

螺栓滑移引起的铝合金板式节点网壳变形研究

刘俊,罗永峰,郭小农[†],王丽
(同济大学 土木工程学院,上海 200092)

摘要:板式节点螺栓滑移会引起铝合金网壳结构发生明显变形,变形主要取决于节点轴向变形,可通过节点轴向刚度模型来模拟螺栓滑移.为考虑实际工程中螺栓尺寸的随机误差,提出节点轴向刚度的随机多折线模型,分析发现,考虑螺栓尺寸误差计算得到的网壳挠度,可采用理想四折线模型结果拟合.基于轴向刚度四折线模型,分析网壳挠度随螺栓预紧力的变化规律,发现当预紧力高于特定临界值时,网壳变形很小,反之网壳挠度会迅速增大.进一步分析发现:最大网壳挠度与螺栓孔径差、网格环数呈正比,受跨度、矢跨比和支座形式影响较大,与杆件截面及节点板尺寸、荷载大小相关性较小.基于此,提出螺栓滑移引起的最大网壳挠度计算公式,并对工程中常见的拉铆钉和普通螺栓,给出孔隙优化建议.

关键词:铝合金;网壳;板式节点;结构变形;螺栓滑移

中图分类号:TU393

文献标志码:A

Study on Structural Deformation of Reticulated Shells with Aluminum Alloy Gusset Joints Caused by Bolt Slippage

LIU Jun, LUO Yongfeng, GUO Xiaonong[†], WANG Li
(College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The bolt slippage of gusset joints can cause structural deformation in aluminum alloy single-layer reticulated shells. The magnitude of deformation depends on the axial displacement of gusset joints, thus, a reasonable axial stiffness of gusset joints can model the bolt slippage to calculate the structural deformation. A stochastic-poly-lines model is proposed for the distance of bolt slippage influenced by the random error of bolt geometries. It is found that the structural deflection calculated with the stochastic-polylines model can be fitted by that calculated with an ideal four-polylines model. Based on the four-polylines model, a case study is used to research on the structural deflection which varies with bolt pre-tightening force. It is found that if pre-tightening forces are larger than a limit value, the structural deflection ranges with a small amplitude, otherwise it increases distinctly. Further numerical analysis concludes that the maximum deflection approximately linearly varies with the number of grid rings and the gap between bolt and hole. And it is also affected distinctly by the structural span, the ratio of structural height to span and support type, but uncorrelated with the geometry of member section and joint gusset and the scale of loads. Then, a formula to compute the maximum deflection is proposed. And the optimum diameters of holes in gusset joint are lastly suggested for the widely used bolt and rivet connections.

Key words: aluminum alloy; reticulated shell; gusset joint; structural deformation; bolt slippage

* 收稿日期:2019-06-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51478335), National Natural Science Foundation of China(51478335)

作者简介:刘俊(1993—),男,安徽芜湖人,同济大学博士研究生

[†] 通讯联系人, E-mail: guo-xiao-nong@tongji.edu.cn

板式节点是铝合金单层网壳结构最常用的节点体系之一,节点通过螺栓或拉铆钉将节点板与杆件翼缘连接,杆件的轴力和弯矩均通过螺栓或铆钉受剪传递至上下节点板^[1].板式节点的螺栓或铆钉孔径大小是设计和施工的难题,螺杆与孔壁间隙太小,则对安装精度要求高,现场安装困难;间隙太大,安装精度有所降低,但螺栓或铆钉滑移可能引起较大的网壳变形.因此,寻找最优的孔隙,成为了铝合金板式节点网壳研究的重要问题.

郭小农等^[2]在铝合金板式节点的试验研究和理论分析中,将螺栓滑移引入刚度模型,提出了节点弯曲刚度的四折线模型.基于四折线模型,熊哲等^[3]对网壳结构承载力进行了研究,指出螺栓滑移对结构极限承载力具有较大影响.Xiong^[4]、Zhu^[5]和 Liu^[6]等进一步深入研究板式节点的承载性能和板式节点网壳的稳定性,然而,关于节点螺栓或铆钉滑移对网壳结构变形的影响,目前尚无深入研究,实际工程中节点螺栓孔径设置也尚无成熟的理论依据.本文对螺栓滑移引起的铝合金板式节点网壳变形规律进行研究,采用节点刚度模型模拟螺栓滑移,分析螺栓孔径大小、螺栓预紧力等对网壳变形的影响,通过大量数值算例拟合得到最大网壳挠度计算公式,为实际工程中优化螺栓和拉铆钉孔径提供相应参考依据.

1 螺栓滑移模型

1.1 四折线刚度模型

板式节点(如图1)受力过程中,螺栓会发生滑移,使得荷载-位移曲线存在平缓段.郭小农等^[2]提出的节点刚度四折线模型可以较为准确地考虑螺栓滑移对节点性能的影响.因此,计算网壳结构受力变形时,节点弯曲刚度和轴向刚度可采用四折线模型以模拟螺栓滑移.由于网壳结构杆件的杆端剪力很小,因而可以忽略节点剪切刚度的影响.

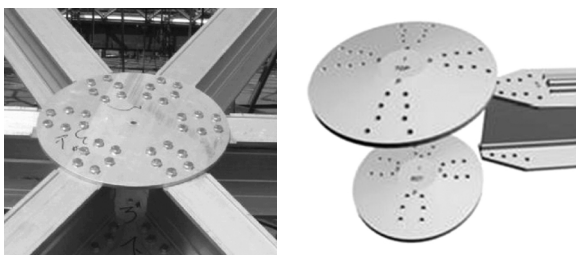


图1 铝合金板式节点

Fig.1 Aluminum alloy gusset joint

轴向刚度四折线模型(如图2)分为螺栓嵌固阶段、螺栓滑移阶段、孔壁承压阶段和失效阶段,其刚度分别为 K_f 、 K_s 、 K_c 和 0. 三个转折点对应轴力分别为 N_f 、 N_s 和 N_c ; 变形分别为 δ_f 、 δ_s 和 δ_c . 螺栓滑移的起滑轴力为 N_f , 记 P 为螺栓群总预紧力, μ 为板件间的静摩擦系数, 则 $N_f = \mu P$, 可见螺栓预紧力决定了其是否发生滑移. 螺栓滑移的距离为 $\delta_s - \delta_f$, 记 D 为螺孔直径, d 为螺杆直径, 则 $\delta_d = D - d$ 为孔径差(如图3), 则 $\delta_d = \delta_s - \delta_f$, 即螺杆与螺孔孔壁的间隙大小决定了螺栓滑移距离.

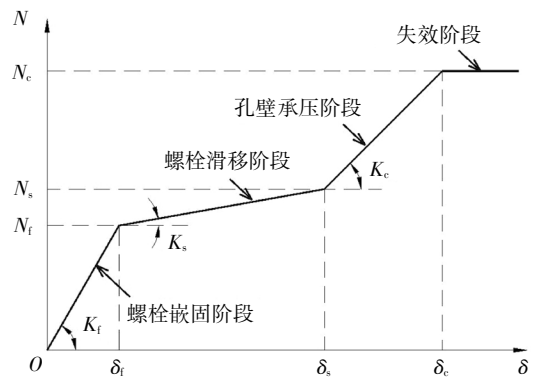


图2 节点轴向刚度的四折线模型

Fig.2 Four polyline model of joint axial stiffness

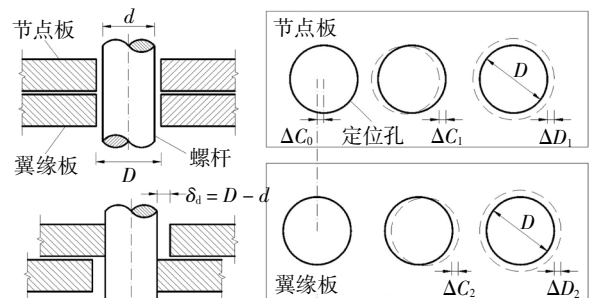


图3 螺栓尺寸及偏差示意图

Fig.3 Diagram of bolt geometry and tolerance

1.2 随机多折线刚度模型

实际工程中,螺杆和螺孔的尺寸、位置等存在误差,且误差是随机分布的,造成同一节点不同螺栓滑移距离会有所不同.文献[2]中试验结果表明孔壁承压阶段节点刚度缓慢增大,四折线模型拟合出现一定偏差.这正是由于同一节点各螺栓滑移长度不同,各螺栓并非同时接触孔壁,而是逐个与孔壁接触,承压刚度随之逐渐增大.基于此,依据各螺栓滑移距离不同,可将四折线模型的承压段修正为多段折线,每段折线斜率与接触孔壁的螺栓数量对应,更好地拟

合承压段刚度变化. 由于螺栓尺寸误差是随机的, 因此采用蒙特卡洛方法^[7]计算螺栓滑移距离, 可得到随机多折线刚度模型.

影响螺栓滑移距离的尺寸误差包括螺杆直径偏差 Δd 、板螺孔位置偏差 ΔC_1 和 ΔC_2 、直径偏差 ΔD_1 和 ΔD_2 (如图 3). 这些误差均为加工误差, 一般服从正态分布^[8]. 安装中节点板与杆件翼缘的螺孔还存在对齐误差, 记为 ΔC_0 , ΔC_0 受诸多施工因素影响, 分布形式难以确定, 但其最不利情况是螺栓孔隙被拉伸至最大. 记单个螺栓滑移距离为 δ_i , Δd 、 ΔD_1 和 ΔD_2 以直径增大为正, ΔC_1 、 ΔC_2 和 ΔC_0 以螺栓滑移相反方向为正, 则单个螺栓滑移距离为

$$\delta_i = D - d + \frac{\Delta D_1 + \Delta D_2}{2} - \Delta d + \Delta C_1 + \Delta C_2 + \Delta C_0 \quad (1)$$

对式(1)中变量进行蒙特卡洛模拟, 可得到各螺栓的随机滑移距离, 由此便可建立板式节点轴向刚度随机多折线模型. 基于 50 次蒙特卡洛模拟的随机多折线模型如图 4 所示, 图 4(a)和(b)分别为 ΔC_0 按随机分布和最不利形式考虑情况.

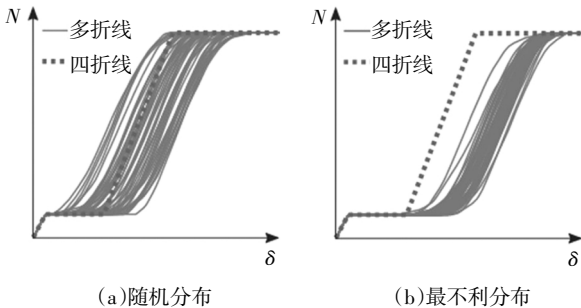


图 4 节点轴向刚度的随机多折线模型

Fig.4 Stochastic-polylines model of joint axial stiffness

2 数值模型

基于节点刚度的四折线和随机多折线模型, 本文通过数值模型, 分析螺栓滑移引起的板式节点网壳变形. 模型采用 K6 型凯威特单层球面网壳, 跨度为 60 m, 矢高 15 m, 网格环数为 14 环, 支座为固定铰支座. 杆件及节点板尺寸如图 5 所示, 材料均采用铝合金 6061-T6, 本构关系采用 R-O 模型, 弹性模量为 70 GPa, 名义屈服强度为 240 MPa, 泊松比为 0.3. 节点螺栓群总预紧力 P 取 70 kN, 孔径差 δ_d 取 2 mm, 板件间的摩擦系数为 0.3. 荷载采用 0.6 kN/m² 均布恒荷载.

本文依据文献[9]在 ANSYS 软件中建立铝合金

板式节点网壳的有限元模型, 杆件采用 BEAM188 单元模拟, 节点采用 COMBIN39 单元模拟, 通过节点刚度考虑螺栓滑移, 并且, 此类数值模型的可靠性已经试验验证了. 本节首先建立 3 个模型: 不考虑节点螺栓滑移 (编号 K1); 仅节点的轴向刚度考虑螺栓滑移 (编号 K2); 节点的轴向刚度和弯曲刚度均考虑螺栓滑移 (编号 K3). 不考虑螺栓尺寸的随机误差, 采用理想四折线模型, 轴向刚度 K_t 为 210.7 kN/mm, K_c 为 298.3 kN/mm, K_s 取零; 弯曲刚度参数参考文献[9]计算得到.

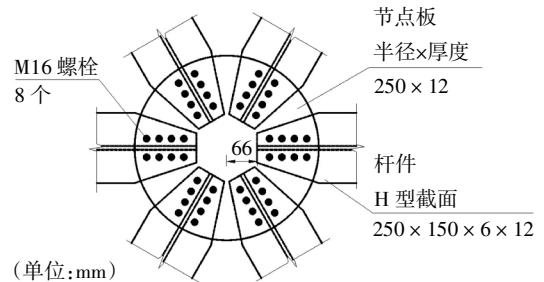


图 5 杆件及节点板尺寸

Fig.5 Geometric parameters of member and joint gusset

结构变形主要为竖向变形, 图 6 绘出了模型 K2 的节点竖向挠度 f , 可以发现, 最大变形发生在跨中区域, 最大节点挠度达到 103.2 mm. 模型 K1 和 K3 最大节点挠度分别为 9.0 mm 和 101.4 mm, 对比 K2 结果可知, 轴向刚度对结构变形影响很大, 而弯曲刚度的影响很小, 可以忽略. 由此可见, 正常使用状态下网壳结构变形主要取决于节点轴向变形. 基于此, 本文数值模型将忽略节点弯曲刚度的影响, 仅节点轴向刚度考虑螺栓滑移. 同时, 采用结构最大节点竖向挠度作为结构变形指标, 后文中“网壳挠度”特指最大节点竖向挠度, 记为 f_m .

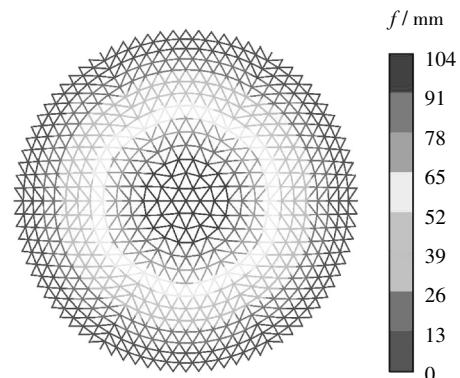


图 6 结构竖向变形

Fig.6 Vertical structural deformation

3 螺栓参数分析

3.1 螺栓预紧力

3.1.1 预紧力分析

板式节点发生螺栓滑移的临界轴力取决于螺栓群总预紧力,本节不考虑螺栓尺寸的随机误差,基于刚度四折线模型,对预紧力 P 进行参数分析,得到网壳挠度 f_m 随 P 变化关系如图 7 所示.此外,在第二节模型孔径差 δ_d 取 2.0 mm 基础上,再将 δ_d 取 0.5、1.0、1.5、2.5、3.0 和 3.5 mm,得到的结果同样绘于图 7.由图 7 可见,各孔径差下 f_m 随 P 呈相似的变化规律.以 δ_d 取 2.0 mm 情况为例: P 较小时, f_m 随 P 增大而增大; P 达到首个界限值 P_1 (约 39 kN) 之后, f_m 呈水平变化趋势; P 达到第二个界限值 P_2 (约 76 kN) 之后, f_m 迅速减小; P 达到第三个界限值 P_3 (约 90 kN) 之后, f_m 很小且几乎不再变化.

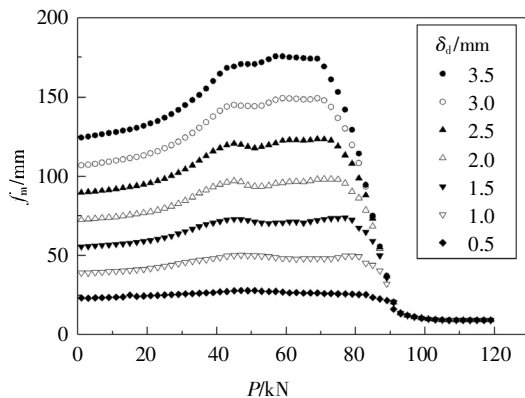


图 7 网壳挠度散点图

Fig.7 Scatter of structural deflection

根据 f_m 变化规律可知,存在控制结构发生较大变形的临界预紧力 P_{cr} ,即界限值 P_3 ,当 $P > P_{cr}$ 时,结构变形很小,而 $P < P_{cr}$ 时,结构变形迅速增大.同时,存在一个最不利预紧力区间,即界限值 P_1 和 P_2 区间,该区间内网壳挠度达到最大.为偏于保守,可认为 $P < P_{cr}$ 时,结构就会发生最不利变形.

考虑结构可能承受雪荷载作用,取 1.0 kN/m² 均布雪载,将第 2 节模型修正为恒载与雪载共同作用,计算得到 f_m 随 P 变化如图 8 所示.对比图 7 可以发现, f_m 最大值相差很小.这表明,结构承受恒载作用时,若多数节点已完成螺栓滑移,则使用过程中承受雪载叠加作用时,不再发生螺栓滑移引起的明显变形.然而,雪荷载作用使得临界预紧力提高.以 δ_d 取 2.0 mm 情况为例,临界预紧力 P_{cr} 由约 90 kN 提高至

约 215 kN,此时,90 kN 至 215 kN 将成为危险预紧力区间段,即结构施工完成时不会发生较大变形,但使用中承受较大雪荷载时,可能会突然发生较大变形.

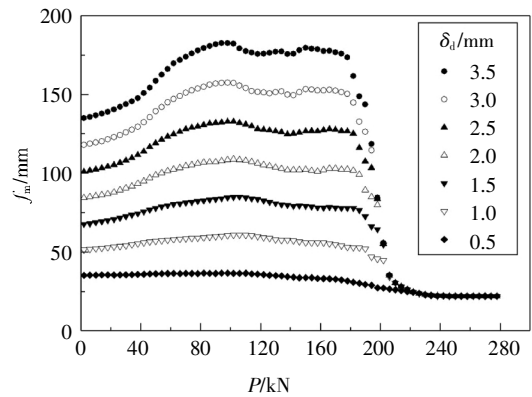


图 8 网壳挠度散点图(恒载+雪载)

Fig.8 Scatter of structural deflection (dead load+snow load)

3.1.2 随机预紧力

实际工程中,同一结构不同节点的螺栓群总预紧力存在离散性,呈随机分布状态.将预紧力设置为均匀分布随机变量,上界限取临界预紧力 90 kN,下限为 0.进行 500 次蒙特卡洛模拟,计算得到的网壳挠度频率分布如图 9 所示,其结果波动性很小.由此可见,计算螺栓滑移引起的最大网壳变形,可以忽略预紧力的随机性.

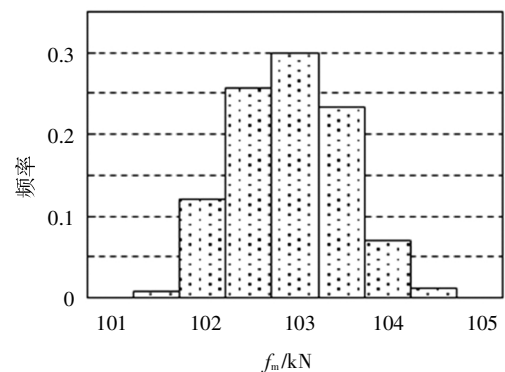


图 9 网壳挠度频率直方图

Fig.9 Frequency histogram of structural deflection

3.2 螺栓孔径差

3.2.1 孔径差分析

板式节点螺栓滑移距离取决于螺栓孔径差,图 7 中不同孔径差 δ_d 对应的网壳挠度 f_m 幅值明显不同.对 δ_d 进行参数分析,得到的 f_m 结果如图 10 中理想散点所示,近似随 δ_d 线性增大.结合图 7,可以认为 P 为 70 kN 时 f_m 达到最大值,这表明最大网壳挠度随孔径差线性增大.

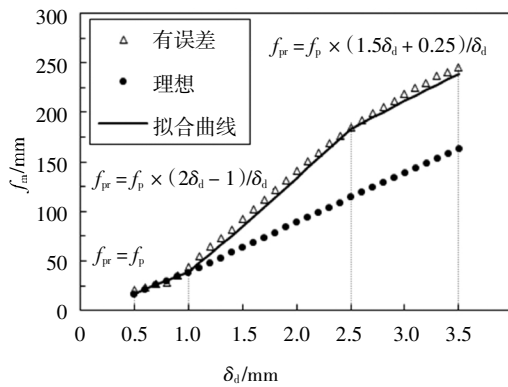


图 10 网壳挠度拟合

Fig.10 Structural deflection fitting

3.2.2 随机尺寸偏差

考虑实际工程中螺栓尺寸的随机偏差, 采用随机多折线模型分析. 螺孔直径和位置偏差采用截断限为 2 倍标准差的截断正态分布, 参照规范^[10], ΔD_1 和 ΔD_2 限值分别取 0 和 1 mm, ΔC_1 和 ΔC_2 限值取 ± 1 mm; 螺杆制造精度较高, 因而忽略螺杆直径偏差. 定位螺孔对齐误差 ΔC_0 分别考虑随机分布和最不利对齐位置两种情况. 500 次蒙特卡洛模拟的 f_m 频率分布见图 11, 其波动性很小. 对比理想孔径差的四折线模型结果 103.2 mm, 可以发现定位螺孔对齐误差随机分布对网壳变形有利; 而最不利对齐位置则产生了明显的不利影响. 实际工程中定位螺孔对齐位置难以控制, 因此, 应当考虑最不利对齐位置.

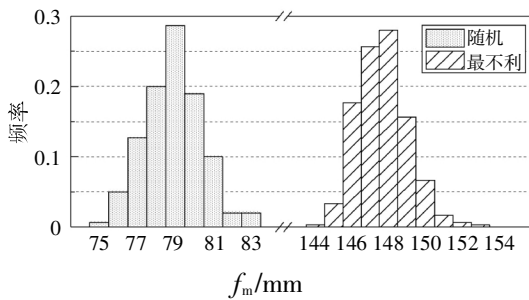


图 11 网壳挠度频率直方图(随机螺栓尺寸误差)

Fig.11 Frequency histogram of structural deflection(random error of bolt geometry)

考虑定位螺孔最不利对齐位置情况, 对孔径差 δ_d 进行参数分析. 对每个 δ_d 均计算得到网壳挠度频率分布, 将其 95% 分位数作为最不利网壳挠度值, 记为 f_{pr} . f_{pr} 绘成图 10 中有误差散点. 可以发现, f_{pr} 随 δ_d 增大而增大, 但并非为线性增长. 对比理想孔径差挠度 f_p , 当 δ_d 超过 1 mm 时, f_{pr} 呈现更快的增长趋势. 由此可见, 孔径差 δ_d 越大, 螺栓尺寸误差对网壳挠度影响越大.

实际工程中若对螺栓尺寸随机误差进行蒙特卡洛模拟分析, 需进行大量运算. 基于图 10 的结果, 分析仅螺栓滑移引起的网壳挠度 (即减去结构弹性变形挠度), 发现可由四折线模型结果 f_p 拟合考虑误差的网壳挠度 f_{pr} , 拟合结果绘于图 10, 拟合公式如下:

$$f_{pr} = \begin{cases} f_p, & 0.5 < \delta_d \leq 1 \\ f_p \times \frac{2\delta_d - 1}{\delta_d}, & 1 < \delta_d \leq 2.5 \\ f_p \times \frac{6\delta_d - 1}{4\delta_d}, & 2.5 < \delta_d \leq 3.5 \end{cases} \quad (2)$$

式中, δ_d 单位为 mm. 该拟合公式为实际工程提供实用估算依据, 即采用刚度四折线模型计算最大网壳挠度, 再由公式估算有螺栓尺寸误差的最大网壳挠度, 以避免大量运算.

4 大规模数值分析

4.1 参数方案

本节根据工程中最常见的设计参数, 对结构跨度、矢跨比、网格环数、支座形式等因素进行参数分析. 结构设计参数及编号列于表 1; 杆件截面尺寸和板式节点尺寸参数及编号列于表 2; 材料性能同第 2 节模型. 荷载组合及编号列于表 1. 螺栓孔径差取 2 mm, 分析结果均采用仅螺栓滑移引起的网壳挠度 (记为 f_n). f_n 随预紧力 P 变化的最大值为最大网壳挠度 f_p .

表 1 结构设计参数及荷载组合

Tab.1 Structural design parameters and load combination

| 编号 | 跨度/m | 编号 | 网格环数 | | | 编号 | 矢跨比 | 编号 | 支座形式 | 编号 | 荷载/(kN·m ²) |
|----|------|----|------|----|----|----|------|----|------|----|-------------------------|
| | | | L1 | L2 | L3 | | | | | | |
| L1 | 30 | M1 | 8 | 10 | 12 | R1 | 0.15 | S1 | 铰接 | D1 | 0.5 (恒载) |
| L2 | 45 | M2 | 9 | 11 | 13 | R2 | 0.20 | S2 | 刚接 | D2 | 0.6 (恒载) |
| L3 | 60 | M3 | 10 | 12 | 14 | R3 | 0.25 | — | — | D3 | 0.7 (恒载) |
| — | — | M4 | 11 | 13 | 15 | R4 | 0.30 | — | — | D4 | 0.6 (恒载)+1.0 (雪载) |

表 2 杆件截面及节点板尺寸参数

Tab.2 Geometric parameters of member section and gusset plate

| 编号 | 杆件截面/ (mm×mm×mm×mm) | 节点板/mm | | | 螺栓 | | $K_r/$ (kN·mm ⁻¹) | $K_s/$ (kN·mm ⁻¹) |
|----|------------------------|--------|-----|-------|-----|----|----------------------------------|----------------------------------|
| | | 厚度 | 半径 | 中心区半径 | 型号 | 数量 | | |
| J1 | H200 × 125 × 6 × 10 | 12 | 250 | 66 | M16 | 6 | 164.8 | 221.3 |
| J2 | H250 × 150 × 6 × 12 | 12 | 250 | 66 | M16 | 8 | 210.7 | 298.3 |
| J3 | H300 × 160 × 8 × 12 | 14 | 250 | 66 | M16 | 8 | 229.6 | 330.2 |

4.2 参数分析

4.2.1 跨度与支座形式

对比分析仅跨度不同的模型结果,发现网壳跨度越大,临界预紧力越大,但最大网壳挠度反而减小.以网格环数为 10 环、荷载为 D2、杆件截面为 J2 的网壳为例,跨度为 30 m 和 45 m 的结构计算结果列于表 3.可以发现,跨度为 45 m 的最大网壳挠度均小于跨度 30 m,但是随矢跨比增大,其差值减小,这表明跨度对网壳变形的影响随矢跨比增大而减小.网格环数为 12 环网壳,跨度为 45 m 和 60 m 的结构计算结果同样列于表 3,可以发现其表现出相同的规律.

对比分析仅支座形式不同的模型结果,发现刚接支座和铰接支座结构的临界预紧力几乎相同,但是刚接支座最大网壳挠度高于铰接支座.以表 3 中跨度为 45 m 的结果为例,矢跨为 0.15 时(编号 R1),刚接支座的网壳挠度为 106.0 mm,而铰接支座为 80.1 mm,挠度相差达到 24.4%.此外,随矢跨比增大,其差值同样减小,表明支座形式的影响减小.

表 3 最大网壳挠度

Tab.3 Maximum structural deflection

| 跨度 | 最大网壳挠度/mm | | | |
|----------|-----------|------|------|------|
| | R1 | R2 | R3 | R4 |
| 30 m(S1) | 99.8 | 77.1 | 67.3 | 62.6 |
| 45 m(S1) | 80.1 | 67.5 | 65.9 | 63.1 |
| 差值 | 19.7 | 9.6 | 1.4 | -0.5 |
| 30 m(S2) | 125.6 | 95.7 | 78.9 | 69.4 |
| 45 m(S2) | 106.0 | 79.2 | 68.1 | 63.4 |
| 差值 | 19.6 | 16.5 | 10.8 | 6.0 |
| 45 m(S1) | 109.7 | 84.5 | 72.0 | 66.7 |
| 60 m(S1) | 89.6 | 75.7 | 73.7 | 70.9 |
| 差值 | 20.1 | 8.8 | -1.7 | -4.2 |

4.2.2 矢跨比

对比分析仅矢跨比不同的模型结果,发现随矢跨比增大,临界预紧力和最大网壳挠度均减小,典型模型(编号 L2-M1-S2-J2-D2)网壳挠度 f_n 随预紧力

P 的变化关系见图 12.由图可知,不同矢跨比的结构,网壳挠度随预紧力变化规律相同,但随矢跨比增大,临界预紧力和最大网壳挠度均明显减小.

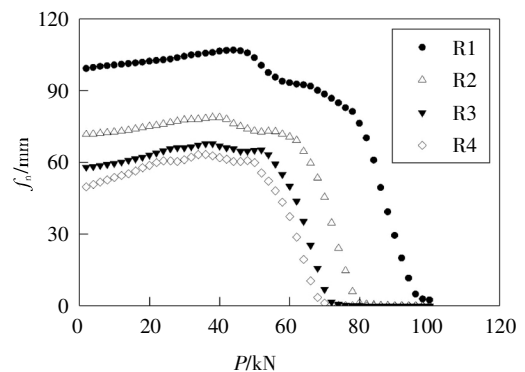


图 12 网壳挠度散点图(矢跨比)

Fig.12 Scatter of structural deflection (ratios of structural height to span length)

4.2.3 网格环数

对比分析仅网格环数不同的模型结果,发现随网格环数增大,临界预紧力减小,而最大网壳挠度均增大,且近似呈线性增大.典型模型(编号 L2-R3-S2-J2-D2)结果见图 13.由图可知,不同网格环数的结构网壳挠度随预紧力的变化规律相同,但网格环数对临界预紧力和最大网壳挠度均有明显影响,临界预紧力随网格环数增大而减小,而最大网壳挠度随之增大.

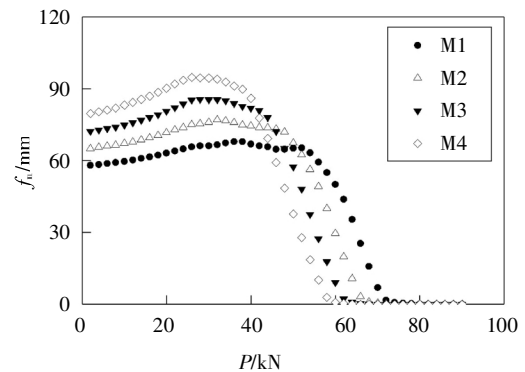


图 13 网壳挠度散点图(网格环数)

Fig.13 Scatter of structural deflection (numbers of grid rings)

4.2.4 构件尺寸与荷载

对比分析仅杆件截面及节点板尺寸参数不同的模型结果,发现对于不同杆件截面和节点尺寸,最大网壳挠度变化普遍小于 15 mm. 由此可见,节点和杆件截面尺寸对螺栓滑移引起的网壳变形影响很小.

对比分析仅恒载大小不同的模型结果,发现随恒载大小变化,最大网壳挠度变化均不超过 10 mm. 由此可见,恒荷载大小对螺栓滑移引起的网壳变形影响很小. 而考虑雪荷载作用时,各模型网壳变形与图 7 呈相同变化规律,即雪载使得临界预紧力提高,但对最大网壳挠度无明显影响.

4.3 临界预紧力

为保证网壳不会因螺栓滑移而发生明显结构变形,临界预紧力是板式节点设计和施工的重要控制参数. 实际工程中,使结构全部节点均不发生螺栓滑移作为预紧力设计指标,会过于严格,本文建议采用使一定比例节点不发生螺栓滑移作为预紧力设计指标.

对雪荷载作用下的网壳模型(编号 D4,共 96 个模型,以 Num 表示编号)结果进行分析,发生螺栓滑移的节点比例分别取 5%、10%、15%和 20%,网壳挠度如图 14 所示,可以发现,当 10%节点发生螺栓滑移时,网壳挠度均不超过 10 mm. 因此,临界预紧力可以采用使 90%节点不发生螺栓滑移的预紧力,即预紧力产生的摩擦力高于 90%杆端轴力. 以此值作为预紧力设计值,可以保障结构不发生明显变形.

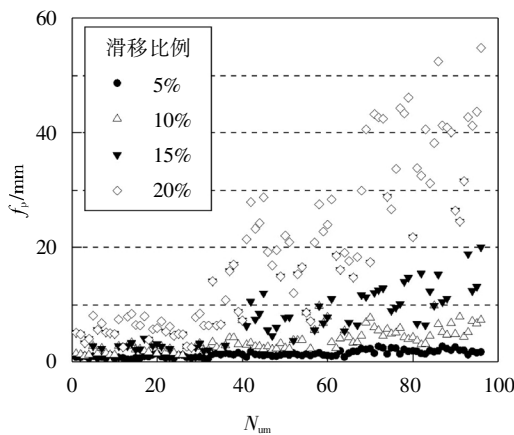


图 14 螺栓滑移比例

Fig.14 Proportion of the nodes with slipping bolts

4.4 最大网壳挠度

综合分析前文参数结果,板式节点螺栓滑移引起的最大网壳挠度与孔径差、网格环数呈正比,受跨度、矢跨比和支座形式影响较大,与其他参数相关性较小.本节以跨度、矢跨比和支座为分析参数,再建

立 308 个模型进行分析,以拟合得到最大网壳挠度计算公式. 记 L_s 为跨度, r_f 为矢跨比,图 15 绘出全部模型最大网壳挠度 f_p 及拟合偏差 Δ_f ,其拟合公式为

$$f_p = [\beta_1 + \beta_2(0.3 - r_f)^2] n_r \delta_d \quad (3)$$

式中: β_1 和 β_2 均为拟合参数. $\beta_1 = 3.0$; $L_s = 30$ m 时,支座刚接 $\beta_2 = 135$,铰接 $\beta_2 = 70$,而 $L_s = 80$ m 时均有 $\beta_2 = 35$,其间 β_2 由线性插值得到;对于 $r_f > 0.3$ 均有 $\beta_2 = 0$. 由图 15 可以看出,拟合偏差均小于 12 mm. 因此,对于跨度为 30 ~ 80 m,矢跨比为 0.14 ~ 0.4 的板式节点单层球面网壳,可以采用式(3)对最大网壳挠度进行估算.

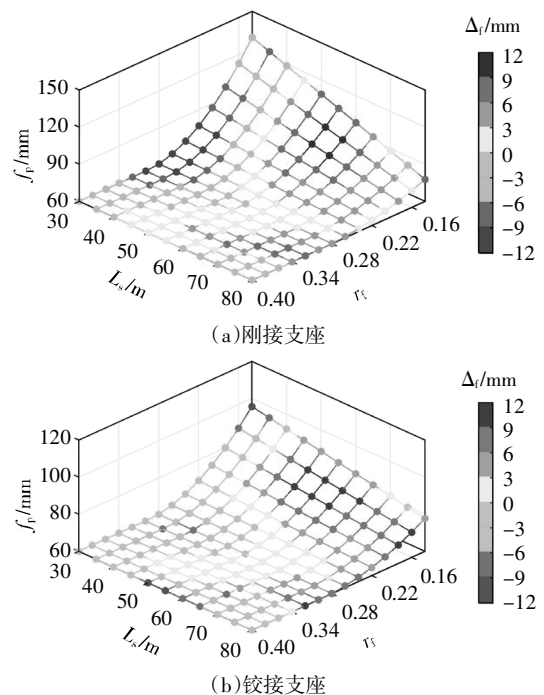


图 15 网壳挠度和估算偏差

Fig.15 Structural deflection and estimation error

5 孔隙优化

5.1 拉铆钉孔隙

实际工程中,铝合金网壳板式节点多采用拉铆钉进行连接,铆杆直径与铆钉孔直径一般相差很小,这使得板式节点施工不便. 拉铆钉具有稳定的预紧力,保证拉铆钉预紧力高于临界预紧力,则网壳不会因铆钉滑移而发生明显变形,因此,实际工程中可以将铆钉孔直径适当增大.

以工程中常用的 M9.66 拉铆钉为例^[11],铆钉孔径通常为 9.96 mm,孔径差仅为 0.3 mm. 板式节点单侧采用 8 个铆钉连接,则总预紧力可以产生约 70 kN 最大静摩擦力. 当轴力超过 70 kN 的杆件比例低于

10%时,铆钉滑移则不会引起明显结构变形,因而铆钉孔隙可以适当增大,以便于施工。

5.2 螺栓孔隙

节点受力较大时,连接通常会选用直径较大的不锈钢螺栓。铝合金结构不宜使用高强螺栓连接^[12],而普通螺栓预紧力无法得到保障。因此,对于螺栓连接的板式节点网壳,应当考虑螺栓滑移引起的网壳变形,限制螺栓孔径大小。C级普通螺栓孔径差为1.0~2.0 mm,根据本文公式计算,孔径差取2 mm时,螺栓滑移引起的网壳挠度最大可达跨度的1/300,这样的变形无法保障结构安全正常使用。螺栓孔径差取1.2 mm,挠度最大约为跨度的1/1 000,孔径差取1.6 mm,挠度最大约为跨度的1/500。可见,对于普通螺栓连接的板式节点,可根据工程要求,采用本文挠度估算公式确定螺栓孔径。

6 结 论

1)板式节点螺栓滑移会引起的铝合金网壳结构发生明显变形,可通过节点轴向刚度模型来模拟螺栓滑移,计算结构变形。为考虑螺栓尺寸的随机误差,提出了轴向刚度的随机多折线模型。

2)基于数值算例分析得到网壳变形随螺栓预紧力变化规律;保证90%节点不发生螺栓滑移的预紧力可以作为临界预紧力值,实际值高于临界值时,螺栓滑移引起的结构变形可以忽略。

3)最大网壳挠度与螺栓孔径差呈正比。螺栓尺寸误差可能会使得结构变形增大,通过理想模型的网壳挠度计算结果拟合得到有尺寸误差的挠度计算公式,以便于实际应用。

4)最大网壳挠度受网格环数、跨度、矢跨比和支座形式影响较大,基于参数分析结果,提出螺栓滑移引起的最大网壳挠度估算公式,并为工程中常见的拉铆钉和螺栓孔隙优化提出相应建议。

参考文献

- [1] 郭小农,熊哲,罗永峰,等. 铝合金板式节点面外初始弯曲刚度的杆件间交互影响[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2015,42(3):36—42.
- GUO X N, XIONG Z, LUO Y F, *et al.* The out-of-plane initial bending stiffness interaction of members on the aluminum alloy gusset joint [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2015, 42(3):36—42. (In Chinese)
- [2] 郭小农,熊哲,罗永峰,等. 铝合金板式节点弯曲刚度理论分析[J]. 建筑结构学报,2014,35(10):144—150.
- GUO X N, XIONG Z, LUO Y F, *et al.* Theoretical study on bending stiffness of aluminum alloy gusset joint [J]. *Journal of Building Structures*, 2014, 35(10):144—150. (In Chinese)
- [3] 熊哲,郭小农,蒋首超,等. 铝合金板式节点网壳稳定承载力试验研究[J]. 建筑结构学报,2017,38(7):9—15.
- XIONG Z, GUO X N, JIANG S C, *et al.* Experimental study on buckling capacity of aluminum alloy gusset joint dome [J]. *Journal of Building Structures*, 2017, 38(7):9—15. (In Chinese)
- [4] XIONG Z, GUO X, LUO Y, *et al.* Elasto-plastic stability of single-layer reticulated shells with aluminum alloy gusset joints [J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 115:163—175.
- [5] ZHU S, GUO X, LIU X, *et al.* The in-plane effective length of members in aluminum alloy reticulated shell with gusset joints [J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 123:483—491.
- [6] LIU H, YING J, MENG Y, *et al.* Flexural behavior of double- and single-layer aluminum alloy gusset-type joints [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 144:106263.
- [7] 刘俊,罗永峰,杨旭,等. 基于节点位置相关性分析的结构位形推算方法 [J]. 湖南大学学报(自然科学版),2019,46(3):74—81.
- LIU J, LUO Y F, YANG X, *et al.* A new approach to calculating structural geometric shape based on the correlation analysis of nodal positions [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2019, 46(3):74—81. (In Chinese)
- [8] 杨风利,朱彬荣,邢海军. 输电铁塔螺栓节点连接滑移特性及模型参数研究[J]. 工程力学,2017(10):116—127.
- YANG F L, ZHU B R, XING H J. The slip characteristics and parametric study of bolted connections for transmission towers [J]. *Engineering Mechanics*, 2017(10):116—127. (In Chinese)
- [9] XIONG Z, GUO X, LUO Y, *et al.* Experimental and numerical studies on single-layer reticulated shells with aluminum alloy gusset joints [J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 118:124—136.
- [10] GB 50205—2001 钢结构工程施工质量验收规范 [S]. 北京:中国计划出版社,2002:33—35.
- GB 50205—2001 Code for acceptance of construction quality of steel structures [S]. Beijing:China Planning Press, 2002:33—35. (In Chinese)
- [11] 邓华,陈伟刚,白光波,等. 铝合金板件环槽铆钉搭接连接受剪性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2016,37(1):143—149.
- DENG H, CHEN W G, BAI G B, *et al.* Experimental study on shearing behavior of lock bolted lap connection for aluminum alloy plates [J]. *Journal of Building Structures*, 2016, 37(1):143—149. (In Chinese)
- [12] GB 50429—2007 铝合金结构设计规范[S]. 北京:中国计划出版社,2007:9—10.
- GB 50429—2007 Code for design of aluminum structures[S]. Beijing:China Planning Press, 2007:9—10. (In Chinese)