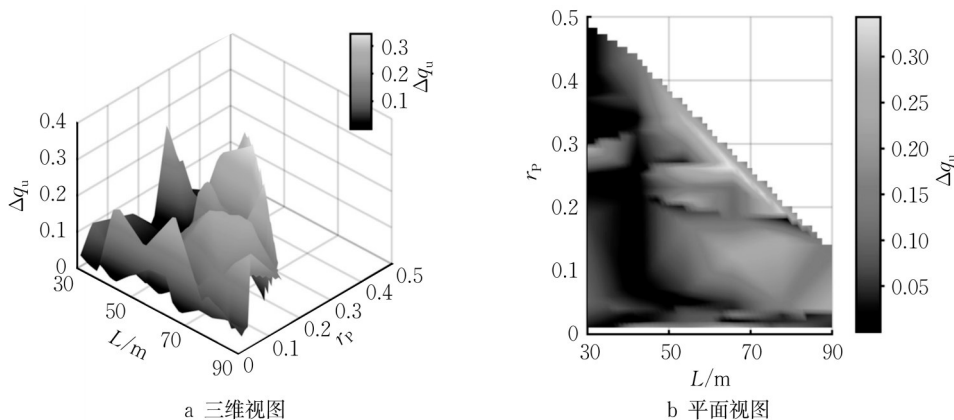


图7 网壳跨度、参与交互模态线性屈曲荷载差异水平与交互耦合屈曲承载力削弱效应显著程度对应关系

Fig.7 Load-carrying capacity reduction versus span and buckling load difference between interactive eigenmodes

为进一步验证上述结论,本文对选取的 120 个 K6 型网壳进行非线性屈曲分析,得到 L 、 f 、 λ_{ref} 、 r_p 与 Δq_u 的相关系数如表 3 所示。分析结果表明:当 r_p 较小即前 2 阶整体屈曲模态的特征值较为接近时,交互耦合屈曲对其屈曲极限承载力的削弱效应较为显著;网壳柔度越大,该削弱效应越显著。

表3 L 、 f 、 λ_{ref} 、 r_p 与 Δq_u 的相关系数

Tab.3 Corresponding correlation between L , f , λ_{ref} , r_p , and Δq_u

| 参数 | L | f | λ_{ref} | r_p |
|---------------------|-------|--------|------------------------|--------|
| 与 Δq_u 相关系数 | 0.270 | -0.087 | 0.359 | -0.045 |

3.2 屈曲与后屈曲性能

图 8 为算例 L2、L5、C2、C5、F2、F5 在 5 种不同的组合缺陷下的荷载最大位移点位移 ($q-\Delta_i$) 的曲线。由图 8 可知,当网壳发生交互耦合屈曲时(2、3、4 曲线),K6 型网壳后屈曲不稳定。与施加单一模态

得到的 $q-\Delta_i$ 曲线相比,交互耦合屈曲下的 $q-\Delta_i$ 曲线有弯折点较多、极值点后曲线下落速度快等特点。

为分析 K6 型网壳发生显著整体交互耦合屈曲的原因,本文选取交互耦合屈曲主导其屈曲极限承载力的算例 F5 研究其屈曲、后屈曲阶段的结构变形演化。通过分别施加单一最低阶整体屈曲模态(第 4 阶模态,图 2d,环向变形)缺陷组合 1、单一次低阶整体屈曲模态(第 5 阶模态,图 2e,径向变形)缺陷组合 5、起主导作用的交互耦合屈曲模态缺陷组合 2,研究其 $q-\Delta_i$ 曲线上的关键点与变形的对应关系,如图 9 所示。

图 9a 中,当荷载增大至 A 点时,网壳的变形较小,达到临界屈曲状态;随着荷载增大,进入后屈曲阶段,网壳的荷载增长速度变缓,位移增长速度变快,至 B 点达到屈曲极限荷载,且网壳的变形主要集中在顶点周围,呈环向分布;此后,荷载开始缓慢下

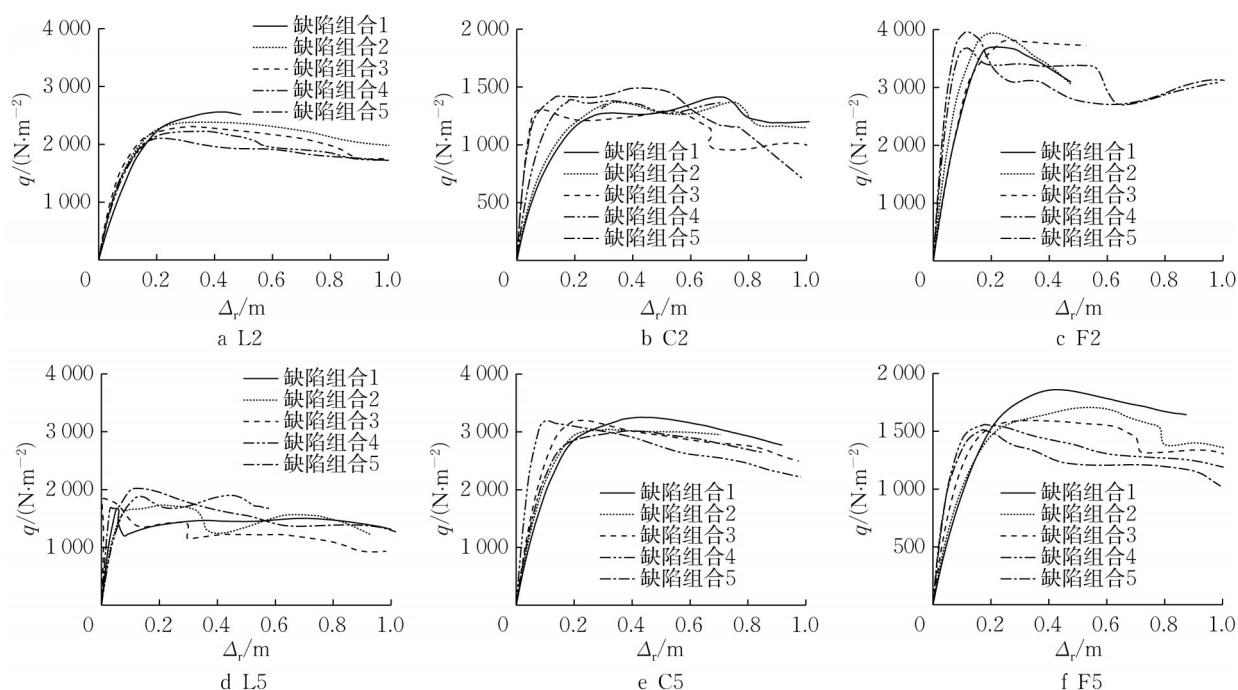


图8 K6型网壳在5种不同的缺陷组合下的荷载-最大位移点位移曲线

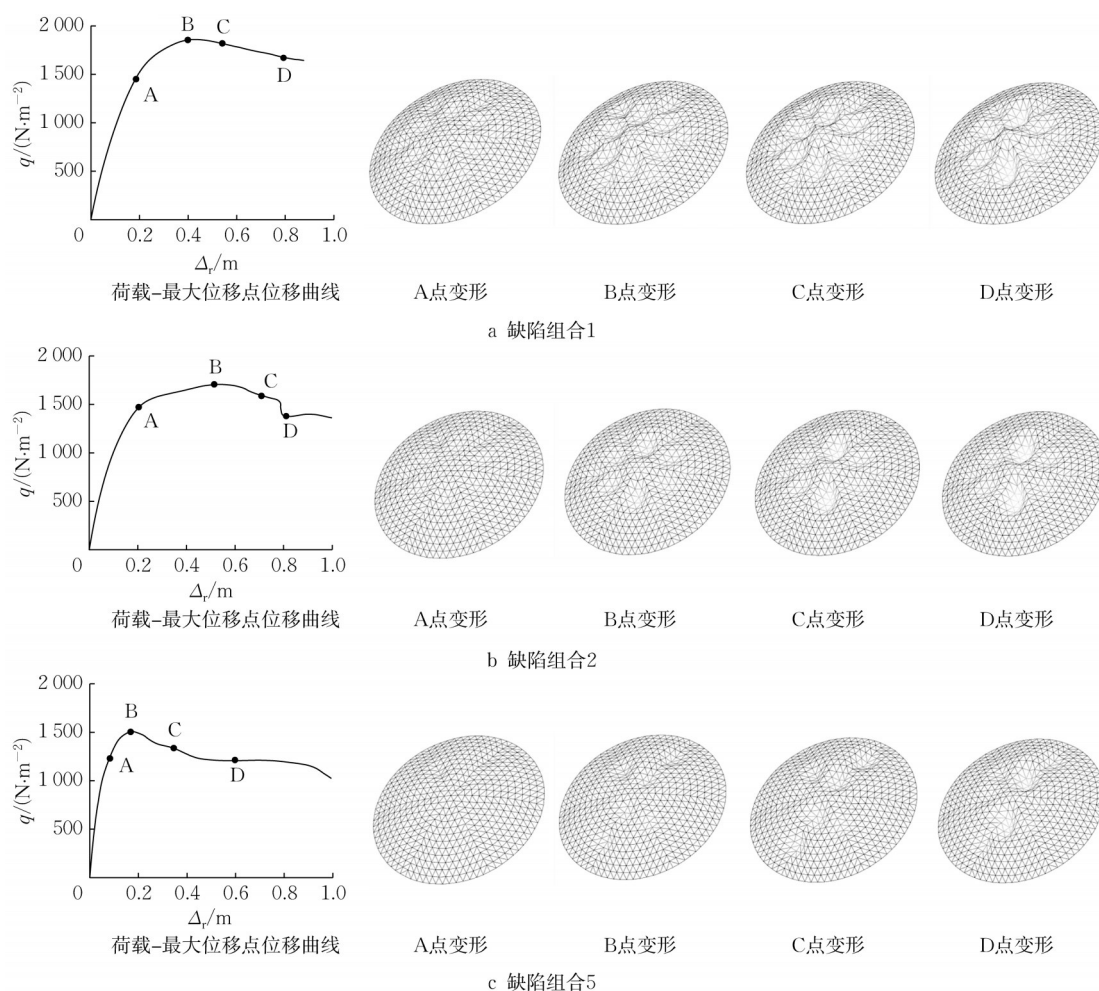
Fig.8 Curves of q versus Δ_r of K6 reticulated shells with five imperfection combinations

图9 算例F5在不同缺陷组合下的屈曲与后屈曲阶段变形演化

Fig.9 Deformation transition of Case F5 with different imperfections at buckling and post-buckling stages

降,位移继续增大至C点,网壳的变形与B点相似,呈环向分布;最后荷载快速下降,位移增大至D点,网壳的变形与C点相似,呈环向分布。故算例F5在缺陷组合1作用下时,A、B、C、D 4点的网壳变形都接近最低阶整体屈曲模态。

图9b中,当荷载增大至A点时,网壳达到临界屈曲状态,网壳的变形接近最低阶整体屈曲模态;当荷载增大至B点时,荷载达到屈曲极限荷载,网壳的变形在径向和环向上皆有分布,网壳的变形与最低阶、次低阶整体屈曲模态组合的整体交互耦合屈曲模态形状接近,且最低阶整体屈曲模态起主导作用;此后,荷载开始缓慢下降,位移继续增大至C点,网壳的变形与整体交互耦合屈曲模态形状接近,且次低阶整体屈曲模态起主导作用;最后,荷载快速下降,位移增大至D点,此时网壳的变形集中分布在网壳的径向,网壳的变形接近次低阶整体屈曲模态。故算例F5在缺陷组合2作用下,网壳的变形存在着从“最低阶整体屈曲模态主导→整体交互耦合屈曲模态主导→次低阶整体屈曲模态主导”的演化过程。

图9c中,当荷载增大至A点时,网壳达到临界屈曲状态,网壳的变形较小;当荷载增大至B点时,荷载达到屈曲极限荷载,且网壳的变形主要沿径向分

布;此后,荷载开始缓慢下降,位移继续增大至C点,网壳的变形与B点相似,沿径向分布;最后荷载快速下降,位移增大至D点,网壳的变形与C点相似,沿径向分布。F5网壳在缺陷组合5作用下时,A、B、C、D 4点的网壳的变形均接近次低阶整体屈曲模态。

图9a、9b中,达到极限荷载后的曲线并未立即下降,究其原因,是网壳刚度较大、拱效应明显,导致发生单一模态的屈曲破坏时,其后屈曲表现出一定的稳定性;而图9c中,由于交互耦合屈曲现象的发生,导致达到极限承载力后变形模式发生演化与突变,其后屈曲的稳定性较单一模态屈曲明显下降。

3.3 缺陷幅值敏感性

图10为L2、L4、C2、C4、F2、F4算例在施加不同缺陷幅值 $\delta = \{1/100, 1/300, 1/500, 1/1\,000, 1/2\,000\}$ 时,网壳的屈曲极限荷载。

由图10可知,当网壳的缺陷幅值减小,K6型网壳的屈曲极限荷载增大。值得注意的是,缺陷幅值会影响K6型网壳的屈曲极限性能主导模态,如图10b所示的算例C2,在缺陷幅值为1/100、1/300、1/500时其屈曲极限性能由整体交互耦合屈曲模态主导,但在缺陷幅值为1/1 000、1/2 000时其屈曲极限性能由最低阶整体屈曲模态主导。

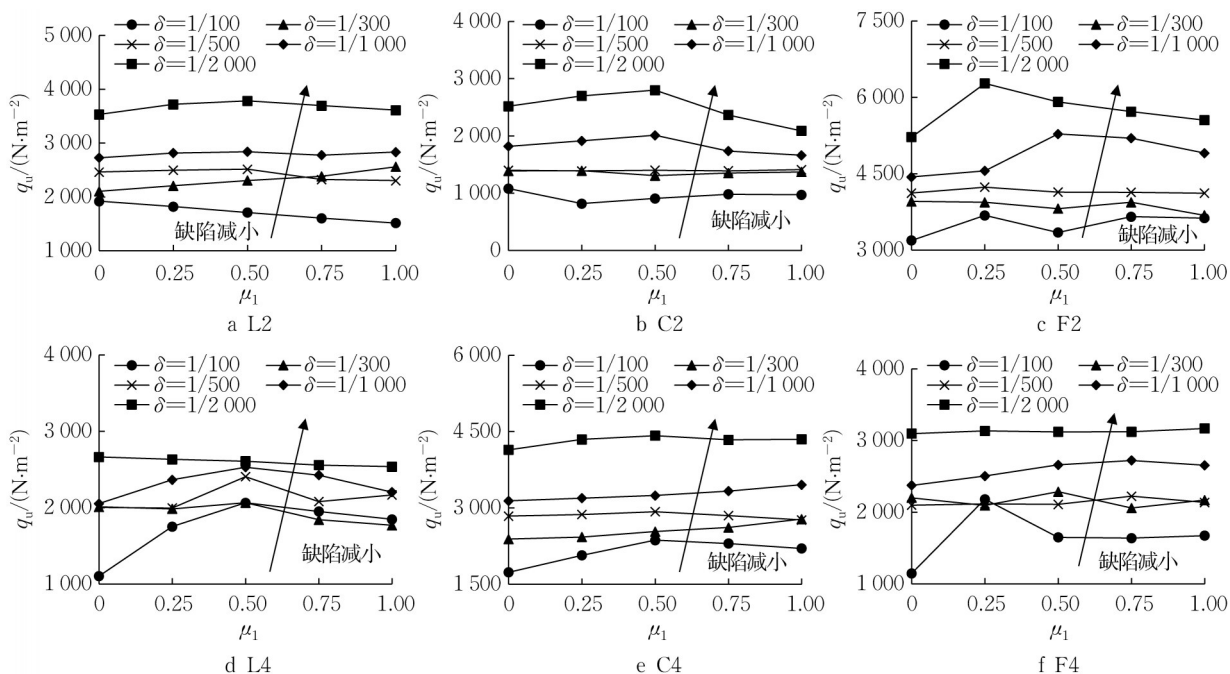


图10 不同缺陷幅值下K6网壳在5种缺陷组合情况下的屈曲极限承载力

Fig.10 Buckling load-carrying capacity of K6 reticulated shells with five imperfection combinations and varying amplitudes

4 结论

本文基于K6型单层球面网壳的屈曲与后屈曲性态,提出了其整体屈曲的判别准则,并首次从变形特征角度分析了两种整体屈曲模式交互耦合的发生机理及对屈曲承载力的削弱效应。得出的主要结论如下:

(1)K6型单层球面网壳的屈曲极限性能易受整体交互耦合屈曲影响,并导致不稳定后屈曲。

(2)K6型网壳的最低、次低阶整体屈曲模式的屈曲荷载较为接近时,易发生显著整体交互耦合屈曲。

(3)极端情况下,整体交互耦合屈曲可降低30%K6型网壳的屈曲极限承载力。

(4)屈曲与后屈曲阶段,K6型网壳变形的“最低阶整体屈曲模式主导→整体交互耦合屈曲模式主导→次低阶整体屈曲模式主导”模式演化,是其交互耦合屈曲产生的内在原因。

(5)缺陷幅值减小时,K6型网壳的屈曲极限荷载增大,且缺陷幅值会影响其极限性能的主导模式。

作者贡献声明:

毋凯冬:提出研究目标、思路、方法,提供研究指导、经费,项目管理,稿件修改、定稿。

张业成:研究分析,数据处理,绘制图表,初稿撰写。

伞冰冰:研究思路、理论分析指导,提供经费,稿件修改。

罗永峰:研究思路、理论分析指导,稿件修改。

参考文献:

- [1] 罗永峰,沈祖炎,胡学仁.单层网壳结构弹塑性稳定试验研究[J].土木工程学报,1995,28(4):33.
- [2] 支旭东,李文亮,范峰,等.初始缺陷模式对单层球面网壳静力稳定性的影响[J].空间结构,2021,27(1):9.
- [3] 田伟,赵阳,董石麟.考虑杆件失稳的网壳结构稳定分析方法[J].工程力学,2012,29(10):149.
- [4] LIU H, ZHANG W, YUAN H. Structural stability analysis of single-layer reticulated shells with stochastic imperfections[J]. Engineering Structures, 2016, 124: 473.
- [5] 魏德敏,涂家明.单层网壳结构非线性稳定的随机缺陷模态法研究[J].华南理工大学学报(自然科学版),2016,44(7):83.
- [6] ZHU S, OHSAKI M, GUO X. Prediction of non-linear buckling load of imperfect reticulated shell using modified consistent imperfection and machine learning[J]. Engineering Structures, 2021, 226: 432.
- [7] ZENG Q, GUO X, YANG X, *et al.* Constrained stochastic imperfection modal method for nonlinear buckling analysis of single-layer reticulated shells[J]. ASCE Journal of Structural Engineering, 2023, 149(3): 04022265.
- [8] WADEE M A, HUNT G W. Interactively induced localized buckling in sandwich structures with core orthotropy[J]. Journal of Applied Mechanics, 1998, 65(2): 523.
- [9] WADEE M A, GARDNER L. Cellular buckling from mode interaction in I-beams under uniform bending[J]. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 2012, 468(2137): 245.
- [10] BAI L, WADEE M A. Mode interaction in thin-walled I-section struts with semi-rigid flange-web joints[J]. International Journal of Non-linear Mechanics, 2015, 69: 71.
- [11] BAI L, YANG J, WADEE M A. Cellular buckling from nonlinear mode interaction in unequal-leg angle struts[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 132: 316.
- [12] LIU E L, WADEE M A. Mode interaction in perfect and imperfect thin-walled I-section struts susceptible to global buckling about the strong axis[J]. Thin-Walled Structures, 2016, 106: 228.
- [13] 何子奇,周绪红,刘占科,等.冷弯薄壁卷边槽钢轴压构件畸变与局部相关屈曲试验研究[J].建筑结构学报,2013,34(11):98.
- [14] 袁焕鑫,杜新喜,王元清,等.考虑相关屈曲的不锈钢箱形柱稳定承载力计算[J].工业建筑,2015,45(12):18.
- [15] 邓长根,张晨辉,周江,等.H形截面压弯钢构件板组弹塑性相关屈曲分析[J].同济大学学报(自然科学版),2016,44(9):1307.
- [16] 姚永红,邵博.基于ECBL理论的冷弯薄壁型钢柱相关屈曲研

- 究[J]. 建筑钢结构进展, 2019, 21(5): 26.
- YAO Yonghong, SHAO Bo. Research on related buckling of cold-formed thin-walled steel columns based on ECBL theory [J]. Progress in Building Steel Structures, 2019, 21(5): 26.
- [17] MADRAZO-AGUIRRE F, WADEE M A, RUIZ-TERAN A M. Non-linear stability of under-deck cable-stayed bridge decks [J]. International Journal of Non-Linear Mechanics, 2015, 77(3): 28.
- [18] WADEE M A, GARDNER L, HUNT T A. Buckling mode interaction in prestressed stayed columns[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings, 2013, 166(8): 403.
- [19] LI P, LIU X, ZHANG C. Interactive buckling of cable-stiffened steel columns with pin-connected crossarms [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 146: 97.
- [20] LI P, WADEE M A, YU J, *et al.* Stability of prestressed stayed steel columns with a three branch crossarm system[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2016, 122: 274.
- [21] YU J, WADEE M A. Mode interaction in triple-bay prestressed stayed columns [J]. International Journal of Non-Linear Mechanics, 2017, 88: 47.
- [22] WU K, WADEE M A, GARDNER L. Interactive buckling in prestressed stayed beam-columns [J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2020, 174: 105479.
- [23] WU K, WADEE M A, GARDNER L. Prestressed stayed beam-columns: sensitivity to prestressing levels, pre-cambering and imperfections [J]. Engineering Structures, 2021, 226: 111344.
- [24] 相阳, 罗永峰, 郭小农, 等. 基于整体刚度参数的空间结构模态推覆分析[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2015, 43(12): 1771.
- XIANG Yang, LUO Yongfeng, GUO Xiaonong, *et al.* Modal push-over analysis of spatial structures based on the overall structural stiffness [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2015, 43(12): 1771.
- [25] 罗永峰, 毋凯冬, 相阳. 基于整体刚度折减系数的网壳结构抗震性能参数[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2017, 47: 539.
- LUO Yongfeng, WU Kaidong, XIANG Yang. Seismic performance parameters of reticulated shell structures based on the overall stiffness reduction coefficient [J]. Journal of Southeast University (Natural Science), 2017, 47: 539.
- [26] 罗永峰, 韩庆华, 李海旺. 建筑钢结构稳定理论与应用[M]. 北京: 人民交通出版社, 2010.
- LUO Yongfeng, HAN Qinghua, LI Haiwang. Stability of steel structures- the theory and implement [M]. Beijing: China Communications Press, 2010.