文章编号:2095-1922(2022)06-0978-09 doi:10.11717/j.issn:2095-1922.2022.06.03

模块化立体停车库节点力学性能研究

贺拥军[1],刘蝉杰[1],周绪红[2]

(1.湖南大学土木工程学院,湖南 长沙 410082;2.重庆大学土木工程学院,重庆 400044)

摘 要 **目的** 针对立体停车库结构提出一种简单高效的模块化连接节点,并对其力学性能进行分析。**方法** 采用ABAQUS软件建模分析端板厚度t_d、连接板处螺栓数量n、连接板厚度t_b和短悬臂梁长度l对节点力学性能的影响,并采用组件法提出节点初始刚度计算公式。**结果** 随着t_d、n、t_b和l的增大,均能在不同程度上改善节点滞回性能;l对力学性能影响最为显著,t_b对节点骨架曲线基本无影响;节点极限承载力随着t_d、n、l的增大而逐渐提高,提高幅度逐渐减小;t_b对节点耗能能力影响最强,n和l次之,t_d影响最弱;4组节点的延性系数均大于3,且均为半刚性。**结论** 该节点力学性能良好,笔者所提计算公式精度满足要求,可以用来预估所提节点初始转动刚度。

关键词 模块化;立体停车库;连接节点;滞回性能;初始刚度;有限元

中图分类号 TU391 **文献标志码** A

Research on the Mechanical Performance of the Modular Connection Joint for 3D Parking Garages

HE Yongjun[1], *LIU Chanjie*[1], *ZHOU Xuhong*[2]

(1. School of Civil Engineering, Hu′nan University, Changsha, China, 410082; 2. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing, China, 400044)

Abstract: A simple and efficient modular connection joint is proposed for the 3D parking garage structure, and its mechanical properties are analyzed. ABAQUS is used to analyze the influence of the end-plate thickness t_d, the number of bolts at the connecting plate n, the thickness of the connecting plate t_b and the length of the short cantilever beam l on the mechanical properties of the joint by modelling. The component method is used to formulate the initial stiffness of the joint. The conclusion of the paper: the hysteresis performance of the joint can be improved respectively by increasing t_d, n, t_b and l, and the effect of l is the most significant. t_b has basically no effect on its skeleton curve, and the ultimate bearing capacity of the joint will gradually improve with the enhancement of t_d, n and l, meanwhile the degree of its improvement will decrease. t_b has the strongest influence on the energy dissipative capacity of the joint, followed by n and l, and the

收稿日期:2021-12-23
基金项目:国家自然科学基金项目(51890902);国家重点研发计划项目(2016YFC0701202)
作者简介:贺拥军(1970—),男,教授,博士研究生导师,主要从事大跨钢结构等方面研究。

effect of t_d is the weakest. The ductility coefficients of four sets of joints are greater than 3, and they are all semi-rigid. The mechanical performance of the joint is good, and the comparison with the finite element results shows that the accuracy of the calculation formula meets the requirements and can be used to estimate the initial rotational stiffness of the proposed joint.

Key words: modularity; 3D parking garage; connection joint; hysteretic behavior; initial stiffness; finite element method

塔式钢结构立体停车库以占地面积小、空间利用率高、车辆停取便捷的特点,得到快速发展和应用。国内外学者对立体车库进行了深入的分析研究,在结构选型[1]、荷载计算[2-3]、结构抗震[4]等方面已经取得了显著成果,在设计方面,有学者提出构件标准化[5],为立体车库的设计提供参考。但传统装配式施工方法存在施工周期长、高空作业多、过程噪音大等缺点,将严重影响附近区域正常生产生活。

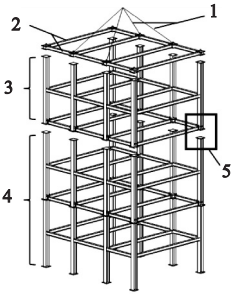
模块化装配式建筑作为一种新兴建筑结构体系,工业化程度极高,凭借其生产周期短、劳动强度低、绿色环保等优点而成为重要发展方向[6]。部分国内外学者对模块化钢结构体系的静力及动力性能进行了研究,形成了一定的研究成果[7-8];模块之间连接节点作为该结构体系的重难点,也得到了众多学者的关注和研究,各国学者相继提出了多种连接节点,例如全螺栓连接、套筒连接、集装箱角件连接等[9],有效促进了模块化建筑结构体系的发展,推动了该结构体系在住宅[10]、石油化工[11]、抢险救灾[12]等领域的应用。

但在立体停车库领域,该结构体系的应用和适用的连接节点仍有待研究。基于此,笔者将模块化建筑理念引入立体车库之中,形成模块化立体停车库结构概念,可以有效规避传统施工中所存在的上述问题,并针对该结构提出了一种 H 型钢梁-柱-柱连接节点;此节点的焊接部分在工厂完成,现场仅需进行简单高效的螺栓连接,可以更好地保证施工质量和速度,为立体停车库的模块化施工提供解决方案。

1　模块化立体停车库及节点介绍

1.1　模块化立体停车库结构

与模块化住宅建筑不同,钢结构立体停车库建筑模块比较大,超出我国公路运输限制尺寸,因此提出了“工厂预制构件、现场拼装模块、吊装形成整体”的解决方案。即将梁柱等构件在工厂预制,然后运输至施工现场,在地面以两层为一个单位拼装形成结构模块,并安装机电设备、载车板和维护结构等,形成一个建筑模块单元,最后将建筑模块单元吊装,并通过螺栓连接拼接形成整体结构。模块化立体停车库结构示意图如图 1 所示,此处省略了维护结构以及机电设备。



1. 吊缆;2. 辅助提升框架;3. 吊装模块;4. 已完成吊装部分;5. 模块连接节点。

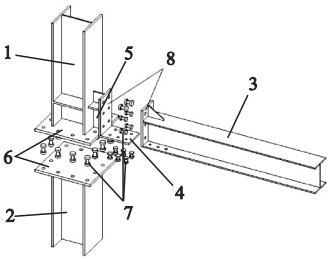
图 1　模块化立体停车库结构示意图

Fig. 1　Structural diagram of the 3D garage modular

1.2　节点构造形式

笔者以模块之间的连接节点为研究对象,提出了一种新型梁-柱-柱连接节点,如图 2 所示。该节点主要包括三部分,第一部分由 H 型钢上柱与带 L 形连接件的悬臂梁和法兰板焊接而成,其中 L 形连接件由竖直端板和水平连接板构成;第二部分由H型钢下

柱和端部的法兰板焊接构成;第三部分为带焊接端板的H型钢梁。焊接部分均在工厂完成,现场只进行高强螺栓连接,可以更好地保证施工质量和速度。



1. H型钢上柱;2. H型钢下柱;3. 横梁;4. 连接板;5. 短悬臂梁;6. 柱法兰板;7. 高强螺栓群;8. 端板。

图2 模块化梁-柱-柱节点

Fig. 2 The beam-column-column modular

柱和梁均采用H型钢,上下柱之间采用法兰连接,法兰周围均布12个10.9级M20摩擦型高强螺栓;悬臂梁与柱通过焊缝连接,悬臂梁与横梁之间采用由端板和连接板构成的L形连接件连接,外伸端板处采用M20摩擦型高强螺栓连接,其余采用M16摩擦型高强螺栓连接。

2 有限元模型介绍

2.1 材料本构

节点设计中柱、横梁、短悬臂梁、端板和连接板均采用Q345钢材,螺栓采用10.9级高强螺栓。二者均采用双线性随动强化模型,其材料本构参数见表1。

表1 材料本构

Table 1 The material constitutive

材料	$E/10^5$ MPa	υ	f_y/ MPa	f_u/ MPa	ε_u
Q345钢	2.06	0.3	345	520	0.052
高强螺栓	1.95	0.3	995	1160	0.150

注:E为弹性模量;υ为泊松比;f_y为屈服应力;f_u为极限应力;ε_u为极限应变。

2.2 单元选择及接触定义

通过ABAQUS有限元软件建立节点的三维模型,采用八节点六面体线性减缩积分单元(C3D8R),靠近节点以及螺栓孔处适当加密网格以提高计算精度。短悬臂梁与柱和L形连接件之间采用Tie接触,法兰、L形连接件与横梁以及螺栓与各部件之间的法向接触采用"硬"接触,切向接触采用库伦摩擦模型,摩擦系数均取0.4,采用有限滑移模型。

2.3 边界条件及加载制度

考虑到模型的对称性,采用1/2模型以缩短计算时间、提高收敛性。对称面处采用对称约束,即约束对称面所有节点的U_1、U_{R2}、U_{R3}方向位移,将梁、柱端面分别与梁柱轴线上的3个参考点耦合,然后对耦合点约束,有限元模型边界条件见图3,并在梁端耦合点上施加位移荷载,梁端耦合点距梁端面100 mm。

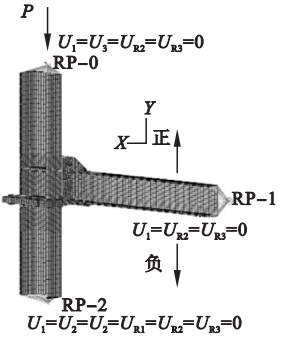


图3 有限元模型

Fig. 3 The finite element model

根据《钢结构设计标准》(GB50017—2017),对10.9级M16和M20高强螺栓分别施加100 kN、155 kN预紧力,轴压比取0.3。假定向上加载为正,向下加载为负,循环加载制度如图4所示。

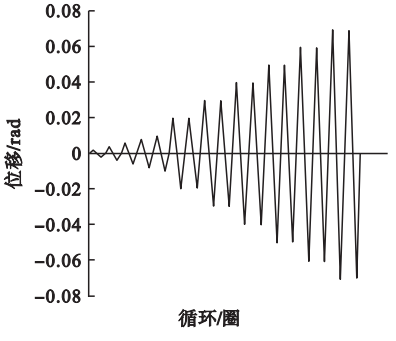


图4 加载制度

Fig. 4 The loading system

3　建模方法验证

选取文献[13]中的 S1 试件为验证对象,以验证采用 1/2 模型建模方法在端板连接节点滞回分析中的可行性,试验结果与有限元结果对比如图 5 所示。可见有限元计算所得变形分布与试验结果基本一致,滞回曲线与试验结果曲线形状相似,数值相近,拟合程度高。证明该建模方法在节点滞回分析中有着较高的可靠性。

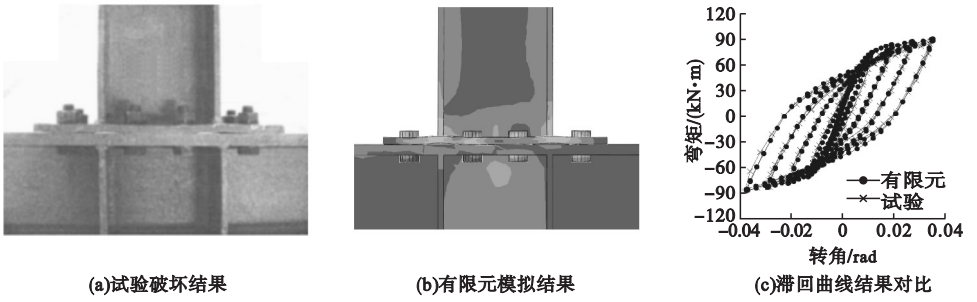


图 5　有限元与试验结果对比

Fig. 5　Comparisons between finite element and test results

4　节点模型参数分析

为了研究端板厚度 t_d、连接板处螺栓数量 n、连接板厚度 t_b 和悬臂梁长度 l 等参数对连接节点力学性能的影响,分别设计了 HJD、NJD、TJD 和 LJD 共 4 组试件,并对其进行参数分析,各试件参数取值如表 2 所示。

表 2　各试件参数取值

Table 2　The parameters of each test specimen

试件编号	t_d /mm	n /排	t_b /mm	l /mm	试件编号	t_d /mm	n /排	t_b /mm	l /mm
HJD-1	8	3	10	80	NJD-1	14	0	10	80
HJD-2	10	3	10	80	NJD-2	14	2	10	80
HJD-3	12	3	10	80	NJD-3	14	3	10	80
HJD-4	14	3	10	80	NJD-4	14	4	10	80
TJD-1	14	3	8	80	LJD-1	14	3	12	80
TJD-2	14	3	10	80	LJD-2	14	3	12	160
TJD-3	14	3	12	80	LJD-3	14	3	12	240
TJD-4	14	3	14	80	LJD-4	14	3	12	320

各试件的横梁截面尺寸为 H200 mm × 150 mm × 6 mm × 9 mm,梁端距柱近侧翼缘 1 400 mm,柱截面尺寸为 H250 mm × 250 mm × 9 mm × 14 mm,上下柱分别为 800 mm 和 600 mm,悬臂梁截面尺寸为 H200 mm × 150 mm × 9 mm × 12 mm,在短悬臂梁与法兰板相接处采用焊接将其腹板与法兰板相连,节点详图见图 6。

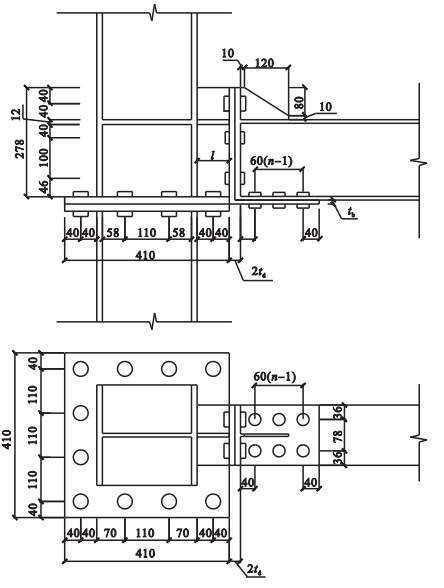


图 6　节点尺寸

Fig. 6　The joint dimension

4.1　滞回曲线对比分析

不同参数下节点滞回曲线如图 7 所示。由图可知,HJD-1 和 NJD-1 节点滞回环不对称且捏缩严重,这是由于 HJD-1 节点端板厚度仅为 8 mm,负向加载时易屈服产生塑性变形,负向转动刚度小于正向值;而 NJD-1 节点下翼缘处无连接板,正向加载时仅有两颗螺栓受拉,易屈服产生塑性变形,其正向转动刚度小于负向值。除此之外,各节点滞回

曲线大致对称,无严重捏缩现象,表明节点有良好的耗能和变形能力。端板厚度由 8 mm 增加至 14 mm 过程中,节点滞回曲线由严重不对称变为对称,滞回性能得到明显改善,故在节点设计时端板厚度取值不应小于 10 mm;节点 NJD-1 ~ NJD-3 滞回曲线由严重捏缩变为对称,且逐渐饱满,而节点 NJD-4 滞回曲线又有所捏缩,表明在节点横梁下翼缘处设置连接板并采用螺栓连接是十分必要的,且螺栓数量为 3 排时其滞回性能最好。

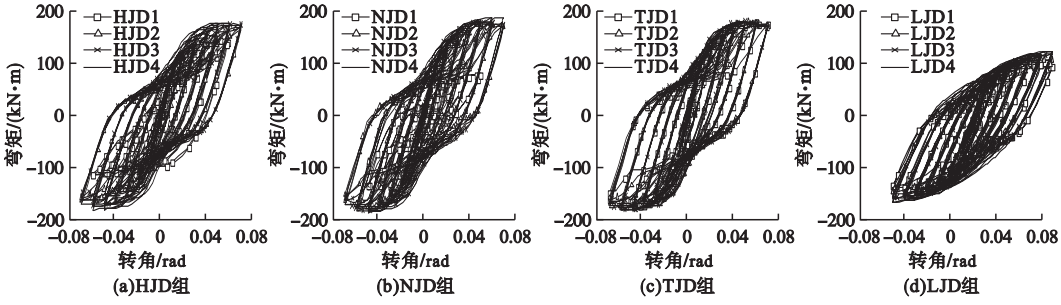


图 7 HJD 组滞回曲线

Fig. 7 Hysteresis curves of the HJD group

总之,随着 t_d、t_b、n 和 l 的增大,节点滞回曲线均逐渐饱满,节点滞回性能得到了不同程度的改善,其中改变短悬臂梁长度 l 所产生的变化最显著,其滞回曲线逐渐变为梭形。

4.2 骨架曲线对比分析

提取各组试件的骨架曲线,如图 8 所示。由图可知,在弹性阶段时骨架曲线大体成直线且基本重合,差异小。在节点屈服进入非线性阶段后,由参数变化所产生的差异逐渐显现。从节点极限承载力来看,改变端板厚度 t_d 对节点负向承载力的影响较正向显著,在节点下翼缘横梁处设置端板并采用螺栓连接可有效提高节点极限承载力,尤其是正向极限承载力提升幅度达 51.2%。总的来看,随着 t_d、n 和 l 的增大,节点极限承载力均有不同程度的提高,提高幅度逐渐减小,TJD 组节点骨架曲线基本重合,表明改变 t_b 对其骨架曲线影响很小。

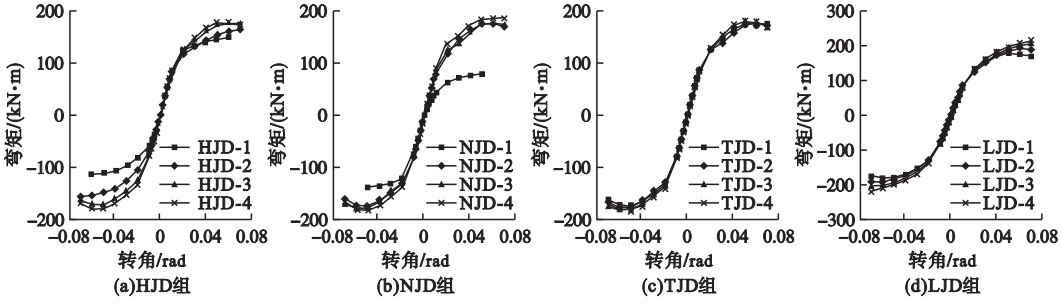


图 8 试件骨架曲线

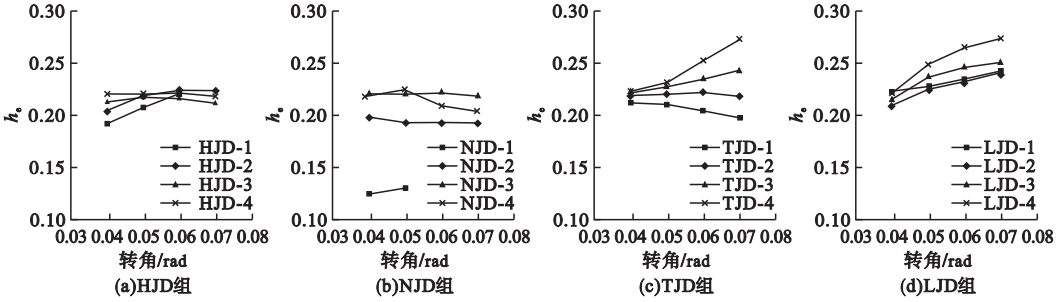
Fig. 8 Skeleton curves of the specimens

4.3 耗能能力对比分析

笔者采用 0.04 ~ 0.07 rad 位移内的等效黏滞阻尼系数 h_e 作为节点耗能能力评价指标,各节点耗能曲线如图 9 所示。

由图 9 可知,节点的 h_e 主要受参数 t_b、n、l 的影响,而对参数 t_d 的变化不敏感。分析可知,随位移的增大,HJD 组节点 h_e 逐渐接近,耗能性能差异减小;在相同位移下,随 t_b 和 l 的增大,除节点 LJD-1 外,各节点 h_e 均逐渐增大,且位移越大,t_b 的影响越显著;而 NJD 组节点在相同位移下,h_e 随着 n 的增加先增大后减小,在取 3 排螺栓时,节点 h_e 曲线平稳且数值较大,此时耗能能力较优且稳定性较好。除试件 NJD-1 外,各试件 h_e 在

0.19 ~0.28,而钢筋混凝土节点的 h_e 一般在 0.1 左右[14],故该节点耗能能力良好。



(a)HJD组　(b)NJD组　(c)TJD组　(d)LJD组

图 9　试件耗能曲线

Fig. 9　Energy dissipation curves of the specimens

4.4　延性对比分析

处理有限元数据可得节点正负向屈服弯矩,取其中的较小值为节点屈服荷载 M_y,此时所对应的梁端位移为屈服位移 θ_y;取正负向最大荷载中的较小值为该节点的极限荷载 M_u,此时所对应的梁端转角位移为极限位移 θ_u,延性系数 $\mu=\theta_u/\theta_y$。

各节点滞回加载计算结果见表 3,可见节点延性主要受参数 t_d 和 l 的影响,随 t_d 和 l 增加而出现不同程度下降,而对参数 t_b 和 n 并不敏感。除节点 LJD-4 延性系数为 3.0 外,其余节点延性系数均大于4,远大于抗震

表 3　滞回加载计算结果

Table 3　The calculation results of hysteresis loading

节点编号	M_y/(kN·m)	θ_y/10^{-3} rad	M_u/(kN·m)	θ_u/10^{-3} rad	$S_{i正}$/10^4(kN·m·rad^{-1})	$S_{i负}$/10^4(kN·m·rad^{-1})	延性系数
HJD-1	53.28	8.56	112.95	59.75	3.97	1.37	6.98
HJD-2	79.71	11.81	157.35	70.00	4.06	1.85	5.93
HJD-3	87.83	11.78	172.07	57.02	4.20	2.34	4.84
HJD-4	91.97	11.75	180.48	55.75	4.25	2.57	4.75
TJD-1	91.45	11.75	176.24	50.00	4.04	2.50	4.26
TJD-2	91.96	11.75	180.48	55.75	4.24	2.57	4.75
TJD-3	93.89	11.73	177.63	56.06	4.24	2.63	4.78
TJD-4	93.89	11.73	177.63	55.05	4.29	2.74	4.69
NJD-1	40.55	9.03	77.66	50.00	0.90	2.26	5.54
NJD-2	90.02	11.76	173.54	55.43	4.24	2.57	4.71
NJD-3	91.96	11.75	180.48	55.75	4.44	2.66	4.75
NJD-4	93.50	11.75	181.92	53.34	5.35	2.70	4.54
LJD-1	93.89	11.73	177.63	56.06	4.52	2.64	4.78
LJD-2	108.62	15.02	190.41	63.21	2.63	1.97	4.21
LJD-3	116.70	17.10	205.47	70.00	2.57	1.95	4.09
LJD-4	132.88	23.36	214.86	70.00	2.47	1.93	3.00

要求限值 3.0,延性较好。

4.5　节点刚性分析

欧洲规范 3[15] 依据连接节点的初始转动刚度将连接节点划分为刚接、半刚接和名义铰接三种类型。分类标准如下:①刚性连接:$S_i \geqslant k_b EI_b/L_b$,无侧移框架 $k_b=8$,有侧移框架 $k_b=25$;②名义铰接:$S_i \leqslant 0.5EI_b/L_b$;③半刚性连接:在刚性连接和名义铰接之间的连接节点为半刚性连接节点。其中,S_i 为节点的初始刚度;EI_b 为梁的抗弯刚度;L_b 为梁的跨度。

初始转动刚度 S_i 求解方法如下:

$$S_i = P(l_1 + l_2)/\theta. \tag{1}$$

$$\theta = v_2/l_2 = (v - v_1)/l_2. \tag{2}$$

式中:P 为节点处于弹性阶段时梁端某一荷载值;v 为在荷载 P 作用下梁端总挠度值;v_1 为相应梁端弹性挠度,由材料力学中悬臂梁的挠曲方程计算得到;v_2 为所求节点变形量;l_1 为短悬臂量长度;l_2 为横梁长度;图 10 为计算示意图。

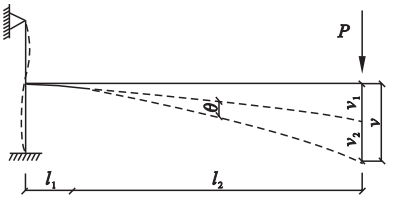


图 10 θ 计算示意图

Fig. 10 The schematic calculation diagram of θ

处理有限元数据可得节点正负向初始刚度 $S_{i正}$ 和 $S_{i负}$(见表 3),各节点负向初始转动刚度均大幅小于正向值,故取节点负向转动刚度作为所属节点类型的判断指标。经计算,以欧洲规范 3[15] 标准划分,笔者所设计的 4 组试件均属半刚性节点。

5 初始刚度推导

分析表 3 可知,节点的负向初始刚度对端板厚度变化最为敏感,故此处主要考虑端板厚度影响,依据组件法分析,负向初始刚度主要影响因素有螺栓、端板和节点域,各部件初始刚度计算如下。

5.1 螺栓初始刚度

螺栓的抗拉刚度 k_b 为

$$k_b = E_b A_e / l_b. \tag{3}$$

螺栓受拉伸长产生的转角 θ_b 为

$$\theta_b = F_b/(k_b v). \tag{4}$$

受拉螺栓提供的初始转动刚度 S_b 为

$$S_b = (F_b y)/\theta = k_b y^2. \tag{5}$$

受拉螺栓群初始转动刚度为

$$S_1 = \sum S_{bn} \tag{6}$$

欧洲规范 3[15] 中 l_b 等于螺栓实际夹距加上垫圈、半个螺栓头和半个螺栓帽的厚度;m 为第 m 颗受拉螺栓;y 为螺栓中心到下翼缘中心的距离;E_b 为螺栓弹性模量;A_e 为栓杆截面有效面积;F_b 为螺栓拉力。

5.2 节点域初始刚度

根据《钢结构设计标准》(GB50017—2017),节点域达到剪切屈服时抗弯承载力计算公式为

$$M_{Rd} = \frac{4}{3} f_v h_b h_c t_{cw}. \tag{7}$$

节点域剪切屈服时的剪切应变为 $\gamma = f_v/G$,则节点域初始转动刚度为

$$S_2 = \frac{M_{Rd}}{\gamma} = \frac{4 f_v h_b h_c t_{cw}}{3 f_v/G} = \frac{4}{3} G h_b h_c t_{cw}. \tag{8}$$

式中:G 为钢材剪切模量;f_v 为钢材抗剪屈服强度;h_b 为横梁腹板高度;考虑法兰板对短悬臂梁腹板的约束作用,h_c 取柱腹板高度与柱翼缘到同侧法兰板边缘距离之和;t_{cw} 为柱腹板厚度。

5.3 端板初始刚度

施刚[16] 认为初始时高强螺栓预拉力将端板与被连接件有效地连接成一个整体,所以可假设螺栓中心处为固定边约束。采用叠加法推出板段的刚度 k 等于两个两端固定板段的刚度 k_1 和 k_2 之和(见图 11)。

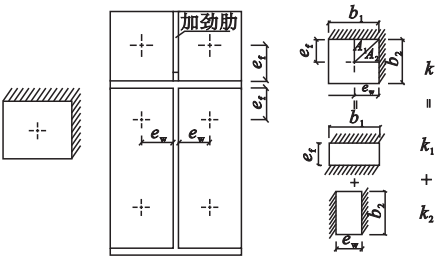


图 11 端板刚度计算

Fig. 11 Calculation of the end-plate stiffness

$$k_1 = \beta_1 \frac{1}{\dfrac{e_w^3}{12El} + \dfrac{\alpha e_w}{GA}} = \beta_1 \frac{1}{\dfrac{e_w^3}{Eb_1 t_{ep}^3} + \dfrac{\alpha e_w}{Gb_1 t}}. \tag{9}$$

$$k_2 = \beta_2 \frac{1}{\dfrac{e_f^3}{12El} + \dfrac{\alpha e_f}{GA}} = \beta_2 \frac{1}{\dfrac{e_f^3}{Eb_2 t_{ep}^3} + \dfrac{\alpha e_f}{Gb_2 t}}. \tag{10}$$

图 11 中,b_1 和 b_2 为板段两条固定边的计算长度,若实际长度小于($e_f + e_w$),取实际长度,否则取($e_f + e_w$),e_f 和 e_w 为螺栓中心至板段两条固定边的距离,即螺栓中心至梁翼缘和梁腹板(或端板加劲肋)的距离。式中:$\alpha = 1.5$;β_1 和 β_2 是考虑重复计算了图 11 中面积为 A_1 和 A_2 板段刚度而进行的折减,计算方式如下:

$$\beta_1 = 1 - \frac{A_2}{b_1 e_w}. \tag{11}$$

$$\beta_2 = 1 - \frac{A_1}{b_2 e_f}. \tag{12}$$

受拉区端板可看做由 4 块两边固定板段叠加而成,则其初始刚度为

$$k_d = \sum k_{di}. \tag{13}$$

则由端板变形产生的节点转角为

$$\theta_d = F_t/(k_d H_c). \tag{14}$$

横梁端板贡献的初始转动刚度为

$$S_{d1} = F_t H_c/\theta_d = k_d H_c^2. \tag{15}$$

式中:i 为端板受拉区第 i 块两边固定板段;F_t 为横梁受拉翼缘所受拉力;H_c 为横梁上下翼缘中心间的距离。

同理可得短悬臂梁受拉区端板初始转动刚度 S_{d2}。

根据组件法原理分析,螺栓、节点域和端板三部分所提供的初始转动刚度属于依次串联关系,故节点初始转动刚度为

$$S' = \frac{1}{(1/S_1 + 1/S_2 + 1/S_{d1} + 1/S_{d2})}. \tag{16}$$

由式(16)计算各节点初始刚度并与有限元解对比后发现,当 L 形连接件与法兰板直接相连时,计算值偏小,而 L 形连接件未与法兰板直接相连时,计算值偏大。故此处引入系数 μ 来考虑 L 形连接件位置的影响,μ 采用不同连接方式下有限元解平均值与式(16)解的平均值之比来推算,当 L 形连接件与法兰板直接相连时,$\mu = 1.1$,未直接相连时 $\mu = 0.8$。则修正后节点初始转动刚度计算公式为

$$S = \mu \frac{1}{(1/S_1 + 1/S_2 + 1/S_{d1} + 1/S_{d2})}. \tag{17}$$

修正后公式理论解和有限元解的对比及其比值 λ 如图 12 所示。由图可知,理论解与有限元解相近,比值 λ 均在 0.89 ~ 1.20,且 87.5% 的比值在 0.9 ~ 1.1,表明式(17)计算结果精度较高,可以有效地预测节点初始刚度,为参数化分析提供了简单便捷的工具。

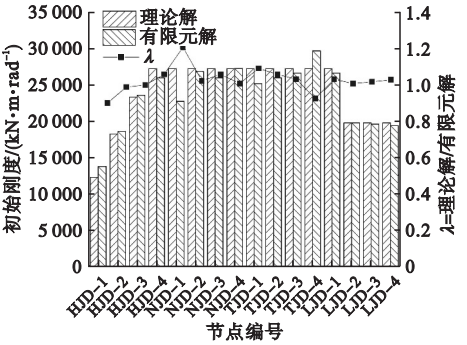


图 12　理论解与有限元解对比

Fig. 12　Comparison of theoretical solution and finite element solution

6　结　论

(1)笔者所设计的 4 组节点均为半刚性节点,具有良好的耗能能力和延性。

(2)随着 t_d、n、t_b、l 的增大,节点滞回性能均得到不同程度的改善,其中 l 所产生的影响最为显著,随着 l 的增大,其滞回曲线逐渐成为梭形;骨架曲线基本不受 t_b 的影响,而节点极限承载力随着 t_d、n、l 的增大而逐渐提高,但提高幅度逐渐减小。

(3)节点耗能能力受端板厚度 t_d 影响较小,且随位移的增大其差异逐渐减小,而随着 n、t_b、l 的增大,节点耗能能力都得到一定提高,其中连接板厚度 t_b 的影响最为显著,且位移越大,提高越明显。

(4)综合考虑节点滞回性能、极限承载力和耗能能力,建议 t_d 取值不小于 10 mm,螺栓数量取 3 排;结合强节点弱构件的设计原则,t_b 应大于梁翼缘厚度,建议取 10 mm 以上;为了保证节点的延性要求,l 应小于

320 mm。

(5)采用组件法提出该类型节点初始刚度计算公式,通过与有限元结果对比表明该公式有足够的精度,可以用于计算节点初始刚度。

参考文献

[1] HE Yongjun, ZHOU Xuhong, HU Juncheng. Structural configurations and economic performance comparison of multi-storey and high-rise steel three-dimensional garages [J]. Advanced materials research, 2010, 163 – 167: 16 – 19.

[2] KWAK H, SONG J. Live load factors for parking garage members [J]. Structural safety, 2000, 22(3): 251 – 279.

[3] KWAK H, SONG J. Live load design moments for parking garage slabs considering support deflection effect [J]. Computers & structures, 2001, 79(19): 1735 – 1751.

[4] 贺拥军,周绪红,何佳琦. 隔层桁架式立体停车结构地震倒塌易损性分析[J]. 湖南大学学报(自然科学版),2014,41(4):10 – 15.
(HE Yongjun, ZHOU Xuhong, HE Jiaqi. Seismic collapse fragility analysis of the 3D parking structure with alternation story-height truss lateral-load-resisting system [J]. Journal of Hu′nan university (natural sciences), 2014, 41(4): 10 – 15.)

[5] 胡君成. 多高层钢结构立体车库性能分析和构件标准化[D]. 长沙:湖南大学,2010.
(HU Juncheng. Performance analysis and component standar dization of multi-story and high-rise steel three-dimensional garages [D]. Changsha: Hu′nan University, 2010.)

[6] FERDOUS W, BAI Y, NGO T, et al. New advancements, challenges and opportunities of multi-storey modular buildings-a state-of-the-art review [J]. Engineering structures, 2019, 183: 883 – 893.

[7] 查晓雄,王璐璐,钟善桐. 构建多层集装箱改造房的方法及确保其安全性实用公式推导[J]. 建筑结构,2010,40(增刊2):462 – 465.
(ZHA Xiaoxiong, WANG Lulu, ZHONG Shantong. The method of constructing mutil-storied used shipping container buildings and the deduction of practical formula about structural security [J]. Building structure, 2010, 40(S2): 462 – 465.)

[8] GUNAWARDENA T, NGO T, MENDIS P. Behaviour of multi-storey prefabricated modular buildings under seismic loads [J]. Earthquakes and structures, 2016, 11(6): 1061 – 1076.

[9] 丁阳,邓恩峰,宗亮,等. 模块化钢结构建筑连接节点研究进展[J]. 建筑结构学报,2019,40(3):33 – 40.
(DING Yang, DENG Enfeng, ZONG Liang, et al. State-of-the-art on connection in modular steel construction [J]. Journal of building structures, 2019, 40(3): 33 – 40.)

[10] 刘倩, 杨淑娟, 郁有升,等. 模块化装配式建筑发展现状与未来展望[J]. 青岛理工大学学报,2021,42(5):35 – 40.
(LIU Qian, YANG Shujuan, YU Yousheng, et al. Development and prospect of modular prefabricated construction [J]. Journal of Qingdao university of technology, 2021, 42(5): 35 – 40.)

[11] CASTORANI V, CICCONI P, GERMANI M, et al. A framework to support the optimization of modularized oil and gas structures [C]// ASME 2018 international design engineering technical conferences and computers and information in engineering conference. Quebec: [s. n.], 2018: V02BT03A040(9).

[12] 袁理明,侯国求,罗海兵,等. 武汉雷神山医院结构设计[J]. 建筑结构,2020,50(8):1 – 8.
(YUAN Liming, HOU Guoqiu, LUO Haibing, et al. Structural design of the leishenshan hospital in Wuhan [J]. Building structure, 2020, 50(8): 1 – 8.)

[13] GUO Bing, GU Qiang, LIU Feng. Experimental behavior of stiffened and unstiffened end-plate connections under cyclic loading [J]. Journal of structural engineering, 2006, 132(9): 1352 – 1357.

[14] 周天华, 何保康, 陈国津,等. 方钢管混凝土柱与钢梁框架节点的抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2004(1):9 – 16.
(ZHOU Tianhua, HE Baokang, CHEN Guojin, et al. Experimental studies on seismic behavior of concrete-filled steel square tubular column and steel beam joints under cyclic loading [J]. Journal of building structures, 2004 (1): 9 – 16.)

[15] Eurocode 3-design of steel structures-part 1-8: design of joints: EN 1993-1-8 [S]. Brussels: CEN, 2005.

[16] 施刚. 钢框架半刚性端板连接的静力和抗震性能研究[D]. 北京:清华大学,2005.
(SHI Gang. Static and seismic behavior of semirigid end-plate connections in steel frames [D]. Beijing: Tsinghua University, 2005.)

(责任编辑:刘春光 英文审校:范丽婷)