

文章编号: 1000-4750(2011)11-0190-07

考虑焊接球节点变形的网壳结构多尺度有限元分析方法

*罗尧治, 刘海锋, 娄 荣

(浙江大学建筑工程学院, 杭州 310058)

摘 要: 为了同时分析焊接球节点的局部受力和网壳的整体受力, 根据多尺度有限元法的思想, 将焊接球节点以及它所连接的杆件长为 S 的一小段作为微观尺度模型采用实体单元离散, 结构的其余部分作为宏观尺度模型采用梁单元离散。根据经典欧拉梁理论的平截面假定推导了两种尺度模型界面上的位移增量约束方程, 并给出了基于 Updated Lagrangian 法的位移增量约束方程引入方法。给出了 S 的估计值并采用 Zienkiewicz-Zhu 后验误差估计理论来确定它是否合理。以考虑节点屈服的单层球面网壳弹塑性静力稳定性分析为例说明了该方法的有效性和可行性。

关键词: 网壳; 多尺度有限元法; 平截面假定; 焊接空心球节点; 位移增量约束方程

中图分类号: TU323 文献标志码: A

MULTI-SCALE FINITE ELEMENT SIMULATION OF RETICULATED SHELL CONSIDERING DEFORMATION OF WELDED HOLLOW SPHERICAL JOINTS

*LUO Yao-zhi, LIU Hai-feng, LOU Rong

(College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: In order to analyze welded hollow spherical joints and a whole reticulated dome in a same finite element model, based on the multi-scale simulation, the joint and a short part of each member connecting to it are divided by the solid elements as a micro-model, and the other part of a structure is simulated by beam elements as a macro-model. The length of the short part of beam is assumed as S . The incremental displacement constraint equations for the nodes on the section between the two models are derived by the basis of the plane section assumption of classical Euler's beam theory. A method to introduce the constraint equations is deduced on the basis of an Updated Lagrangian Description method. The estimated value of S is given and the Zienkiewicz-Zhu error post-processing technique is used to confirm its validity. The elasto-plastic static stability analysis of a single-layer reticulated collapsing dome was carried out to show the feasibility and the validity of this method, considering the collapsing of joints. □

Key words: reticulated shell; multi-scale finite element method; plane section premise; welded hollow spherical joints; incremental displacement constraint equations

焊接球节点具有构造简单, 连接方便且不产生偏心等特点, 在网壳工程中得到了广泛的应用。焊接球节点局部受力分析和网壳的整体受力分析都

是网壳设计工作的重要内容。目前, 完成这个任务首先要建立只考虑杆件受力的梁单元有限元模型, 该模型不考虑焊接球节点变形对整个网壳的影响,

收稿日期: 2010-02-24; 修改日期: 2010-04-13

基金项目: 国家自然科学基金杰出青年科学基金项目(51025828); 国家自然科学基金面上项目(50978227)

作者简介: *罗尧治(1966—), 男, 宁波人, 教授, 博士, 博导, 从事结构工程研究(E-mail: luoyz@zju.edu.cn);

刘海锋(1980—), 男, 咸阳人, 博士, 从事结构工程研究(E-mail: oceanlhf@163.com);

娄 荣(1981—), 男, 萧山人, 博士, 从事结构工程研究(E-mail: ghost261412@163.com).

假定结构中各杆件刚接或铰接于焊接空心球节点的形心处，可以计算出网壳中各杆件的内力和位移^[1-3]；然后，建立一个只考虑焊接空心球受力的实体单元模型，根据梁单元模型计算得到的杆件内力来确定焊接空心球的载荷并计算它的应力和应变^[4]。可见，该方法需要进行两次有限元求解，比较麻烦，更重要的是，它无法计算焊接球节点的局部变形对网壳整体变形的影响。因此，需要提出一种能同时计算焊接球节点局部受力和网壳结构整体受力的有限元方法。

多尺度有限元模型可以根据结构的受力情况，将结构的不同部位采用不同类型的单元来离散，形成多个不同尺度的有限元模型，并采用位移约束方程实现各种尺度有限元模型之间的连接。Khandelwal 等^[5-6]学者推导了小变形条件下由壳单元离散而成的微观尺度模型和由梁单元离散而成的宏观尺度模型界面上各节点的位移约束方程，将其用于框架结构的多尺度有限元分析中，取得了满意的效果。

本文将焊接球节点以及它所连接的杆件长为 S 的一小段作为微观尺度模型采用实体单元离散，其余部分作为宏观模型采用梁单元离散。本文根据平截面假定推导了两种尺度模型界面上的位移增量约束方程，并给出了基于 Updated Lagrangian 法的位移增量约束方程引入方法；给出了杆端长度 S 的估计值和其是否合理的检验方法。以考虑焊接球节点屈服的单层球面网壳结构静力分析为例证实了方法的有效性和可行性。

1 位移增量约束方程的推导

已有的焊接球节点实验清楚地表明，采用实体单元离散焊接球节点即可准确地模拟焊接球的破坏过程^[7-8]。因此，可以将焊接空心球节点和与其相连的长为 S 的一小段杆件作为微观尺度模型采用实体单元离散，结构的其余部分作为宏观尺度模型采用梁单元离散，如图 1 所示。

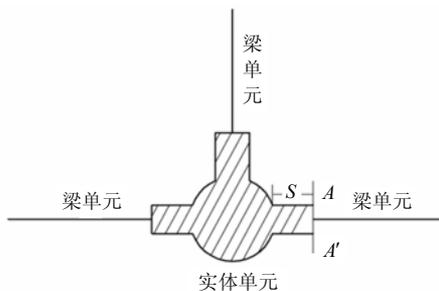


图 1 多尺度模型
Fig.1 Multi-scale model

根据圣维南原理，将分布于弹性体边界上的面力变换为分布不同但静力等效的面力，近处的应力分布将有显著的改变，但是远处所受的影响可以忽略不计。在杆件和焊接空心球之间的焊缝处，应力-应变关系复杂，不符合梁的应力-应变关系。而在离焊缝距离为 S 的交界面 $A-A'$ 处，如果 S 足够大，该截面上的应力-应变关系是符合平截面假定的^[9]。因此，可以建立微观尺度模型杆端截面上实体单元的节点与相应梁单元节点之间的位移协调方程。

在图 2 所示的局部坐标系下，梁单元在截面 $A-A'$ 圆心处有一个节点 O ，位移为： u_b 、 v_b 、 w_b 、 ϕ_x 、 ϕ_y 、 ϕ_z ；实体单元在截面 $A-A'$ 处有 n 个节点，位移为： u 、 v 和 w 。当梁截面 $A-A'$ 沿 z 轴方向发生平动时，截面 $A-A'$ 上任意节点 h 的位移增量可以表示为：

$$\Delta u_p = u_b, \quad \Delta v_p = v_b, \quad \Delta w_p = w_b \quad (1)$$

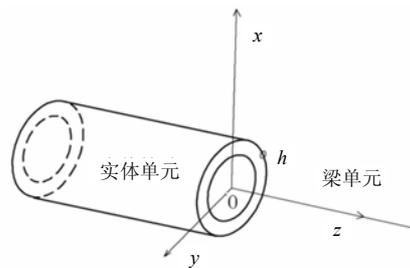


图 2 约束方程的局部坐标系

Fig.2 Local coordinate system for constraint equations

截面 $A-A'$ 在 xy 平面中上绕轴 z 转动 ϕ_z 时，如图 3 所示，节点 h 在 x 方向和 y 方向的位移增量为：

$$\begin{cases} \Delta u_z = -r_h [\cos(\alpha + \phi_z) - \cos \alpha] \\ \Delta v_z = r_h [\sin(\alpha + \phi_z) - \sin \alpha] \end{cases} \quad (2)$$

其中： r_h 为实体单元节点 h 到梁节点 O 的距离； h 为节点编号。

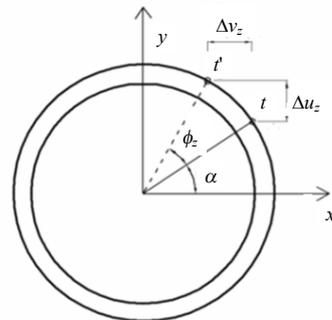


图 3 绕 z 轴转动

Fig.3 Rotation about z axis

截面 $A-A'$ 在 yz 平面上绕 x 轴转动时，如图 4 所示，节点 h 在 z 方向和 y 方向上的位移增量为：

$$\begin{cases} \Delta w_x = r_{hy} \sin \phi_x \\ \Delta v_x = -r_{hy} (1 - \cos \phi_x) \end{cases} \quad (3)$$

其中: r_{hy} 为 r_h 在 y 轴上的投影距离; $r_{hy} = r_h \sin \alpha$ 。

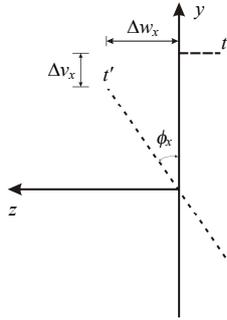


图 4 绕 x 轴转动

Fig.4 Rotation about x axis

截面 $A-A'$ 在 xz 平面上绕 y 轴转动 ϕ_y 时, 如图 5 所示, 节点 h 在 x 方向和 z 方向上的位移增量为:

$$\begin{cases} \Delta w_y = -r_{hx} \sin \phi_y \\ \Delta u_y = -r_{hx} (1 - \cos \phi_y) \end{cases} \quad (4)$$

其中: r_{hx} 为 r 在 x 轴上的投影距离, $r_{hx} = r \cos \alpha$ 。

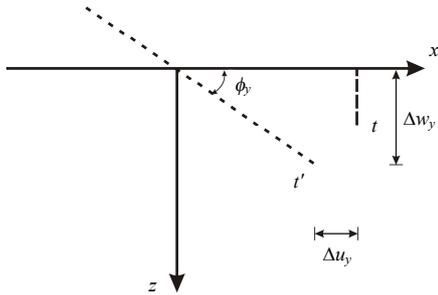


图 5 绕 y 轴转动

Fig.5 Rotation about y axis

将式(1)~式(4)中节点 h 的位移增量相加, 即可得到截面上梁单元节点 O 和实体单元节点 h 的位移协调关系为:

$$\begin{cases} u = u_b - r_h [\cos \alpha - \cos(\alpha + \phi_z)] - r_{hx} (1 - \cos \phi_y) \\ v = v_b + r_h [\sin(\alpha + \phi_z) - \sin \alpha] - r_{hy} (1 - \cos \phi_x) \\ w = w_b + r_{hy} \sin \phi_x - r_{hx} \sin \phi_y \end{cases} \quad (5)$$

该约束方程为非线性约束方程, 对式(5)求微分得到位移增量约束方程: \boxtimes

$$\begin{cases} \Delta u = \Delta u_b - r_h \sin(\alpha + \phi_z) \Delta \phi_z - r_{hx} \sin \phi_y \Delta \phi_y \\ \Delta v = \Delta v_b + r_h \cos(\alpha + \phi_z) \Delta \phi_z - r_{hy} \sin \phi_x \Delta \phi_x \\ \Delta w = \Delta w_b + r_{hy} \cos \phi_x \Delta \phi_x - r_{hx} \cos \phi_y \Delta \phi_y \end{cases} \quad (6) \boxtimes$$

其中: Δu 、 Δv 、 Δw 、 $\Delta \phi_x$ 、 $\Delta \phi_y$ 、 $\Delta \phi_z$ 分别为

位移 u 、 v 、 w 、 ϕ_x 、 ϕ_y 、 ϕ_z 的增量。

2 界面约束方程的引入

利用位移增量约束方程组式(6)就可以将界面 $A-A'$ 上所有实体单元节点的位移增量用梁单元节点的位移增量来表示。由于网壳结构在受力过程中大位移效应不可忽视, 本文给出了基于 UL(Update Lagrangian)法的约束方程引入方法。

假设实体单元节点 1、节点 2 和梁节点 O 位于截面 $A-A'$ 上, 节点 3、节点 4 位于微观尺度模型内部, 如图 6 所示。

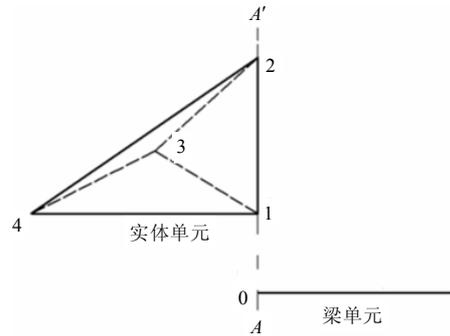


图 6 四面体实体单元和梁单元的耦合 \boxtimes

Fig.6 Coupling of tetrahedral solid element and beam element \boxtimes

根据大变形分析中的 Updated Lagrange 法, 该单元在时间段 $[t_k, t_k + \Delta t_k]$ 内的 Green 应变增量的张量表达式为:

$$\Delta E_{ij}^k = (\Delta E_{ij}^k)_L + (\Delta E_{ij}^k)_N \quad (7)$$

其中: $(\Delta E_{ij}^k)_L = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \Delta U_i^k}{\partial x_j^k} + \frac{\partial \Delta U_j^k}{\partial x_i^k} \right)$;

$(\Delta E_{ij}^k)_N = \frac{1}{2} \frac{\partial \Delta U_m^k}{\partial x_i^k} \frac{\partial \Delta U_m^k}{\partial x_j^k}$; x_i^k ($i=1,2,3$) 为 t_k 时刻质点在 i 方向坐标; ΔU_i^k ($i=1,2,3$) 为质点 x_i 相对于 t_k 时刻构形的位移增量。

将张量 ΔU_i 表示为矩阵形式, 即:

$$\Delta U^k = [\Delta u^k \quad \Delta v^k \quad \Delta w^k]^T,$$

它的插值模式为:

$$\begin{bmatrix} \Delta u^k \\ \Delta v^k \\ \Delta w^k \end{bmatrix} = \sum_{l=1}^4 N_l \begin{bmatrix} \Delta u_l^k \\ \Delta v_l^k \\ \Delta w_l^k \end{bmatrix} \quad (8)$$

其中: N_l ($l=1,2,3,4$) 为形函数; $l=1,2,3,4$ 为节点编号。

由于节点 1、节点 2 位于界面 $A-A'$ 上, 将式(6)代入式(8)得:

$$\begin{Bmatrix} \Delta u^k \\ \Delta v^k \\ \Delta w^k \end{Bmatrix} = [A \quad B] \begin{Bmatrix} \Delta \delta_s^k \\ \Delta \delta_b^k \end{Bmatrix} \quad (9) \quad A = \begin{bmatrix} N_3 & 0 & 0 & N_4 & 0 & 0 \\ 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 & 0 \\ 0 & 0 & N_3 & 0 & 0 & N_4 \end{bmatrix};$$

其中:

$$B = \begin{bmatrix} N_1 + N_2 & 0 & 0 & 0 & -T_{21}N_1 - T_{22}N_2 & -T_{11}N_1 - T_{12}N_2 \\ 0 & N_1 + N_2 & 0 & -T_{41}N_1 - T_{42}N_2 & 0 & T_{31}N_1 + T_{32}N_2 \\ 0 & 0 & N_1 + N_2 & T_{51}N_1 + T_{52}N_2 & -T_{61}N_1 - T_{62}N_2 & 0 \end{bmatrix};$$

$\delta_b = [u_b^k \quad v_b^k \quad w_b^k \quad \phi_x^k \quad \phi_y^k \quad \phi_z^k]^T$ 为对应的梁节点 O 在 t_k 时刻的位移增量;
 $\delta_s = [u_3^k \quad v_3^k \quad w_3^k \quad u_4^k \quad v_4^k \quad w_4^k]^T$ 为实体单元节点 3、节点 4 在 t_k 时刻的位移增量; $T_{1h} = r_h \sin(\alpha + \phi_z^k)$ 、 $T_{2h} = r_{hx} \sin \phi_y^k$ 、 $T_{3h} = r_h \cos(\alpha + \phi_z^k)$ 、 $T_{4h} = r_{hy} \sin \phi_x^k$ 、 $T_{5h} = r_{hy} \cos \phi_x^k$ 、 $T_{6h} = r_{hx} \cos \phi_x^k$; $h=1、2$ 为节点编号。

将式(9)代入式(7)即可得到引入约束方程后实体单元的格林应变增量,该格林应变增量由实体单元节点 3、节点 4 和梁节点 O 的位移增量来表示。根据虚功原理即可得到图 6 所示实体单元的切线刚度矩阵和载荷增量向量。

按同样的方法对界面 $A-A'$ 上所有实体单元的节点进行处理后,微观模型和宏观模型中各个单元的切线刚度矩阵和载荷增量向量就可以进行叠加,然后求解,这样就可以完成大位移条件下梁单元与实体单元的连接。

3 杆端长度 S 取值的估计

要使圆管内每个截面上的位移都符合平截面假定,圆管的杆端载荷应该为图 7~图 10 所示的 4 种标准应力边界条件的线性组合^[9],否则,就会在杆端局部形成应力集中,使应力-应变关系不符合平截面假定。如果杆端长度 S 的取值太小,微观模型界面 $A-A'$ 处应力-应变关系没有过渡到平截面假定状态,会导致误差增大;如果杆端长度 S 取值太大,会增加微观尺度模型中实体单元的个数,导致计算量增大。由于圣维南原理至今没有得到完全的证明^[10], S 的精确取值很难确定,本文采用理论分析和数值试验相结合的办法来估计 S 的取值范围。



图 7 单向拉伸
Fig.7 Uniaxial tensile



图 8 纯剪
Fig.8 Pure shear

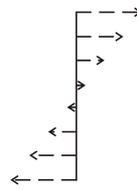


图 9 纯弯
Fig.9 Pure bending

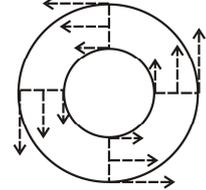


图 10 纯扭
Fig.10 Pure torsion

3.1 影响杆端长度 S 取值的因素

为了研究圆管端部的应力集中的影响范围,以确定杆端长度 S 的取值,首先证明以下 2 个简单的定理:

1) 对于杆端载荷相同的杆件,应力集中影响范围 S 与杆长无关,与弹性模量无关,与另一侧的边界条件也无关。

图 11 所示的两根杆件右侧载荷相同,这样载荷在截面 $B-B'$ 处产生的弯矩 M_x 、 M_y , 扭矩 T , 轴力 N 和剪力 Q_y 、 Q_z 是相同的,如果截面 $B-B'$

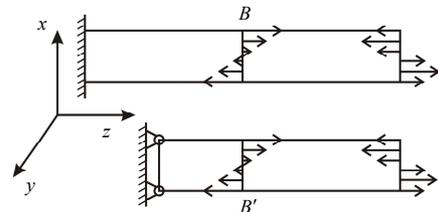


图 11 右边杆端载荷相同的两根杆件
Fig.11 Two beams having same load on the right end

离杆端足够远, 两根杆件在截面 $B-B'$ 处的应力边界条件均为:

$$\sigma_z = \frac{M_x}{I}y - \frac{M_y}{I}x + \frac{N}{A}, \quad \tau_{xy} = 0,$$

$$\tau_\rho = \frac{T}{I_p}\rho, \quad \tau_{zy} = \frac{Q_y}{A}, \quad \tau_{zx} = \frac{Q_x}{A}.$$

其中: I 为转动惯性矩; I_p 为扭转惯性矩; A 为杆件的横截面面积; M_x 和 M_y 分别为截面 $B-B'$ 处 x 轴、 y 轴上的力矩分量; T 为扭矩; Q_x 和 Q_y 分别为 $B-B'$ 处 x 轴、 y 轴上的剪力分量。

根据弹性力学解的唯一性定理, 两根杆件在截面 $B-B'$ 右半部的应力解是相同的, 杆端应力集中影响范围自然也是相同的。

2) 对于杆端载荷相似的杆件, 它的应力集中影响范围 S 与力的大小无关

载荷相似是指模型之间对应点所受的载荷方向一致, 大小成比例^[11], 如图 12 所示。

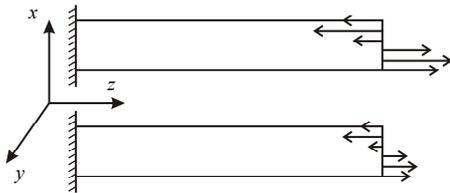


图 12 杆端载荷相似的两根杆件

Fig.12 Two beams having the similar load on the right end

任意一点 Z 的应力集中系数由以下指标来衡量^[13]:

$$a = \frac{\sigma_m}{\sigma_0}$$

其中: σ_m 为实际杆端载荷在 Z 点引起的最大主应力; σ_0 为基准主应力, 是指实际杆端载荷等效为标准状态面力后在 Z 点引起的最大主应力。

如果杆端载荷增 n 倍, 它的等效载荷也要增加 n 倍。根据力的叠加原理, σ_m 增加 n 倍, σ_0 也要增加 n 倍, 因此, 各点的应力集中系数 a 是不变的。

通过定理 1、定理 2 得出, 对圆管而言, 应力集中影响范围, 即杆端 S 的取值只与杆件的径厚比 D/t 和杆端载荷的分布方式有关。其中, t 为杆件厚度, D 为杆件的外径。

3.2 典型载荷下 S 的取值

网壳结构中圆钢管的径厚比一般介于 30 和 15 之间。本文将图 7~图 10 所示的均布载荷等效为作用在钢管外圆周两点上的集中力载荷, 如图 13~

图 16 所示。计算出 4 种常见径厚比的钢管在这 4 种载荷作用下的应力集中影响范围, 来估计 S 的取值。



图 13 集中力拉伸

Fig.13 Concentrated tensile



图 14 集中力

Fig.14 Concentrated shear

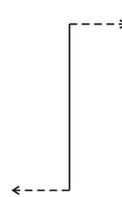


图 15 集中力弯曲

Fig.15 Concentrated bending

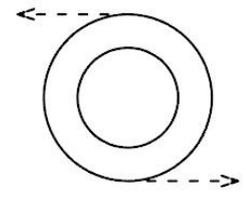


图 16 集中力扭转

Fig.16 Concentrate torsion

表 1 列举了当杆件各点的应力集中系数 a 满足 $|a-1| < 0.05$ 时, 杆端长度 S 的最小值。可以看出, 应力集中的影响范围 S 随径厚比的增大而略有增加; 这 4 种载荷分布方式差别很大, 但应力集中的影响范围 S 的变化并不大, 介于 $0.615D \sim 0.788D$ 之间。因此, 本文将 S 的估计值定为 $0.9D$ 。以上载荷分布把杆端力等效为集中力, 而在实际工程中, 杆件和焊接空心球是严密焊接在一起的, 杆端的应力集中程度要远小于以上载荷分布方式。当 $S=0.9D$ 时, $|a-1|$ 的值一般在 0.03 左右。因此, 取 S 的初次估计值为 $0.9D$ 一般是可以满足工程需要的。

表 1 应力集中的影响长度

Table 1 Stress concentrating influencing length

	$D/t=15$	$D/t=20$	$D/t=25$	$D/t=30$
集中力拉伸	0.621D	0.655D	0.701D	0.752D
集中力剪切	0.643D	0.673D	0.711D	0.733D
集中力弯曲	0.615D	0.633D	0.651D	0.687D
集中力扭转	0.711D	0.721D	0.751D	0.788D

3.3 检验

根据 Zienkiewicz-Zhu 后验误差估计理论^[13], 如果微观模型界面 $A-A'$ 处的应力-应变状态没有过渡到梁的应力-应变状态, 用式(6)强迫微观模型界面 $A-A'$ 处的节点遵从平截面假定, 会导致界面 $A-A'$ 两侧的应力值不连续。因此, 在加载过程中, 可采用式(10)和式(11)判断杆端长度 S 的取值是否合理。

$$\left| \frac{\sigma'_z - \sigma_z}{\sigma'_z} \right| = f_1 < e \quad (10)$$

$$\left| \frac{\tau'_{xy} - \tau_{xy}}{\tau'_{xy}} \right| = f_2 < e \quad (11)$$

其中： σ'_z 和 τ'_{xy} 为界面 $A-A'$ 梁单元一侧积分点处的应力； τ_{xy} 和 σ_x 为界面 $A-A'$ 实体单元一侧的应力； e 为误差允许值。如果在加载过程中， f_1 或 f_2 大于误差允许值 e ，就说明 S 的取值太小，杆件在截面 $A-A'$ 处的应力-应变状态没有过渡到平截面假定状态。这就需要增加 S 的取值，重新离散焊接空心球节点。

4 数值试验

以图 17 所示的单层球面网壳静力分析为例来说明多尺度有限元法的分析过程。该网壳的跨度为 40m，矢跨比为 1/5，经杆和纬杆的规格分别为 $\phi 150 \times 8.0$ 和 $\phi 158 \times 8.0$ ，焊接球球径为 450mm，壁厚为 12mm，周边支座为简支，采用理想弹塑性模型，弹性模量为 206GPa，屈服极限为 235MPa，误差允许值 $e=0.1$ 。

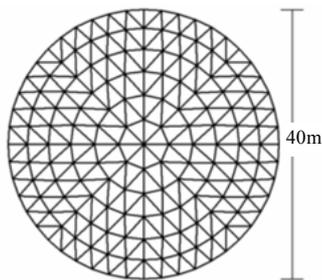


图 17 周边简支的单层球面网壳

Fig.17 Orthotropic reinforced single layer reticulated dome



图 18 顶部集中力载荷

Fig.18 Central concentrated load

采用 3 种模型来进行该网壳的受力分析。为了节约计算量，根据对称性原理，选取网壳的 1/16 部分进行计算。

1) 实体单元模型。整个网壳采用实体单元离散，需要 8293250 个实体单元，2703410 个节点。该模型的计算量巨大，但它的精度是最高的，用于检验多尺度法和子模型法的计算精度和适用范围。由于该模型计算量较大，本文采用了 HP 工作站，

它的 CPU 为 8 核 Intel Xeon(R) X5560 @2.80GHz，内存为 64G。

2) 多尺度模型。将节点 V 及它所连接的杆件长为 S 的一小段作为微观模型采用实体单元离散， $S=0.9D$ ，即 142.2mm；网架的其余部分作为宏观尺度模型采用梁单元离散，每根杆件采用 10 根梁单元离散。采用约束方程式(6)实现的各尺度模型之间的连接。该模型需要 2078 个实体单元、330 个梁单元，1456 个节点。同时，每次迭代需要处理 150 个约束方程。

3) 梁单元模型。网壳中所有杆件采用梁单元离散，每根杆件同样采用 10 个梁单元离散。节点 V 采用实体单元离散，形式上和多尺度模型中的微观尺度模型相同。将梁单元模型的杆端轴力和弯矩转换到实体单元模型上。该模型同样需要 2078 个实体单元、330 个梁单元、1456 个节点。

对以上 3 种模型采用弧长法加载，得到节点 V 的位移载荷曲线和与节点 V 相连的杆件的轴力载荷曲线如图 19 和图 20 所示。可以看出：

1) 当节点 V 的载荷从 0 增加到 213kN 时，该焊接球没有发生塑性屈服。从图 19、图 20 可以看出，3 种计算方法所对应的曲线基本重合，斜率相差不足 3%。说明焊接球节点没有发生塑性屈服时，结构的实际行为和梁单元模型非常接近。

2) 节点 V 的载荷从 213kN 增加到 278kN。这时，梁单元模型和实体单元模型曲线开始发生偏离。这是因为随着焊接球节点塑性变形的发展，节点 V 的刚度急剧下降，与节点 V 相连的杆件的杆端实际约束刚度和理想刚接的差别越来越大。这样，由于节点 V 的屈服，结构的实际行为与梁单元模型发生了很大的差异，就不宜采用梁单元模型来分析该结构，进而计算焊接空心球节点 V 的弹塑性承载能力。

从多尺度模型和实体模型的位移载荷曲线可以看出，当节点 V 的载荷为 282kN 时，节点 V 的最大等效应变达到 0.043，杆件上的轴力不再随载荷的增加而增加，说明焊接空心球节点 V 的承载能力已经趋于极限，结构由于焊接空心球严重的塑性屈服而发生失稳。此时，与焊接球节点相连的杆件轴力为 417kN，小于空间格构结构设计规程^[14]中的经验公式计算值 553kN。

3) 梁单元模型中节点 V 的载荷从 278kN 增加 349kN。实体单元模型、多尺度模型均显示网壳已

经发生失稳,但由于梁单元模型无法考虑节点 V 的屈服对整个结构的影响,节点 V 的载荷一直可以增加到 349kN。相对与梁单元模型,焊接球节点 V 的屈服使网壳的极限承载力下降了 27.5%。

在整个加载过程中,实体单元模型和多尺度模型的曲线基本上是重合的,表明约束方程式(6)是正确的;二者的节点个数和单元个数的对比表明,多尺度模型的计算精度和全实体单元基本相同,但大幅度降低了计算量;同时,在加载过程中, f_2 和 f_1 的最大值分别为 0.064 和 0.051,小于误差允许值 0.1,说明 $S=0.9D$ 时,杆件的应力-应变关系在微观模型和宏观模型的交界面处已经过渡到平截面假定状态, S 的取值是合理的。

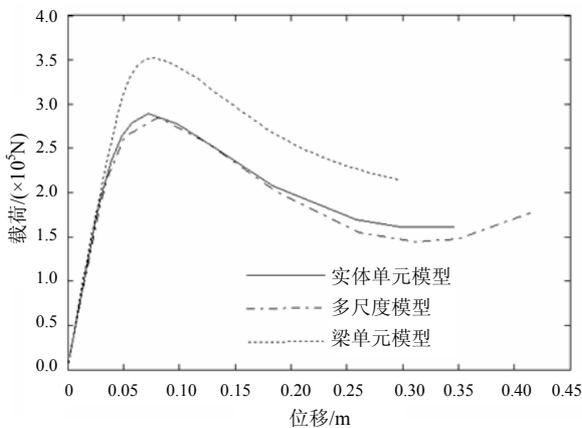


图 19 节点 V 的载荷位移曲线

Fig.19 Load displacement curve for node V

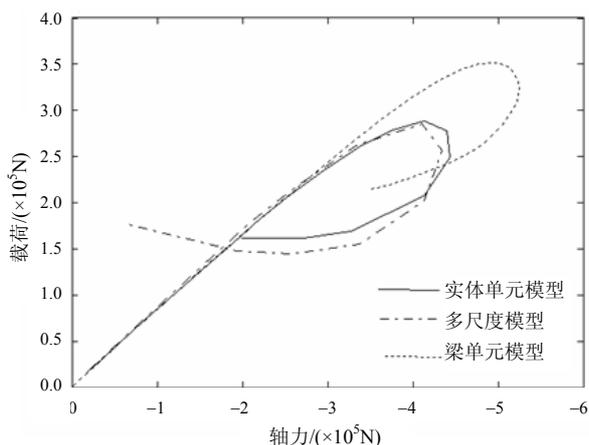


图 20 杆件的轴力载荷曲线

Fig.20 Load and axial force curve for beam

5 结论

(1) 本文将节点以及它所连接的杆件长为 S 的一小段作为整个结构的一个微观尺度模型并采用实体单元离散,将结构的其余部分作为宏观结构采

用梁单元离散,根据经典梁理论的平截面假定来实现微观模型和宏观模型界面上各节点自由度的耦合; S 的估计值为 $0.9D$,并给出了其是否合理的检验方法。

(2) 如果焊接空心球发生塑性屈服以后,它的局部变形会对网壳的整体变形有不可忽视的影响。因此,在网壳的弹塑性分析中,多尺度法和传统的分析方法相比,前者的适用性强,但计算量略大。随着计算机科技的快速发展,多尺度法会体现出较大的优势。

(3) 该位移增量约束方程只适合于圆管。由于矩形管、工字形管在弯矩的作用下会产生翘曲,该约束方程可能会带来较大的误差。

参考文献:

- [1] 李春艳,李海旺,秦冬祺. 132m 跨双层圆柱面网壳的非线性稳定性分析[J]. 太原理工大学学报, 2006, 37(4): 389—392.
Li Chunyan, Li Haiwang, Qin Dongqi. Buckling analysis of 132 meter span double-layer reticulated cylinder shell [J]. Journal of Taiyuan University of Technology, 2006, 37(4): 389—392. (in Chinese)
- [2] 张华刚,马克俭,黄永. 肋环型球面空腹网壳结构的静力性能分析[J]. 空间结构, 2009, 15(6): 2—15.
Zhang Huagang, Ma Kejian, Huang Yong. Analysis on static behavior of ribbed-type open web spherical reticulated shell [J]. Spatial Structures, 2009, 15(6): 2—15. (in Chinese)
- [3] 尹越,韩庆华,刘锡良. 北京 2008 奥运会老山自行车赛馆网壳结构分析与设计[J]. 天津大学学报, 2008, 41(5): 522—528.
Yin Yue, Han Qinghua, Liu Xiliang. Analysis and design of reticulated dome of Laoshan cycling gymnasium for the Beijing 2008 Olympic Games [J]. Journal of Tianjin University, 2008, 41(5): 522—528. (in Chinese)
- [4] 熊世树,纪晗,邓娟,潘琴存. 复杂受力大直径焊接空心球节点的有限元分析与足尺试验研究[J]. 工程力学, 2006, 23(增刊 I): 184—188.
Xiong Shishu, Ji Han, Deng Juan, Pan Qincun. Finite element analysis and full-scale experimental research of complex loading on large diameter welded hollow spherical joint [J]. Engineering Mechanics, 2006, 23(Sup.I): 184—188. (in Chinese)
- [5] 陆新征,林旭川,叶列平. 多尺度有限元建模方法及应用[J]. 华中科技大学学报, 2008, 25(4): 76—80.
Lu Xinzhen, Lin Xuchuan, Ye Lieping. Multi-scale finite element modeling and its application in structural analysis [J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology, 2008, 25(4): 76—80. (in Chinese)

(参考文献[6]—[14]转第 209 页)

- [9] Yang J N, Lin S, Kim J-H. Optimal design of passive energy dissipation systems based on H_∞ and H_2 performances [J]. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 2002, 31: 921–936.
- [10] 雷劲松, 陈敏, 邹银生. 粘弹性阻尼器消能结构基于 H_2 和 H_∞ 性能优化设计[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2007, 34(1): 5–13.
Lei Jinsong, Chen Min, Zou Yinsheng. Optimal design of energy dissipation systems added viscoelastic dampers based on H_∞ and H_2 performances [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2007, 34(1): 5–13. (in Chinese)
- [11] 洗巧玲, 成文山, 周福霖. 消能支撑参数优化方法的进一步研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2000, 27(3): 73–80.
Xian Qiaoling, Cheng Wenshan, Zhou Fulin. Further research on optimization of the parameters of energy dissipation braces [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2000, 27(3): 73–80. (in Chinese)
- [12] GB 50011-2001, 建筑抗震设计规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2001.
GB50011-2001, Code for seismic design of buildings [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2001. (in Chinese)
- [13] Holland J H. *Adaptation in natural and artificial systems* [M]. Michigan, USA: University of Michigan, 1975.
- [14] 王小平, 曹立明. 遗传算法理论、应用与软件实现[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2002.
Wang Xiaoping, Cao Liming. *Genetic Algorithm—the theory, application and software implementation* [M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2002. (in Chinese)
- [15] 周明, 孙树栋. 遗传算法原理及应用[M]. 北京: 国防工业出版社, 1999.
Zhou Ming, Sun Shudong. *Genetic algorithms: Theory and application* [M]. Beijing: National Defence Industry Press, 1999. (in Chinese)
- [16] 欧进萍, 牛荻涛, 杜修力. 设计用随机地震动的模型及其参数确定[J]. *地震工程与工程振动*, 1991, 11(3): 45–53.
Ou Jinping, Niu Ditao, Du Xiuli. Random earthquake ground motion model and its parameter determination used in aseismic design [J]. *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 1991, 11(3): 45–53. (in Chinese)

(上接第 196 页)

- [6] Khandelwal K, EI-Tawil S. Multiscale computational simulation of progressive collapse of steel frames [C]. *Proceedings of the ASCE Structures Congress*, NY, 2005.
- [7] 刘锡良, 陈志华. 网架焊接空心球节点破坏机理分析及承载能力试验研究[J]. *建筑结构学报*, 1994, 15(3): 38–44.
Liu Xiliang, Chen Zhihua. Analysis of collapse mechanism of welded hollow sphere joint in space trusses and experimental research of its bearing capacity [J]. *Journal of Building Structures*, 1994, 15(3): 38–44. (in Chinese)
- [8] 唐海军. 轴力和弯矩共同作用下焊接空心球节点承载力于实用方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2005.
Tang Haijun. Load-carrying capacity and practical calculation method of welded hollow spherical joints subject to combined axial force and bending moment [D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2005. (in Chinese)
- [9] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 北京: 高等教育出版社, 2006.
Xu Zhilun. *Elastic mechanics* [M]. Beijing: Higher Education Press, 2006. (in Chinese)
- [10] 张然, 武建勋. 圣维南原理的一般性能量衰减指标[J]. *工程力学*, 2008, 25(3): 14–17, 25.
Zhang Ran, Wu Jianxun. Common energy decay indices of Saint-Venant's principle [J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(3): 14–17, 25. (in Chinese)
- [11] 王炳明. 建筑结构试验[M]. 北京: 清华大学出版社, 1988.
Wang Xianming. *Structural modeling and experimental techniques* [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1988. (in Chinese)
- [12] Pluvillage G. *Fracture and fatigue emanating from stress concentrators* [M]. Boston: Kluwer Academic Publishers, 2003.
- [13] Zienkiewicz O C, Zhu J Z. A simple error estimator and procedure for practical engineering analysis [J]. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 1987, 24: 337–357.
- [14] J10508-2005, 空间格构结构设计规程[S]. 上海: 上海市新闻出版局, 2005.
J10508-2005, Specification for design of space lattice structures [S]. Shanghai: Journalism and Publication Bureau, 2005. (in Chinese)