

doi:10.11835/j.issn.1674-4764.2013.04.009

## 网架结构安装应力的影响机理

杜新喜, 刘茂青, 王 杰, 陈宝林

(武汉大学土木建筑工程学院, 武汉 430072)

**摘 要:**为研究网架结构杆件安装应力的分布特征,对跨度为 4、5、6 m 各 3 个,共 9 个网架模型进行了安装应力试验测量。为说明安装应力对网架极限承载力的影响,对跨度 6 m 的试验模型进行了极限承载力试验,并将结果与基于理想弹塑性、马歇尔压杆模型的 Abaqus 非线性分析结果进行了对比。安装应力测量结果表明:少数杆件安装应力接近甚至超过稳定应力。承载力对比表明:试验承载力比理论承载力下降了 17.9%,结构安全储备仅为 1.25。安装应力通过破坏结构原有对称性、产生杆件初弯曲、促使压杆提前失稳等方式影响网架结构性能,危害网架结构的安全。网架设计特别是满应力设计应当充分考虑安装应力的不利影响。

**关键词:**网架结构;安装应力;非线性有限元;Abaqus

**中图分类号:**TU393.3 **文献标志码:**A **文章编号:**1674-4764(2013)04-0055-05

## Impact Mechanism of Member Initial Stress on Space Truss

Du Xinxi, Liu Maoqing, Wang Jie, Chen Baolin

(School of Civil Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, P. R. China)

**Abstract:**To reveal distribution characteristics of member initial stresses, nine experimental prototypes in span of 4 m, 5 m and 6 m were employed. To analyze effects of member initial stresses on ultimate capacity of space truss, a prototype in span of 6m was applied. Meanwhile, the results were compared with those of Abaqus nonlinear FEM which were based on elastic-perfectly plastic model and Marshall Mode. Initial stress test shows that some initial stresses approach or even exceed stability stress. It is shown that the test ultimate capacity decreases by 17.9% than that of Marshall Mode, and the safety margin of structure is just 1.25. The impact mechanism of member initial stress consists in damaging structure initial symmetry, producing member initial bending and prompting press member buckling in advance. Member initial stress must be taken into account when space truss design, especially Fully-Stress design, is conducted.

**Key words:**space truss; member initial stress; nonlinear FEM; Abaqus

近年,网架倒塌事故频频发生。倒塌事故与网架施工、网架设计和其他不可抗力有不可分割的联系,但也与结构特点有本质的联系:1)杆件制作偏差、定位放线偏差、地面拼装偏差等使实际安装完成后节点位置与设计节点位置不一致<sup>[1-2]</sup>,会造成整体

结构产生安装应力,使实际性能与设计模型相差很大;2)《空间网格结构技术规程》(JGJ 7-2010)<sup>[3]</sup>只从制作拼接允许偏差方面提出了控制措施,缺乏考虑安装应力的网架设计方法,设计人员无法定量计算安装应力的不利影响。

收稿日期:2012-09-03

基金项目:建设部钢结构 USSCAD 开发(03-5-9);中央高校基本科研业务费专项资金(2012210020206)

作者简介:杜新喜(1961-),男,教授,博士生导师,主要从事钢结构研究,(E-mail)duxinxi@163.com。

鉴于网架倒塌事故的巨大破坏性以及安装应力研究空白,研究安装应力的分布特征,揭示安装应力对极限承载力的影响机理成为网架结构体系科学发展的迫切需要。

目前,对安装应力的研究较少,仍处于理论定性分析阶段。Smith<sup>[4]</sup>分析了 Hartford 体育馆屋盖倒塌事故,认为杆件随机缺陷研究是网架研究的重要前景。Schmidt 等<sup>[5]</sup>网架试验研究表明:部分杆件安装应力达杆件承载力的 7%~12%,导致网架试验承载力比理论计算值下降 13%~37%,有力地证明了安装应力对极限承载力的影响。El-Sheikh<sup>[6-7]</sup>计算了带有 0.1% 杆件长度制作偏差的三层网架极限承载力,结果表明:安装应力影响程度与偏差位置、支座约束条件、屋面板刚度、网架长宽比有重要关系。Karpov 等<sup>[8]</sup>从随机分布理论入手,提出了一种由小区域缺陷计算整体安装应力分布的算法。Balut<sup>[9]</sup>认为初始几何缺陷通过影响曲面构形降低网壳稳定承载力,而杆件长度偏差却通过安装应力降低网架极限承载力,杆件长度偏差和初始几何缺陷影响机理不同。杜新喜等<sup>[10-11]</sup>研究表明,随机制作偏差可引起较大安装应力,使局部杆件提前失稳破坏,对结构承载力有较大影响,不容忽视。

## 1 安装应力试验

试验模型采用正交正放四角锥网架:网格尺寸 1 m×1 m,高度 0.5 m,周边点支撑。网架跨度包括 4 m×4 m、5 m×5 m、6 m×6 m 共 3 种类型,各进行 3 次安装应力测量。杆件采用 Q235 钢,截面尺寸为 32 mm×1.8 mm。采用自主开发的钢结构设计软件 USSCAD 进行试验模型计算。结果表明:多数上弦杆件承受压应力,多数下弦杆件承受拉应力,跨中受力最大;上弦跨杆件应力比显著大于下弦跨杆件和支座腹杆,模型破坏将从上弦跨压杆屈曲开始。以 6 m×6 m 为例,选定 20 根上弦杆,16 根斜腹杆,16 根下弦杆共 52 根杆为关键杆件,如图 1,关键杆件沿长度方向对称粘贴应变片。

试验之前,杆件和螺栓球节点“搭接”,螺栓仅深入螺栓球孔洞但不拧紧,不约束网架周边节点,此时由于杆件两端节点没有约束刚度,故杆件的安装应力为零。试验开始后,拧紧节点两端螺栓至完全深入螺栓孔洞,顺序如下:从一端依次向另一端,先拧上弦节点,再拧下弦节点。整个过程中,试验仪器不

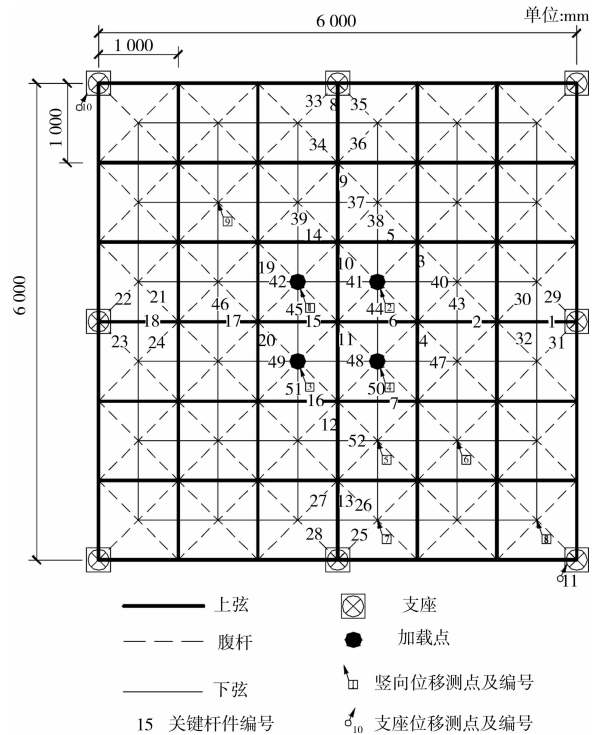


图 1 网架试验模型

停机。检查所有节点是否完全拧紧,待数据稳定后记录应变读数即可得到杆件安装应力。

## 2 极限承载力试验

由于足尺网架试验模型跨度大、多点同步加载难度大、破坏荷载大,网架试验仍多局限于缩尺、小跨度模型、弹性试验荷载范围<sup>[12-13]</sup>。如何选择加载装置成为极限承载力试验的关键。根据实际条件,最终采用千斤顶和分配梁对 6 m×6 m 试验模型进行极限承载力试验。分配梁加载方法虽然可能使极限承载力偏小,但千斤顶易于操作,可直观地得到网架模型破坏形态,试验结果可靠性较强。加载装置如图 2 所示,千斤顶对一级分配梁施加竖向荷载,一级分配梁再将荷载平分给二级分配梁。加载杆与螺栓球和二级分配梁连接,可以将二级分配梁荷载传递给下弦跨中的 4 个节点(如图 1)。

经 USSCAD 初步计算,6 m×6 m 试验模型的最大设计值为 74 kN。按照非线性分析结果,加载阶段,前 3 级加载按 10 kN 一级进行,之后按 0.5 kN 一级进行。当结构位移迅速增大或千斤顶卸载时,则认为试验模型达到极限承载力状态。

## 3 极限承载力非线性分析

为了得到不考虑初始缺陷的网架性能,基于几何大变形效应、理想弹塑性本构模型(或 Marshall

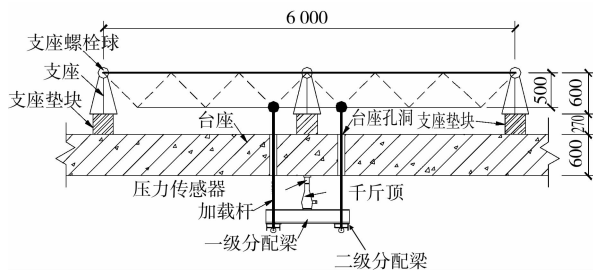


图 2 加载装置图(单位:mm)

压杆模型<sup>[14]</sup>),采用通用有限元分析软件 Abaqus 对 6 m×6 m 试验模型进行双重非线性计算。计算理想弹塑性本构模型时,单元采用 2 节点杆单元(T3D2),屈服强度取材料标准值 235 MPa。T3D2 单元拉压性能相同,受力超过屈服强度后单元刚度为零。计算 Marshall 压杆模型时,单元采用三维框架单元(FRAME3D)。FRAME3D 单元可释放两端弯矩自由度,能够考虑压杆屈曲失稳,是一种优秀的压杆屈曲模型。

Marshall 压杆模型实质是一维非弹性杆件模型,杆件屈曲临界荷载  $P_{cr}$  由 ISO 经验方程(国际标准化组织基于管状杆件试验结果得出的经验公式)求得。非线性分析时,Abaqus 软件将自动迭代得到  $P_{cr}$ 。ISO 经验方程如下:

$$I(f_c, f_{b1}, f_{b2}) = \frac{f_c}{F_c} + \frac{1}{F_c} \sqrt{\left[ \frac{c_{m1} f_{b1}}{1 - \frac{f_c}{F_{e1}}} \right]^2 + \left[ \frac{c_{m1} f_{b2}}{1 - \frac{f_c}{F_{e2}}} \right]^2} \quad (1)$$

一般情况下,当  $I(f_c, f_{b1}, f_{b2}) \geq 1.0$  时,杆件发生失稳现象。但当轴向应力很小而弯曲应力很大时,  $I(f_c, f_{b1}, f_{b2}) \geq 1.0$  也可能得到满足,但是杆件并没有发生失稳现象,而是发生强度破坏,为此引入一个强度约束方程:

$$S = \frac{f}{F_{yc}} + \frac{1}{F_b} \sqrt{f_{b1}^2 + f_{b2}^2} \quad (2)$$

因此,当同时满足  $I(f_c, f_{b1}, f_{b2}) \geq 1.0$  和  $S \leq 1.0$  时,杆件发生屈曲失稳。此时杆件的临界承载力为  $P_{cr} = f_c A$ 。

若杆件只承受轴力,则 ISO 经验方程可以简化为:

$$I(f_c, f_{b1}, f_{b2}) = \frac{f_c}{F_c} \quad (3)$$

其中:  $f_c = \frac{P}{A}$ , 轴向压应力为  $P$  为杆件的轴向压力;  $F_c$  是特征轴向压应力。

文中 Marshall 模型拉、压性能曲线如图 3 所示,其中:杆件极限拉力  $P_y = \xi \sigma_s A$ ,  $\xi = 0.95$ ,  $\sigma_s =$

235 MPa 为屈服应力;  $\gamma = 0.02$  为等向硬化斜率;斜率  $\alpha = \alpha_0 + \alpha_1 L/D$ , 与杆件的长度与直径有关,  $\alpha_0 = 0.03$ ,  $\alpha_1 = 0.004$ ; 轴力系数  $\kappa = 0.28$ ; 斜率  $\beta = 0.02$ ; 轴力折减系数  $\zeta$  与钢管的直径和壁厚有关,可取  $\zeta = \min(1.0, 5.8(t/D)^{0.7}/\xi)$ 。

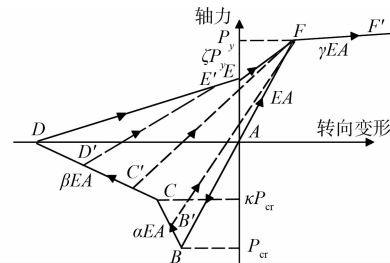


图 3 Marshall 模型

## 4 试验数据分析

### 4.1 安装应力分布特征

表 1 统计了 9 次试验安装应力  $\sigma_0$  的最大、最小及平均值。 $\sigma_0 \in [-50 \text{ MPa}, 50 \text{ MPa}]$  的杆件比例超过 50%,且  $\sigma_0$  平均值较小,说明绝大部分杆件的安装应力较小。9 次试验的安装应力最小值  $[\sigma_0]_{\min}$  都较为显著,说明少数杆件的安装压应力非常大,接近甚至超过杆件的稳定应力<sup>[15]</sup>,可能会由于屈曲失稳而提前退出工作。

表 1  $\sigma_0$  数据统计

网格数目	试验编号	$\sigma_0$			$\sigma_0 \in [-50, 50]$ 杆件比例/%
		$[\sigma_0]_{\max}$	$[\sigma_0]_{\min}$	平均值	
4×4	第 1 次	169	-100	0.5	64
	第 2 次	134	-143	-19.0	72
	第 3 次	59	-99	-22.0	73
5×5	第 4 次	119	-197	-1.0	55
	第 5 次	83	-217	-30.0	56
	第 6 次	83	-106	-15.0	65
6×6	第 7 次	47	-97	-3.0	92
	第 8 次	114	-173	-14.0	57
	第 9 次	130	-116	-6.0	61

4 m×4 m 模型的安装应力直方图如图 4 所示,尽管试验模型完全相同,但 3 次试验所得的安装应力分布有显著差异。从总体上来讲,3 次试验安装应力都呈现正态分布的特点,可认为安装应力随机正态分布,这一点与有限元分析结果是一致的<sup>[10]</sup>。

安装应力随机分布的特征破坏了试验模型原有的对称性。以第 8 次试验为例,上弦关键杆件 3、4、5、7、14、19、20(如图 1)是对称杆件,3 号轴向安装应力为 86 MPa(如图 5 所示),7 号为 3 MPa,而 14 号

杆件却为  $-158 \text{ MPa}$ , 由于安装应力的存在丧失了原本的结构对称性, 导致工作阶段杆件受力不对称, 试验模型偏心受力。

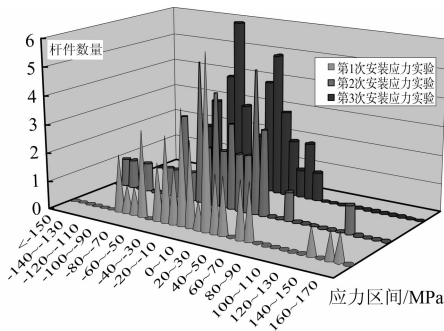


图 4  $4 \text{ m} \times 4 \text{ m}$  模型的安装应力统计直方图

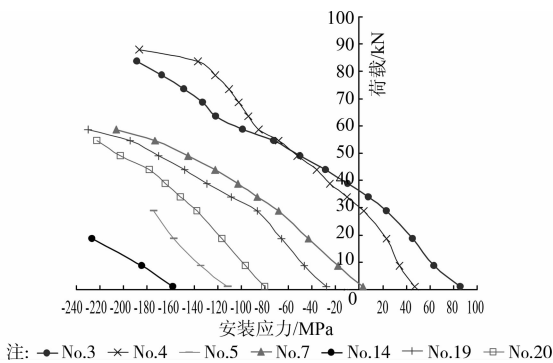


图 5 第 8 次试验荷载-轴应力曲线

另外, 由于杆件初弯曲、节点配件平整度偏差等因素, 杆件安装应力存在弯曲应力现象。以 3 号杆件为例, 轴向应力为  $86 \text{ MPa}$ , 弯曲应力  $31 \text{ MPa}$ 。弯曲应力降低压杆刚度和承载力, 影响杆件性能<sup>[16]</sup>。

#### 4.2 极限承载力对比分析

极限承载力试验结果、Abaqus 有限元分析结果如图 6 荷载-位移曲线所示。有限元分析表明,  $OD$  段网架性能线弹性变化, 比例极限为  $100.27 \text{ kN}$ 。理想弹塑性本构模型的极限承载力为  $133.15 \text{ kN}$ , 开始进入屈曲后阶段的位移为  $21.5 \text{ mm}$ ; Marshall 压杆模型的极限承载力为  $112.79 \text{ kN}$ ,  $E$  点位移  $16.7 \text{ mm}$ 。两种计算结果位移相差很小但极限承载力相差较大, 这是因为理想弹塑性本构模型假定拉杆屈服与压杆屈曲强度相同, 且屈服后单元刚度为零, 位移无限增大。因此, 理想弹塑性计算结果是极限承载力的上限,  $6 \text{ m} \times 6 \text{ m}$  网架模型的理论极限承载力为  $112.79 \text{ kN}$ 。

极限承载力试验得到的荷载-位移曲线也表现出较强的非线性性能。 $OA$  段结构性能基本为弹性,  $A$  点是第一个加载“拐点”。 $AB$  段结构刚度为负, 千斤顶卸载, 位移增大, 上弦跨中压杆开始发生

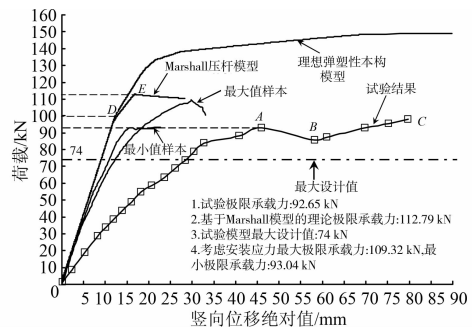


图 6 荷载-位移曲线

屈曲失稳,  $B$  点为第二个加载“拐点”。过  $B$  点之后, 结构刚度仍回至正值, 荷载缓慢增加, 但位移却继续迅速增大, 上弦杆件几乎全部发生屈曲失稳(如图 7)。类似网壳结构<sup>[1]</sup>, 将第一个加载“拐点” $A$  的荷载视为试验极限承载力, 因此  $6 \text{ m} \times 6 \text{ m}$  网架模型的试验极限承载力为  $92.65 \text{ kN}$ 。



图 7 上弦压杆弯曲失稳

对比试验承载力和理论承载力发现: 试验承载力比理论承载力下降  $17.9\%$ 。对比试验承载力和最大设计值发现: 安全系数  $K = (\text{试验承载力}) / (\text{最大标准值})$ 。荷载分项系数取  $1.2$  时,  $K = 92.65 / (74 / 1.2) = 1.50$ , 荷载分项系数取  $1.4$  时,  $K = 92.65 / (74 / 1.4) = 1.75$ , 网架实际安全系数  $K$  在  $1.50 \sim 1.75$ 。而根据规程定义, 理论安全系数  $K$  在  $2.15 \sim 2.52$ 。较之理论安全储备, 网架模型的实际安全储备显著偏低。

网架实际性能与理想模型的差距以及较低的安全储备, 直接原因是试验极限承载力较低, 而最本质的原因是安装应力对结构性能有不利的影响。如图 5, 以 3、7、14 号压杆为例, 7 号压杆的安装应力仅为  $3.09 \text{ MPa}$ , 可忽视安装应力的影响, 加载至第 9 级荷载才发生弯曲失稳, 代表了理想杆件的受力性能。3 号压杆带有较大的安装拉应力, 前 4 级加载后仍处于受拉状态, 这一效果类似于对受压杆件施加预拉力, 安装应力对杆件受力有利, 故 3 号压杆加载至 14 级荷载之后仍可正常工作。14 号压杆的安装压应力为  $-159.8 \text{ MPa}$ , 稳定应力为  $-174.6 \text{ MPa}$ <sup>[15]</sup>, 安装压应力高达稳定应力的  $91.5\%$ , 杆件一旦工作之后就会立刻弯曲失稳而提前退出工作, 对杆件受

力非常不利。实际上,14号压件在第2级加载之后即弯曲失稳。类似的,5、20号压杆也都由于较大安装压应力而提前退出了工作。安装压应力对结构危害较大,它造成压杆提前屈曲失稳,导致结构整体刚度下降,促使结构受力提前重分布。

此外,当采用满应力方法选择压杆截面时,杆件应力储备将很小。安装压应力较大时,很容易就会超过杆件应力储备,压杆屈曲失稳而提前退出工作,危及整体结构的安全。

为了考虑安装应力对极限承载力的影响,根据网架杆件长度允许偏差的规定,偏差服从标准正态分布,偏差范围在 $\pm 2.0$  mm内<sup>[3]</sup>。采用数值方法生成偏差样本,计算各样本的安装应力作为结构初应力,进行非线性分析即可得到考虑安装应力的网架极限承载力<sup>[10]</sup>。以6 m $\times$ 6 m网架为例,共计算了9个偏差样本,最大和最小极限承载力的荷载-位移曲线如图6所示。最小极限承载力为93.04 kN,比不考虑缺陷的理论值下降了17.86%,进一步证明安装应力对网架结构性能的不利影响。网架设计时,选取足够多的安装应力样本进行非线性分析,并按照一定准则对各样本的极限承载力进行可靠度计算,就可得到用于工程设计的最终极限承载力。该方法可操作性强,比不考虑安装应力的计算分析更加精确可靠。

## 5 结 论

采用安装应力测量、网架结构极限承载力试验和Abaqus非线性计算等方法,研究了网架结构安装应力的分布特征,揭示了安装应力对网架结构极限承载力的影响机理。

1)安装应力呈现正态分布特征,多数杆件安装应力较小,但少数杆件接近甚至超过稳定应力。

2)安装应力随机分布,破坏试验模型原有对称性。

3)存在弯曲安装应力,杆件带有不同程度的初弯曲。

4)安装压应力使压杆提前屈曲失稳而退出工作,导致整体刚度降低,影响网架结构性能。

5)安装应力破坏网架结构原有对称性、产生初弯曲、促使压杆提前失稳,三者共同影响,导致试验极限承载力比理论极限承载力下降了17.9%,安全系数 $K$ 仅为1.25,安全储备严重不足。

6)网架设计(特别是满应力设计)须考虑安装应力不利影响,保证杆件有合理的应力储备。

### 参考文献:

[1] 沈世钊,陈昕. 网壳结构稳定性[M]. 北京:科学出版社,1999.  
[2] 约翰·奇尔顿. 空间网格结构[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2004.

[3] 中华人民共和国住房和城乡建设部. JGJ 7—2010 空间网格结构技术规程[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010.  
[4] Murtha-Smith E. Nonlinear analysis of space trusses [J]. Journal of Structural Engineering, 1994, 120(9): 2717-2736.  
[5] Schmidt L C, Morgan P R, Hanaor A. Ultimate load testing of space trusses [J]. Journal of the Structural Division, 1982, 108(6): 1324-1335.  
[6] El-Sheikh A. Effect of member length imperfections on triple-layer space trusses [J]. Engineering Structures, 1997, 19(7): 540-550.  
[7] El-Sheikh A. Effect of geometric imperfections on single-layer barrel vaults [J]. International Journal of Space Structures, 2002, 17(4): 271-283.  
[8] Karpov E G, Stephen N G, Liu W K. Initial tension in randomly disordered periodic lattices [J]. International Journal of Solids and Structures, 2003, 40(20): 5371-5388.  
[9] Bălut N, Gioncu V. The influence of geometrical tolerances on the behavior of space structures [J]. International Journal of Space Structures, 2000, 15(3/4): 189-194.  
[10] 张慎,杜新喜,万金国. 随机制作偏差影响下的网架结构性能分析[J]. 土木建筑与环境工程, 2009, 32(2): 8-12.  
Zhang S, Du X X, Wan J G. Property analysis of grids structures with random manufacturing deviation [J]. Journal of Civil, Architectural & Environment Engineering, 2009, 32(2): 8-12.  
[11] Liu M Q, Du X X, Zhu L W. Effect of member initial stresses on space truss [C]//Proceedings of Seventh International Conference on Advances in Steel Structures, Nanjing, 2012, II: 933-939.  
[12] 吴京,周臻,隋庆海. 深圳大运中心体育馆整体钢屋盖模型试验加载方案研究[J]. 建筑结构学报, 2010, 31(4): 38-43.  
Wu J, Zhou Z, Sui Q H. A study on loading plan of integral model test of the Gymnasium of Shenzhen University Sport Center [J]. Journal of Building Structures, 2010, 31(4): 38-43.  
[13] 沈祖炎,赵宪忠,陈以一,等. 大型空间结构整体模型静力试验的若干关键技术[J]. 土木工程学报, 2001, 34(4): 102-106.  
Shen Z Y, Zhao X Z, Chen Y Y, et al. Some key technics for a static test of overall model of super spatial structures [J]. China Civil Engineering Journal, 2001, 34(4): 102-106.  
[14] Abaqus. Reference manual [M]. USA: Hibbitt, karlsson and sorenson Inc, 1989.  
[15] 中华人民共和国建设部. GB 50017—2003 钢结构设计规范[S]. 北京:中国计划出版社,2003.  
[16] Luciano M B, Cleirton A S F, William T M, et al. Increasing load capacity of steel space trusses with end-flattened connections [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 65(12): 2197-2206.