

承插型盘扣式钢管支架盘扣节点扭矩-转角模型 适用性研究

陈桂香¹, 郭泽群¹, 胡德平², 徐 晨¹

(1. 河南工业大学 土木建筑学院, 河南 郑州 450001; 2. 中铁十六局集团有限公司, 北京 100000)

摘要: 承插型盘扣式钢管支架盘扣节点半刚性明显, 是架体力学性能的重要影响因素之一。因此对架体进行精确数值分析时, 需要合理选取盘扣节点扭矩-转角数学模型。在盘扣节点抗扭试验的基础上, 采用数理统计方法获取盘扣节点扭矩-转角的二参数对数模型和三线性模型。通过架体荷载试验和有限元数值计算, 对比分析盘扣节点单线性模型、三线性模型和二参数对数模型的适用性。三种盘扣节点模型参数选取合理时, 架体有限元数值计算结果均可满足实际工程对稳定承载力的精度要求, 其中盘扣节点采用二参数对数模型时, 架体极限稳定承载力有限元数值计算值与试验值吻合性最好。由于立杆荷载分配不均、上下立杆连接半刚性、构件间隙和过盈装配等因素, 架体侧移和盘扣节点扭矩的有限元数值计算值与试验值相差明显, 结合试验数据规律, 采用系数修正法对有限元数值计算结果进行了修正。

关键词: 承插型盘扣式钢管支架; 盘扣节点; 扭矩-转角数学模型; 试验; 有限元数值计算

中图分类号: TU392.3

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2020)02-0192-09

Study on applicability of torque-rotation model of disk-pin joint node of disk lock steel tubular scaffold

CHEN Guixiang¹, GUO Zequn¹, HU Deping², XU Chen¹

(1. College of Civil Engineering and Architecture, Henan University of Technology, Zhengzhou 450001, China;
2. China Railway 16th Bureau Group Co. Ltd., Beijing 100000, China)

Abstract: The semi-rigidity of the disk-pin joint node of the disk lock steel tubular scaffold is obvious, which is one of the important factors affecting the mechanical properties of the frame. Therefore the reasonable selection of the torque-rotation angle mathematical model of the disk-pin joint node is the precondition of accurate numerical analysis of the frame. On the basis of the torsion test of the disk-pin joint node, the two-parameter logarithmic model and the trilinear model of the torque-rotation angle of the disk-pin joint node were obtained by mathematical statistics method. The applicability of single linear model, trilinear model and two-parameter logarithmic model was compared and analyzed by frame load test and finite element numerical calculation. The three kinds of disk-pin joint node models with reasonable parameters can satisfy the accuracy requirements of the stability bearing capacity of the practical engineering. When the two-parameter logarithmic model was adopted for the disk-pin joint node, the numerical calculation value of the ultimate stability bearing capacity of the frame was in the best agreement with the experimental value. Due to the uneven distribution of the load on the standing tube, the semi-rigid connection of the upper and lower standing tubes, the clearance and the interference fit, the calculated values of the lateral displacement of the frame and the torque of the disk-pin joint nodes are obviously different from the experimental values. The finite element calculation results were corrected by the coefficient correction method combined with the experimental data.

Key words: disk lock steel tubular scaffold; disk-pin joint node; torque-rotation mathematical model; test; Finite element analysis

承插型盘扣式钢管支架以其整体性好、承载力高、拆装便捷、施工成本低等优点, 在各类建设工程中得到应用, 成为模板支架的主流架体之一^[1]。其作为一种薄壁钢管结构, 稳定承载力

是影响它结构安全的主要因素^[2]。由于装配式的连接构造, 盘扣节点半刚性显著, 其扭矩-转角数学模型对架体稳定承载力数值计算结果影响较大^[3]。

为便于实际工程应用, 我国行业标准《建筑施

工临时支撑结构技术规范》(JGJ300-2013)和《建筑施工承插型盘扣式钢管支架安全技术规程》(JGJ231-2010)对承插型盘扣式钢管支架盘扣节点半刚性的规定均采用单线性模型,抗扭刚度分别为 $40 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$ ^[4] 和 $86 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$ ^[5]。针对承插型盘扣式钢管支架盘扣节点半刚性特性的相关研究普遍也采用单线性模型,得出了 $35 \sim 90 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$ 不等的盘扣节点抗扭刚度值^[6-11]。随着盘扣节点半刚性的深入研究,相关盘扣节点抗扭试验研究和实体有限元模型数值模拟结果表明盘扣节点扭矩-转角关系非线性明显。因此对架体进行精确数值分析时,应考虑节点半刚性的非线性的影响,合理选取节点扭矩-转角数学模型。

在盘扣节点抗扭试验的基础上,分别采用三线性模型和二参数对数模型拟合盘扣节点扭矩-转角关系试验数据。通过对比架体荷载试验结果和有限元数值计算结果,分析盘扣节点单线性模型、三线性模型和二参数对数模型的适用性,并结合试验数据规律,对有限元数值计算结果进行修正。

1 盘扣节点抗扭试验

1.1 试验方案

选取 A 型承插型盘扣式钢管支架作为盘扣节点抗扭试验对象。从施工现场随机抽取 6 根立杆和 6 根水平杆,进行抗扭试验,如图 1 所示。立杆长 400 mm,上下两端与钢板焊接,然后在液压台上固定,两端边界条件为固接。水平杆长 1 000 mm,在距离立杆轴心线 1 000 mm 处,采用砝码对水平杆施加竖向集中力。采用分级加载,每级加载 100 N,在上一级加载完成后,等位移计读数稳定后,进行下一级加载,直至构件破坏或测点位移超出位移计量程时停止试验。

盘扣节点力学计算模型如图 2 所示。采用小变形假设,忽略构件变形对构件尺寸的影响,依据力学平衡得节点扭矩与转角的关系为

$$M = \frac{48EI_h I_v l_h (\Delta - \theta x)}{3I_h l_v l_h + 8I_v x^2 (3l_h - x)} \quad (1)$$

式中: M 为盘扣节点扭矩; E 为钢材弹性模量; I_h 为水平杆截面惯性矩; I_v 为立杆截面惯性矩; l_h 为水平杆竖向集中力作用点至立杆轴心线的距离; Δ 为水平杆测点位移; θ 为盘扣节点转角; l_v 为立杆长度; x 为水平杆测点距立杆轴心线的距离。

1.2 盘扣节点 $M-\theta$ 模型

6 组盘扣节点 $M-\theta$ 曲线如图 3 所示,各组 $M-\theta$

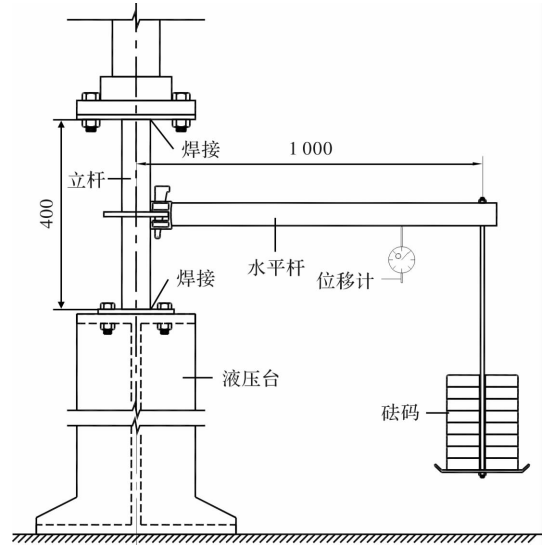


图 1 盘扣节点抗扭试验(单位: mm)

Fig. 1 The disk-pin joint node torsion test (Unit: mm)

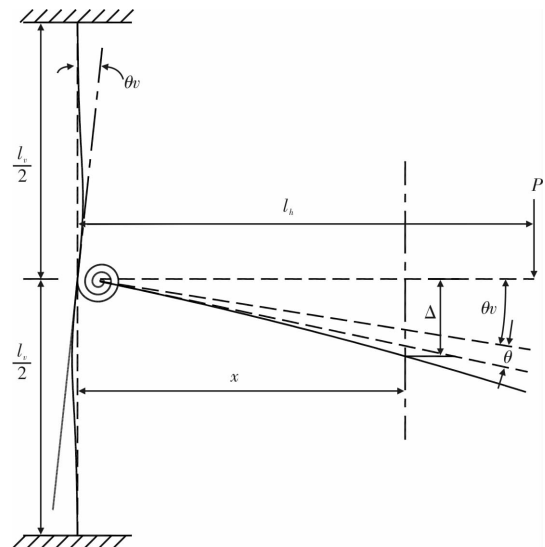


图 2 盘扣节点力学模型

Fig. 2 The disk-pin joint node mechanical model

曲线变化趋势一致: 盘扣节点抗扭刚度随扭矩的增加不断下降, 曲线非线性明显。扭矩大于 $150 \text{ N} \cdot \text{m}$ 后, 曲线离散性明显, 表明实际状态下, 不同部位的盘扣节点抗扭性能存在一定差别。

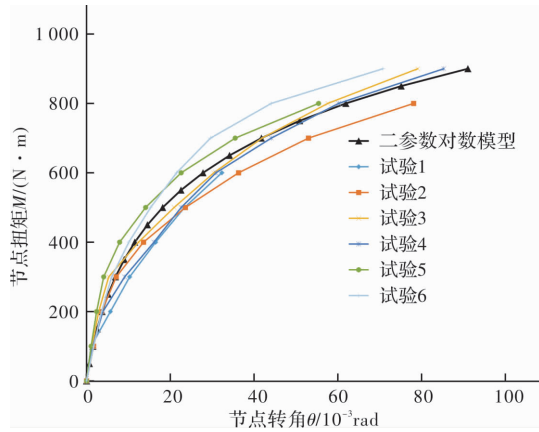
应用数理统计方法, 采用二参数对数模型^[12]和三线性模型拟合试验 $M-\theta$ 曲线。二参数对数模型为

$$M(\theta) = n \ln \left(1 + \frac{R_k \theta}{n} \right) \quad (2)$$

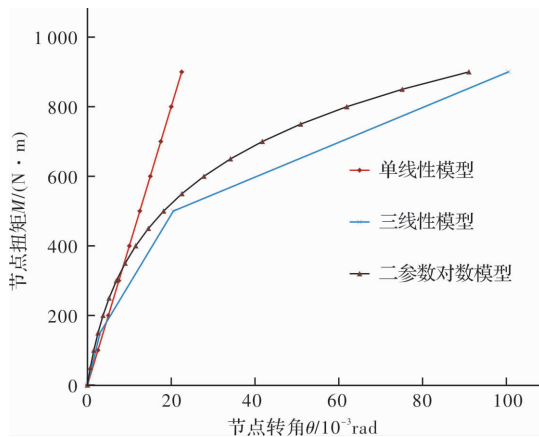
式中: n 为形状参数, 值为 271; R_k 为初始抗扭刚度, 值为 $79.43 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$ 。三线性模型为

$$M = \begin{cases} k_1 \theta & (0 \text{ N} \cdot \text{m} \leq M \leq 150 \text{ N} \cdot \text{m}) \\ k_2 \theta & (150 \text{ N} \cdot \text{m} < M < 500 \text{ N} \cdot \text{m}) \\ k_3 \theta & (500 \text{ N} \cdot \text{m} \leq M \leq 900 \text{ N} \cdot \text{m}) \end{cases} \quad (3)$$

式中: k_1 、 k_2 、 k_3 分别为不同阶段盘扣节点抗扭刚度, k_1 取 $50 \sim 60 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$, k_2 取 $20 \sim 25 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$, k_3 取 $10 \sim 15 \text{ kN} \cdot \text{m}/\text{rad}$ 。

图3 $M-\theta$ 关系曲线Fig. 3 The $M-\theta$ curve

m/rad, k_3 取 $0 \sim 5$ kN·m/rad. 盘扣节点 $M-\theta$ 单线性模型、三线性模型、二参数对数模型拟合曲线如图4所示。

图4 $M-\theta$ 拟合曲线Fig. 4 The $M-\theta$ fitting curve

2 架体压载试验

试验架体构件规格同节点抗扭试验。试验架体不设置斜杆,以排除斜杆对试验结果的干扰。试验架体东西方向设2跨,南北方向设1跨,垂直方向设3步,使试验架体具有明确的屈曲侧移方向。试验架体整体尺寸为1200 mm×2400 mm×4630 mm,试验架体详细尺寸、布置如图5所示。

在试验架体标高为1.930 m的6个盘扣节点处南北方向设置拉线位移计,测量立杆横向侧移。在底层盘扣节点以上150 mm处的立杆南北侧粘贴应变片,以测量立杆轴力。在平行于南北方向的水平杆杆端上下侧粘贴应变片,以测量盘扣节点扭矩。测点构件编号如图5所示。

采用压剪长柱试验机,通过三级分配钢梁将荷载均等分配给试验架体的6根立柱。试验加载形式为分级加载,荷载初期每级加载30 kN,荷载达

到预估值70%左右时,每级加载10 kN,达到初步计算值80%左右时,每级加载5 kN,直至架体失稳屈曲破坏停止试验。

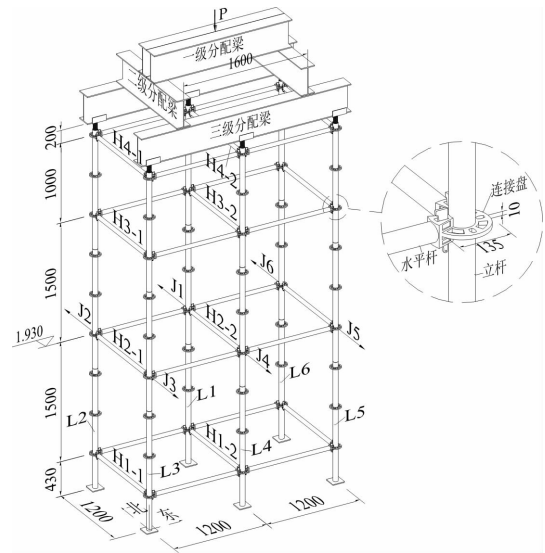


图5 试验架体(单位: mm)

Fig. 5 The test frame (Unit: mm)

3 架体压载试验结果

3.1 架体侧移试验结果

试验架体荷载-侧移曲线如图6所示,当荷载达到极限稳定承载力 P_{cr} (282.44 kN)时,试验架体失稳屈曲破坏。试验6条荷载-侧移曲线变化趋势一致:第一阶段,试验架体荷载小于 $0.8P_{cr}$ (230 kN)时,测点侧移随荷载基本呈线性缓慢均匀发展,曲线斜率变化较小;第二阶段,试验架体荷载在 $0.8 \sim 0.95P_{cr}$ (230~270 kN)时,曲线斜率快速下降,荷载增加较小的情况下,侧移增加迅速,是第一阶段的1.07~1.22倍;第三阶段,试验架体荷载大于 $0.95P_{cr}$ 后,曲线近似水平直线发展,直至荷载达到 P_{cr} ,试验架体失稳屈曲破坏。试验

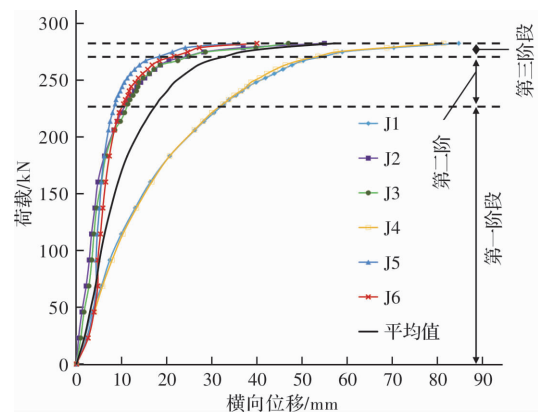


图6 荷载-侧移曲线

Fig. 6 The $P-\Delta$ curve

架体测点各阶段位移量如表 1 所示。

相同荷载下, 试验架体中部立杆测点(J1、J4)位移量大于角部立杆测点, 其均值位移比关系如图 7 所示。荷载小于 200 kN 时, 位移比随荷载增加, 荷载大于 200 kN 后, 位移比随荷载减小。

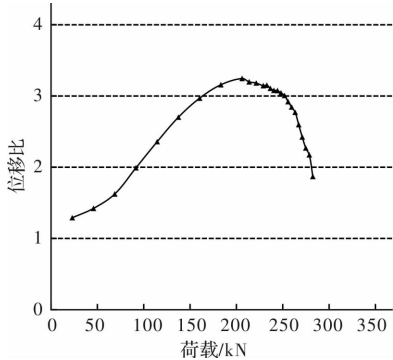


图 7 位移比

Fig. 7 The displacement ratio

表 1 各阶段位移

Tab. 1 The displacement at different stages

阶段	侧移/mm						平均值
	J1	J2	J3	J4	J5	J6	
一	33	11	11	32	9	10	17.675
二	22	14	14	21	10	11	15.33
三	30	30	22	28	17	18	24.17

3.2 节点扭矩试验结果

水平杆两端弯矩方向相反, 数值大小存在一定差别, 但随荷载变化趋势一致, 故以水平杆两端弯矩平均值代表与其连接的 2 个盘扣节点的扭矩。采用几何平面假设, 依据物理胡克定律和力学平衡得盘扣节点扭矩为:

$$M = \frac{|\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3 + \sigma_4| I_z}{2d} \quad (4)$$

式中: M 为盘扣节点扭矩; σ_1 、 σ_2 、 σ_3 和 σ_4 分别为水平杆两端上下侧测点应力; I_z 水平杆截面惯性矩; d 为水平杆外径。盘扣节点荷载-扭矩曲线如图 8 所示, 其变化趋势与架体荷载-侧移曲线基本相同, 各阶段末盘扣节点扭矩如表 3 所示。

盘扣节点扭矩与立杆侧移的关系曲线, 除荷载初期存在不确定波动外, 基本呈线性关系, 与有限元数值分析结果一致, 如图 9 所示。

忽略盘扣节点扭矩与立杆侧移的关系曲线在荷载初期的波动, 对荷载大于 160 kN 后的曲线进行拟合, 拟合函数为线性函数:

$$M(P) = a\Delta(P) + b \quad (P \geq 160 \text{ kN}) \quad (5)$$

式中: $M(P)$ 为荷载 P 时盘扣节点扭矩, $\Delta(P)$ 为

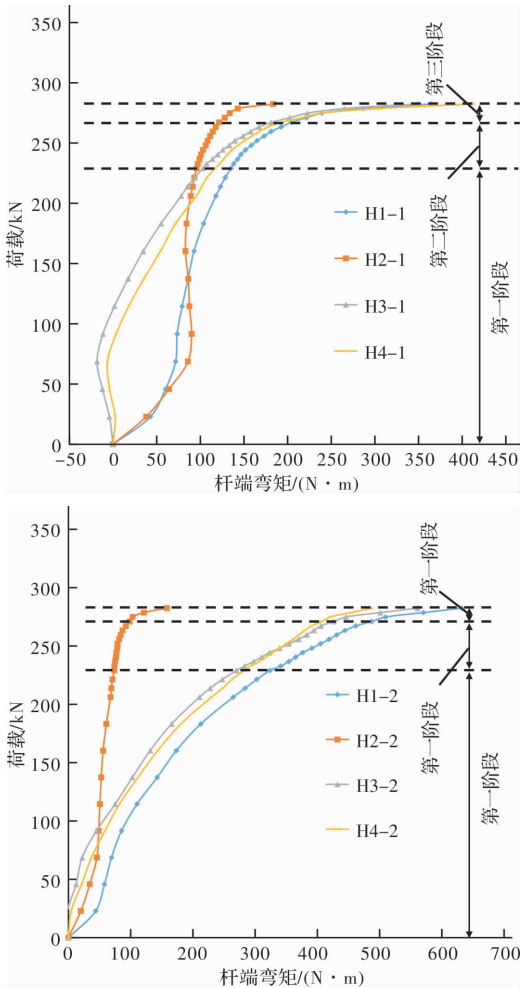


图 8 盘扣节点扭矩-荷载曲线

Fig. 8 The M-P curve

荷载 P 时盘扣节点所属立杆测点位移; a 为曲线斜率, b 为曲线截距, 其值如表 2 所示。

表 2 函数斜率和截距

Tab. 2 The function slope and intercept

	H1-1	H2-1	H3-1	H4-1	H1-2	H2-2	H3-2	H4-2
a	7.29	2.48	7.52	8.66	7.96	1.26	7.39	6.71
b	56.64	71.48	28.32	26.88	51.24	32.98	20.95	39.27

表 3 各阶段末盘扣节点扭矩

Tab. 3 The disk-pin joint node torque at the each stage end

阶段	盘扣节点扭矩/N·m							
	H1-1	H2-1	H3-1	H4-1	H1-2	H2-2	H3-2	H4-2
一	135	96	103	117	324	74	270	282
二	221	128	202	216	487	98	426	407
三	365	184	349	413	632	158	561	488

3.3 立杆轴力试验结果

试验架体立杆荷载-轴力(P - N)曲线变化趋势

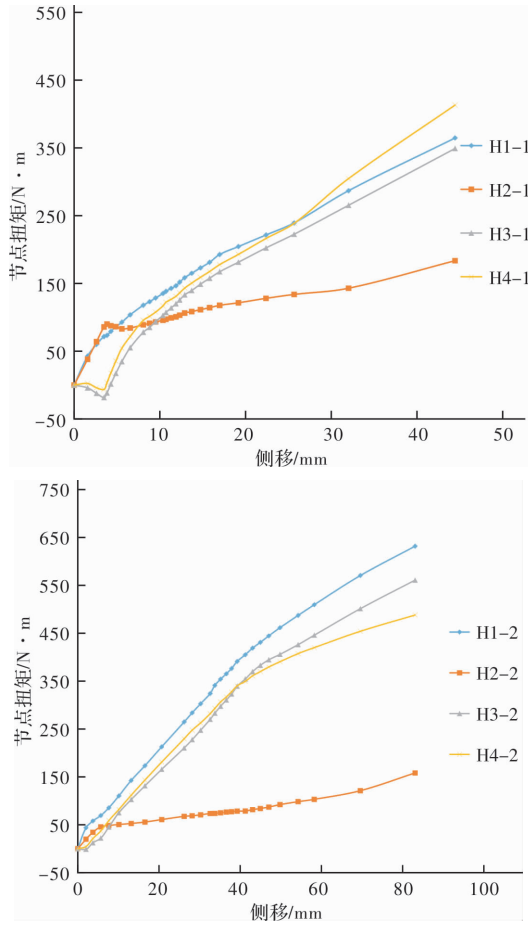


图 9 盘扣节点扭矩-立杆侧移曲线

Fig. 9 The M-Δ curve

基本一致：第一阶段，试验架体立杆荷载-轴力曲线基本呈线性变化；第二阶段和第三阶段，中间立杆(L1、L4)出现轴力随荷载增加而减小的卸载现象，角部立杆轴力随荷载变化的斜率少量提高，如图 10 所示。

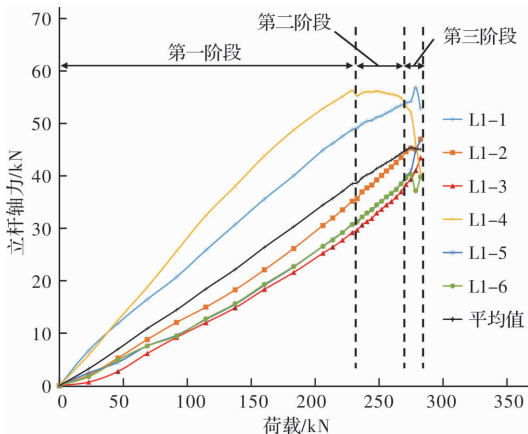


图 10 立杆荷载-轴力曲线

Fig. 10 The P-N curve

相同荷载下，试验架体中部立杆轴力大于边部立杆，采用三次幂函数拟合其均值轴力比与试验荷载的曲线关系，如图 11 所示，轴力比随着荷

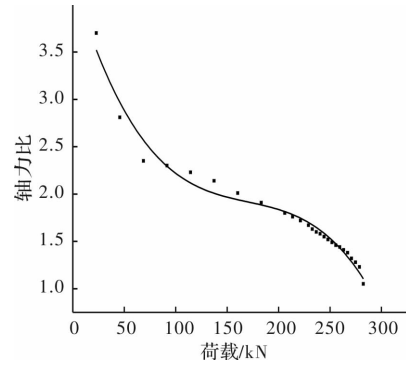


图 11 轴力比

Fig. 11 The axial force ratio

载的增加不断减小，在荷载达到极限稳定承载力时，其值趋于 1。

$$\lambda_1 = \alpha_1 + \beta_1 P + \gamma_1 P^2 + \eta_1 P^3 \quad (6)$$

式中： λ_1 为中部立杆轴力均值与角部立杆均值轴力比； P 为架体荷载； α_1 、 β_1 、 γ_1 、 η_1 为形状参数， α_1 取 4.25， β_1 取 -3.65×10^{-2} ， γ_1 取 2.00×10^{-4} ， η_1 取 -3.91×10^{-7} 。各阶段末立杆轴力如表 4 所示。

表 4 立杆杆各阶段末轴力

Tab. 4 The standing tube axial force at the each stage end

阶段	立杆轴力/kN						平均值
	L1	L2	L3	L4	L5	L6	
一	48.80	35.15	29.18	56.24	30.80	30.72	38.48
二	53.93	44.59	38.35	53.28	39.89	39.56	44.93
三	52.79	47.00	43.43	40.50	46.81	39.79	45.05

试验架体荷载分配不均，中部立杆轴力大于角部立杆轴力，造成中部立杆侧移和盘扣节点扭矩大于角部立杆。以轴力比和位移比的比值作为荷载不均影响系数分析荷载分配不均对架体受力特性的影响，拟合曲线如图 12 所示，荷载不均影响系数随荷载的增加不断减小，在荷载达到极限稳定承载力时，其值趋于 0.5。

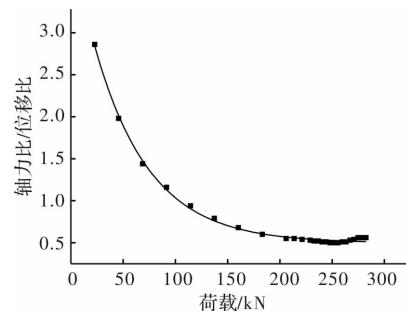


图 12 荷载不均影响系数

Fig. 12 The uneven load influence coefficient

$$\lambda_2 = \alpha_2 e^{\frac{-P}{\beta_2}} + \gamma_2 \quad (7)$$

式中： λ_2 为荷载不均影响系数系数； α_2 、 β_2 、 γ_2 为形

状参数, α_2 取 3.63, β_2 取 52.46, γ_2 取 0.50.

4 试验架体有限元数值分析

采用有限元软件 ANSYS 创建试验架体有限元模型, 如图 13 所示. 架体立杆底部与试验平台接触不传递弯矩, 边界条件为铰接. 架体立杆顶部由于分配钢梁侧向的约束, 边界条件为约束立杆顶点 X 和 Y 向平动自由度.

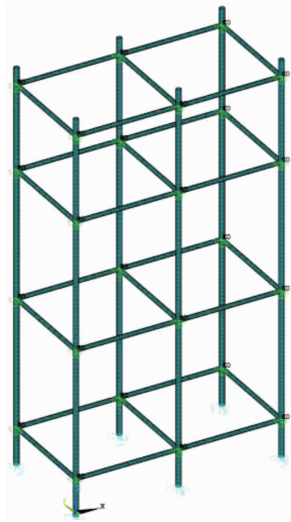


图 13 有限元模型

Fig. 13 The FEA model

立杆和水平杆采用 BEAM189 梁单元单元, 材料为理想弹塑性, 材料模型采用双线性等向强化模型 BISO, 应变硬化模量取 0, 屈服准则为 Mises 屈服准则. 立杆屈曲强度取 345 N/mm^2 , 水平杆屈服强度取 235 N/mm^2 . 盘扣式节点处, 采用 COMBIN39 非线性弹簧单元连接立杆与水平杆, 模拟节点半刚性.

架体初始垂直度偏差取试验架体实测值 10 mm, 立杆初始弯曲取规范^[5]限值 1.5 mm. 依据盘扣节点模型的不同建立不同的有限元模型进行非线性屈曲分析. 有限元模型失稳屈曲模态相同, 为整体侧移失稳, 最大侧移位于架体弱侧中部, 如图 14 所示. 各有限元模型稳定承载力有限元数值计算结果如表 5 所示.

表 5 有限元模型稳定承载力

Tab. 5 The stability bearing capacity of the FEA model

有限元	节点模型	节点刚度值 /kN · m · rad ⁻¹	稳定承载力 /kN
模型 1	单线性	刚接	538.46
模型 2	单线性	86	363.50
模型 3	单线性	70	342.38

续表 5

有限元	节点模型	节点刚度值 /kN · m · rad ⁻¹	稳定承载力 /kN
模型 4	单线性	60	326.92
模型 5	单线性	50	310.04
模型 6	单线性	40	285.67
模型 7	单线性	30	259.42
模型 8	单线性	20	225.67
模型 9	单线性	10 ⁻⁷ (铰接)	185.32
模型 10	三线性	$k_1=60; k_2=25; k_3=5$	278.54
模型 11	三线性	$k_1=50; k_2=20; k_3=0$	262.96
模型 12	二参对数	$n=271; R_k=79.43$	281.92

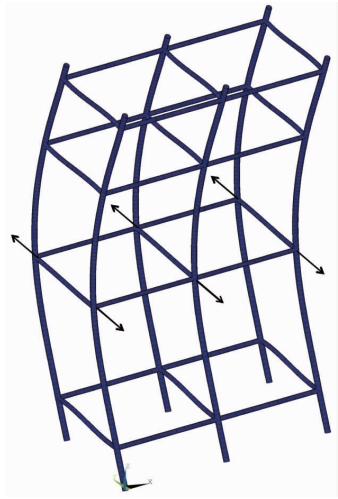


图 14 屈曲模态

Fig. 14 The buckling mode

5 节点 $M-\theta$ 模型适用性分析

5.1 架体稳定承载力吻合性分析

节点 $M-\theta$ 模型采用单线性模型对架体进行非线性屈曲分析时, 节点刚度取 $40 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$, 稳定承载力有限元数值计算值与试验值最为吻合, 误差为 1.14%.

节点 $M-\theta$ 模型采用三线性模型对架体进行非线性屈曲分析时, 节点刚度 k_1 取 $50 \sim 60 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$, k_2 取 $20 \sim 25 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$, k_3 取 $0 \sim 5 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$, 稳定承载力有限元数值计算值与试验值吻合性较好, 误差为 $-1.34\% \sim -6.90\%$, 结果偏于安全, 满足实际工程的精度要求.

节点 $M-\theta$ 模型采用二参数对数模型对架体非线性屈曲分析时, 稳定承载力有限元数值计算值与试验值误差最小为 -0.18% . 各模型有限元数值计算结果误差如表 6 所示.

表6 数值计算结果误差

Tab. 6 The numerical calculation result error

	试验值	模型6	模型10	模型11	模型12
稳定承载力/kN	282.44	285.67	278.54	262.96	281.92
误差/%	—	1.14	-1.38	-6.90	-0.18

5.2 架体抗侧性能吻合性分析

架体荷载-侧移关系的有限元数值计算结果与试验结果变化趋势相同,但同荷载情况下,架体侧移的有限元数值分析结果小于试验实测结果,其中模型6计算结果与试验结果较为接近,如图15所示。依据试验数据和试验现象,结合有限元数值计算结果分析,造成试验与数值计算结果差异的主要原因为:

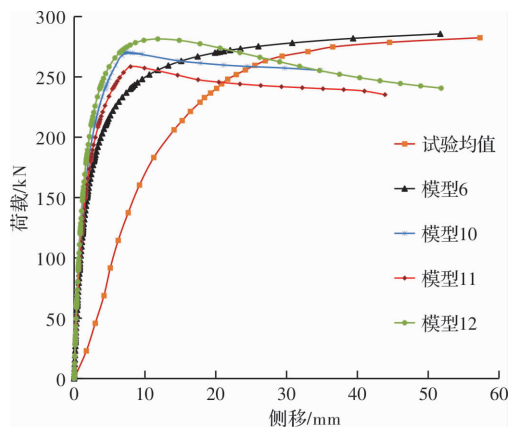


图15 有限元荷载-侧移曲线

Fig. 15 The FEA model $P-\Delta$ curve

1. 上下立杆通过套管承插连接,由于制作、安装误差,连接处不能完全对齐贴合,具有小范围错动和转动能力,抗弯刚度相对其他部位较小,连接属于半刚性,而架体有限元模型此处按刚接处理,抗侧刚度大于架体实际抗侧刚度。

2. 由于制作、安装误差,架体构件之间存在间隙和过盈装配,架体荷载较小时,构件受力不协调均匀,削弱了架体初期抗侧刚度。

此原因同样是架体其他荷载作用效应试验值与有限元数值计算值存在差异的主要原因。

在架体的设计工作中,评估架体的抗侧性能时,需要对有限元数值计算结果进行修正,以考虑上述影响因素的影响,进而评估架体的真实的抗侧性能。采用三参数指数函数拟合架体角部立杆荷载-侧移关系的试验平均值与有限元计算值,拟合曲线如图16所示。

$$\lambda_3 = \alpha_3 e^{\frac{-P}{\beta_3}} + \gamma_3 \quad (8)$$

式中: λ_3 为侧移修正系数,即架体角部立杆侧移的

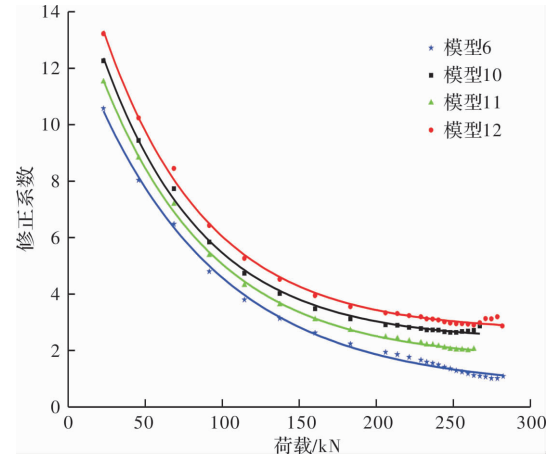


图16 侧移修正系数

Fig. 16 The displacement Correction Coefficient

试验均值与数值计算值的比值; α_3 、 β_3 、 γ_3 为形状参数,各模型的形状参数如表所示。

表7 形状参数

Tab. 7 The shape parameters

形状参数	模型6	模型10	模型11	模型12
α_3	12.883	14.337	13.610	14.996
β_3	83.757	61.090	72.111	66.856
γ_3	0.680	2.599	1.661	2.682

考虑立杆荷载分配不均对立杆抗侧性能的影响时,中部立杆的位移修正系数为:

$$\lambda_4 = \frac{\lambda_1}{\lambda_2} \lambda_3 \quad (9)$$

式中: λ_4 为考虑立杆荷载分配不均后中部立杆的有限元模型侧移修正系数。

5.3 节点扭矩吻合性分析

对比有限元数值计算结果和试验结果,盘扣节点扭矩随荷载变化的趋势一致,但变化量差异较大,架体失稳屈曲破坏时,盘扣节点扭矩的试验值与有限元计算值如表8所示。

表8 第三阶段末盘扣节点扭矩

Tab. 8 The disk-pin joint node torque at the third stage end

	H1-1	H2-1	H3-1	H4-1	H1-2	H2-2	H3-2	H4-2
试验	365	184	349	413	632	158	561	488
模型6	822	198	609	759	822	198	609	759
模型10	164	42	125	153	164	42	125	153
模型11	151	38	114	142	151	38	114	142
模型12	264	76	209	247	264	76	209	247

荷载达到极限稳定承载力时,模型6因水平杆杆端及立杆受压侧应力过大进入塑性状态,致使

整体失稳屈曲破坏, 与试验现象及数据不符; 架体失稳屈曲破坏时, 模型 10、11 和 12 构件均处于弹性状态, 与试验现象相符, 但因有限元模型未考虑 5.2 节所述影响因素的影响, 致使计算结果偏小, 其中模型 12 结果与试验结果较为接近。

荷载大于 $0.5 \sim 0.6 P_{cr}$ 时, 试验与有限元计算结果表明: 盘扣节点扭矩与其所处立杆侧移基本呈线性关系, 曲线斜率变化不大。采用式(10)对有限元模型节点扭矩计算结果进行修正, 便于在架体设计工作中评估盘扣节点的扭矩变化及范围。

$$M(P) = \lambda \lambda_5 M_0(P) + b \tag{10}$$

式中: $M_0(P)$ 为荷载 P 时有限模型计算的盘扣节点扭矩; λ_i 为立杆侧移修正系数, 根据是否考虑立杆荷载分配不均, i 取 3 或 4; λ_5 为盘扣节点扭矩修正系数。

$$\lambda_5 = \frac{a}{a_0} \tag{11}$$

式中: a_0 为有限元模型中盘扣节点扭矩与其所属立杆的侧移的关系曲线斜率。各模型 λ_5 的取值如 9 表所示, 对于确定的架体 a 为定值, λ_5 随有限元模型节点抗扭刚度增加而减小。

表 9 扭矩修正系数

Tab. 9 The torque correction coefficient

	H1-1	H2-1	H3-1	H4-1	H1-2	H2-2	H3-2	H4-2
模型 6	0.46	0.59	0.63	0.56	0.51	0.30	0.62	0.43
模型 10	0.37	0.46	0.49	0.45	0.40	0.23	0.48	0.35
模型 11	0.40	0.50	0.54	0.49	0.44	0.26	0.53	0.38
模型 12	0.35	0.40	0.45	0.42	0.38	0.21	0.44	0.32

6 结语

(1)盘扣节点抗扭试验结果表明: 盘扣节点扭矩-转角关系非线性明显, 三线性和二参数对数数学模型能较好地拟合盘扣节点 $M-\theta$ 关系曲线。

(2)架体极限稳定承载力的试验和有限元数值计算结果表明: 节点 $M-\theta$ 模型采用单线性模型时, 节点刚度宜取 $40 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$; 节点 $M-\theta$ 模型采用三线性模型时, 节点刚度 k_1 宜取 $50 \sim 60 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$, k_2 宜取 $20 \sim 25 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$, k_3 宜取 $0 \sim 5 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$; 节点 $M-\theta$ 模型采用二参数对数模型时, n 宜取 271, R_k 宜取值 $79.43 \text{ kN} \cdot \text{m/rad}$ 。

(3)实际工程中的承插型盘扣式钢管支架存在立杆荷载分配不均、上下立杆连接半刚性、间隙和过盈装配等力学性能影响因素。在对架体进行有限元数值计算分析时, 宜考虑上述影响, 对计

算结果进行修正。

参考文献 References

[1] 郭正兴. 模板脚手架技术发展展望[J]. 施工技术, 2018, 47(6): 79-83.
GUO zhenxing. Development and expectation of formwork scaffold technology[J]. Construction Technology, 2018, 47 (6): 79-83.

[2] 陈安英,郭正兴,杨启龙. 承插型盘销式钢管支架结构稳定性试验与参数分析[J]. 施工技术, 2015, 44 (14): 76-82.
CHEN anying, GUO zhenxing, YANG qilong. Structural stability test and parameter analysis of pin-disk type steel tubular scaffold [J]. Construction Technology, 2015, 44 (14): 76-82.

[3] 肖明葵,徐灿,段军. 承插型盘扣式模板支撑体系盘扣节点半刚性研究[J]. 科学技术与工程, 2017, 17 (12): 228-233.
XIAO mingkui, XU can, Duan Jun. Research on the semi-rigid joint of disk lock steel tubular type for support system [J]. Science Technology and Engineering, 2017, 17 (12): 228-233.

[4] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑施工临时支撑结构技术规范:JGJ300-2013[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2013.
Ministry of housing and urban-rural development of P. P. China. Technical code for temporary support Structures in Construction: JGJ300-2013 [S]. Beijing: China Construction Industry Press, 2013.

[5] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑施工承插型盘扣式钢管支架安全技术规程:JGJ231-2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2010.
Ministry of housing and urban-rural development of P. P. China. Technical specification for safety of disk lock steel tubular scaffold in Construction: JGJ231-2010 [S]. Beijing: China Construction Industry Press, 2010.

[6] 闫雁军,陈鲁,张其林. 插盘式脚手架实验研究及受力分析[J]. 施工技术, 2013, 42(14): 94-97.
YAN yanjun, CHEN lu, ZHANG qilin. Experimental study and parameter analysis on a disk-type steel scaffold [J]. Construction technology, 2013, 42 (14): 94-97.

[7] 姜旭,张其林,顾明剑,等. 新型插盘式脚手架的试验和数值模型研究[J]. 土木工程学报, 2008, 41(7): 55-60.
JIANG xu, ZHANG qilin, GU mingjian, et al. Study of experimental and numerical model on a new disk-type steel scaffold [J]. China Civil Engineering Journal, 2008, 41 (7): 55-60.

- Estimation of shield tunneling-induced ground surface settlements by virtual image technique [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36 (8): 1438-1446.
- [12] PARK K H. Elastic solution for tunneling induced ground movement in clays[J]. International Journal of Geomechanics, 2004, 4(4): 310-318.
- [13] PARK K H. Analytical solution for tunneling induced ground movement in clays[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2005, 20(3): 249-261.
- [14] YANG J S, LIU B C, WANG M C. Modeling of tunneling induced ground surface movements using stochastic medium theory [J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2004, 19(2): 113-123.
- [15] YANG X L, WANG J M. Ground movement prediction for tunnels using simplified procedure[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2011, 26 (3): 462-471.
- [16] 杨潇, 李明宇. 盾构隧道叠置下穿地下道路的施工变形规律研究[J]. 河北工程大学学报(自然科学版), 2018, 35(3): 49-53.
- YANG Xiao, LI Mingyu. Research on the construction deformation induced by shield tunneling with an underground road overlapped on it[J]. Journal of Hebei University of Engineering (Natural Science Edition), 2018, 35(3): 49-53.
- [17] VORSTER T E B., MAIR R J, SOGA K, et al. Centrifuge modelling of the effect of tunneling on buried pipelines: mechanisms observed [C]//Proceedings of the 5th Geotechnical Aspects of Underground Construction in Soft Ground. Boca Raton: CRC Press, 2013: 327-333.
- (编辑 桂智刚)

(上接第 199 页)

- [8] 朱德春, 蔡小华, 何竞飞, 等. 承插型盘扣式脚手架盘扣节点结构改进分析[J]. 建筑安全, 2016, 31(10): 21-25.
- ZHU dechun, CAI xiaohua, HE jingfei, et al. Structural improvement analysis of the disk-pin joint node of disk lock steel tubular scaffold [J]. Construction Safety, 2016, 31 (10): 21-25.
- [9] 王晓光, 段亚辉, 尹汝琨. 盘扣式脚手架盘扣节点半刚性试验研究 [J]. 建筑结构, 2015, 45 (增刊): 1079-1082.
- WANG Xiaoguang, DUAN Yahui, YIN Rukun. Experiment on socket plate fastener type scaffold characteristics of Semi-rigid node [J]. Building Structure, 2015, 45 (S): 1079-1082.
- [10] 王洲春. 承插型钢管脚手架实验研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2013.
- WANG zhouchun. The experimental investigation of socket type steel pipe scaffold [D]. Changsha: Hunan University, 2013.
- [11] 肖毅. 新型盘式钢管脚手架的应用研究[D]. 昆明: 昆明理工大学, 2012.
- XIAO YI. Application research of new type ring scaffolding [D]. Kunming; Kunming University of Science & Technology, 2012.
- [12] 袁雪霞, 金伟良, 鲁征, 等. 扣件式钢管支模架稳定承载能力研究[J]. 土木工程学报, 2006, 39(5): 43-50.
- YUAN xuexiao, JIN weiliang, LU zheng, et al. A study on the stability bearing capacity of fastener-style tubular steel formwork-supports [J]. China Civil Engineering Journal, 2006, 39 (5): 43-50.
- (编辑 桂智刚)