

DOI: 10.20098/j.cnki.1001-5132.2023.1108

覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管有间隙 N 型节点力学性能研究

汪锦林, 初汉增*, 赵东平, 王万祯

(宁波大学 土木工程与地理环境学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 为考察覆板和加劲板加强构造对 Q460C 方钢管有间隙 N 型节点的破坏模式、荷载—位移曲线、极限承载力、热点应变和应力分布等受力性能影响, 对加强节点和基本节点进行了主管轴压静力加载试验和基于椭圆面断裂模型的数值模拟与破坏机制分析。试验和数值模拟结果表明, 基本节点的破坏模式为主管上翼缘受拉鼓曲开裂, 与受拉支管相连的主管壁凸起; 加强节点破坏模式为加劲板屈曲和覆板焊缝受拉开裂。覆板和加劲板加强构造使节点区应力分布更均匀, 降低了节点区焊缝断裂风险; 增加覆板厚度明显减小了主管上翼缘变形, 提高了节点的极限承载力。加强节点的极限承载力较基本节点提高了 9.4%~36.5%, 破坏位移减小了 16.5%~25.2%, 转角减小了 57.5%~72.0%。

关键词: Q460C 方钢管; 有间隙 N 型节点; 覆板; 加劲板; 承载力; 破坏模式

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1001-5132 (2025) 01-0063-10

高强方钢管桁架结构具有承载力高、抗震性能好等优点, 在大跨空间结构中有广阔的应用前景。桁架节点起着传递、平衡杆件内力的作用, 一旦失效, 与其相连的杆件则会失效, 甚至引起整体结构倒塌, 因而受到广泛研究。

Gao 等^[1]通过试验和模拟研究加劲板加强的空心方钢管 T 型节点的滞回性能, 发现加强节点具有良好的滞回性能, 节点的破坏模式为主管整体弯曲破坏、支管上翼缘局部屈曲破坏和支管根部焊趾开裂。Qu 等^[2]对 Q690 高强钢 K 型节点进行足尺加载试验, 推导了节点的强度计算公式, 数值模拟了影响节点强度的因素, 发现主管直径、厚度和应力是节点极限承载力重要的影响因素。Xie 等^[3]以及 Zheng 等^[4]对钢管混凝土 K 型节点进行的试验结果显示, 节点破坏模式为支主管连接处局部屈曲开裂, 空心钢管 K 型节点的热点应力明显大于钢管混凝土 K 型节点, 钢管内填充混凝土有效降低了热点应力。Nassiraei 等^[5]以及 Peng 等^[6]考察了加劲板构造对 K 型节点极限承载力和破坏模式的影响,

对加强 K 型节点和未加强节点进行了试验和数值模拟, 结果表明加劲板有效降低了节点区热点应力, 并显著增强了 K 型节点的极限承载力。常鸿飞等^[7-8]通过试验和有限元分析研究了支主管宽度比对未加强、覆板加强、插板加强和覆板环口板加强的方钢管 T 型相贯节点的变形特点、应变分布、极限承载力和滞回性能的影响, 证明了规范设计公式的适用性。袁西贵等^[9]探讨构造参数对加劲肋加强的极限承载力的影响, 测试了设置加劲肋的方钢管 K 型节点和 T 型节点的极限承载力, 结果表明加劲肋大幅度提高了节点的极限承载力, 加劲 T 型节点的极限承载力提高了 2.6 倍。为研究主管变径加强的 K 型节点的承载力和滞回性能, 季荣华等^[10]对增加管径、增加壁厚和增加管径及壁厚 3 种增强模式的 K 型节点进行了有限元模拟, 发现加强节点具有更良好的骨架曲线和滞回曲线, 承载力明显高于未加强节点。宋沙沙等^[11]对 K 型和 KK 型钢管混凝土相贯节点进行了轴向拉压试验和数值模拟分析, 发现两类节点在支管轴向拉压作用下的

收稿日期: 2023-11-04.

宁波大学学报(理工版) 网址: <http://journalg.nbu.edu.cn/>

基金项目: 浙江省公益技术应用研究项目 (LGF18E080007)。

第一作者: 汪锦林, 硕士研究生, 主要研究方向: 钢结构和组合结构. E-mail: 17369966025@163.com

*通信作者: 初汉增, 讲师, 主要研究方向: 钢结构断裂与疲劳. E-mail: chuhanzeng@nbu.edu.cn

破坏模式为主管冲剪破坏. 赵东平等^[12]对灌浆节点和空心节点进行了主管轴压静力加载试验, 试验结果表明, 在支主管内浇灌轻骨料混凝土显著提高了搭接 K 型节点的承载力. 王政通等^[13]对高强方钢管轻骨料混凝土搭接 K 型节点进行的轴压静载试验结果显示, 支管搭接率过大或过小均会降低搭接 K 型节点的承载力. 范余哲等^[14]对覆板加强主管和支主管间设置加劲板的 Q460C 方钢管 X 型节点进行主管轴压静力加载实验, 结果表明覆板和加劲板构造明显提高了 Q460C 方钢管 X 型节点的承载力、变形能力、延性和刚度.

以往研究主要针对规范建议的桁架节点形式进行试验和数值模拟, 以验证规范建议的结构承载力计算式的适用性, 研究成果促进了桁架结构的应用与发展.

有间隙 N 型节点构造简单, 两根支管间留有一定间隙, 节点区焊缝分散布放, 避免了节点区焊接残余应力的交叉重叠, 受力较搭接节点有利, 是桁架结构中应用最广泛的节点形式之一. 有间隙 N 型节点的一根支管垂直焊接于主管, 节点偏心不可避免, 偏心附加弯矩对节点性能和破坏模式的影响还有待研究. 当前, 对覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管有间隙 N 型节点研究还未见报道, 覆板和加劲板对 Q460C 方钢管有间隙 N 型节点的破坏模式、极限承载力、延性和刚度等静力性能的影响机制尚不清晰. 因此, 本文提出覆板加强主管和支主管间设置加劲板的 Q460C 方钢管有间隙 N 型节点构造, 对加强节点和基本节点进行试验、破坏机理分析, 为该类节点的工程应用提供试验支撑.

1 Q460C 方钢管有间隙 N 型节点试验

1.1 试件设计

设计如图 1~4 所示的方钢管有间隙基本 N 型节点试件 N0 和加劲 N 型节点试件 N1~N3(以下分别简称基本节点和加劲节点), 用以考察覆板和加劲板构造对方钢管有间隙 N 型节点受力性能的影响. 主管截面尺寸分别为 150 mm×150 mm 和 100 mm×100 mm, 管壁厚度分别为 6、4 mm, 一根支管垂直焊接于主管, 另一根支管呈 45°夹角焊接于主管同侧, 支管间隙 180 mm. 试件 N1~N3 弧形加劲板厚度均为 6 mm, 覆板截面尺寸分别为 700 mm×

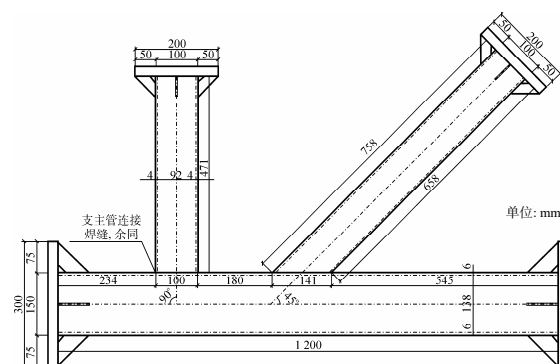


图 1 基本 N 型节点试件 N0 的细部构造

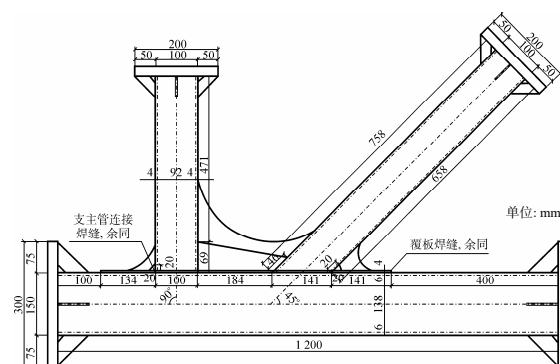


图 2 加劲 N 型节点试件 N1 的细部构造

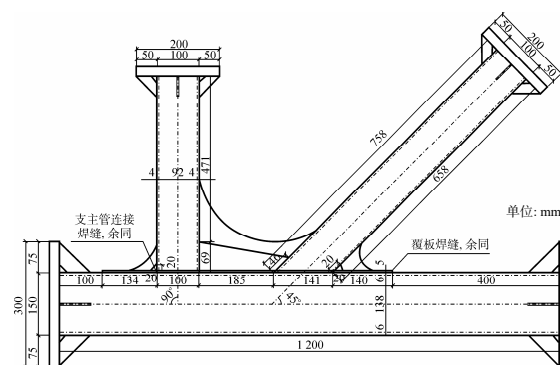


图 3 加劲 N 型节点试件 N2 的细部构造

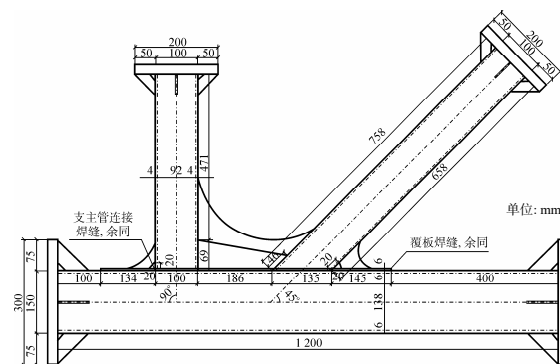


图 4 加劲 N 型节点试件 N3 的细部构造

142 mm、700 mm×140 mm、700 mm×138 mm, 管壁厚度分别为 4、5、6 mm, 采用 Q460C 钢, CHE557RH 焊条, 手工进行焊接。主管两端焊接端板, 用于施加荷载, 两支管通过端板螺栓与支座进行铰接。

1.2 试验加载方案

图 5 为有间隙 N 型节点试验加载示意图。在混凝土反力墙上安装 H 型钢反力架, 支座上设置千斤顶和压力传感器。N 型节点两支管与安装在 H 型钢反力架上带槽孔的铰支座相连, 使用量程为 1 500 kN 的千斤顶对主管下端施加轴压荷载。N 型节点内力平衡, 下支管受拉, 主管与水平支管受压。试验采用单调静力加载方案, 正式加载前, 先施加 30 kN 预加荷载, 确保加载系统正常。正式加载时, 以 10 kN 为梯度逐级加载, 每级加载完采集各测点的应变及位移值。当荷载下降至极限承载力的 75% 以下时, 停止加载。

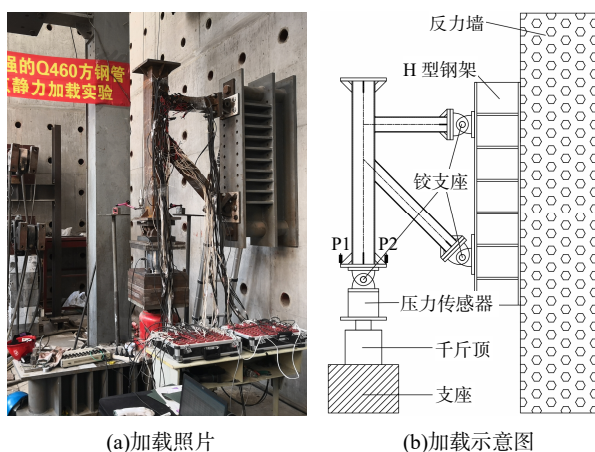


图 5 有间隙 N 型节点试验加载

1.3 试验测试方案

试验测试内容包括主管端部荷载、轴向位移、节点转角和节点区热点应变分布及变化。实时监测和采集主管端部的荷载值方面, 在千斤顶与主管下端铰支座间设置型号为 BW-C1500 的压力传感器。测量主管端部的轴向位移和转角时, 在主管端板两侧布置如图 5(b)所示的位移计 P1 和 P2, 分别测量主管底部两侧位移。两侧位移均值即为主管端部的轴向位移, 节点转角的正切值为两侧位移差与位移计间距之比。

相应的应变片布置如图 6 所示。三向应变测点布置在存在应力集中和可能发生局部屈曲的焊趾处, 包括与支管根部相连的主管上翼缘、加劲板与

支管焊缝处。测点 C1~C5 和 T1~T5 分别布置在受压、受拉支管与主管上翼缘连接处, 测点 C6~C12 和 T6~T12 分别布置在受压和受拉支管根部, 加劲板与受压、受拉支管焊缝处的测点为 S1~S9 和 S10~S18。另外的测点 M1 位于受压和受拉支管中部。

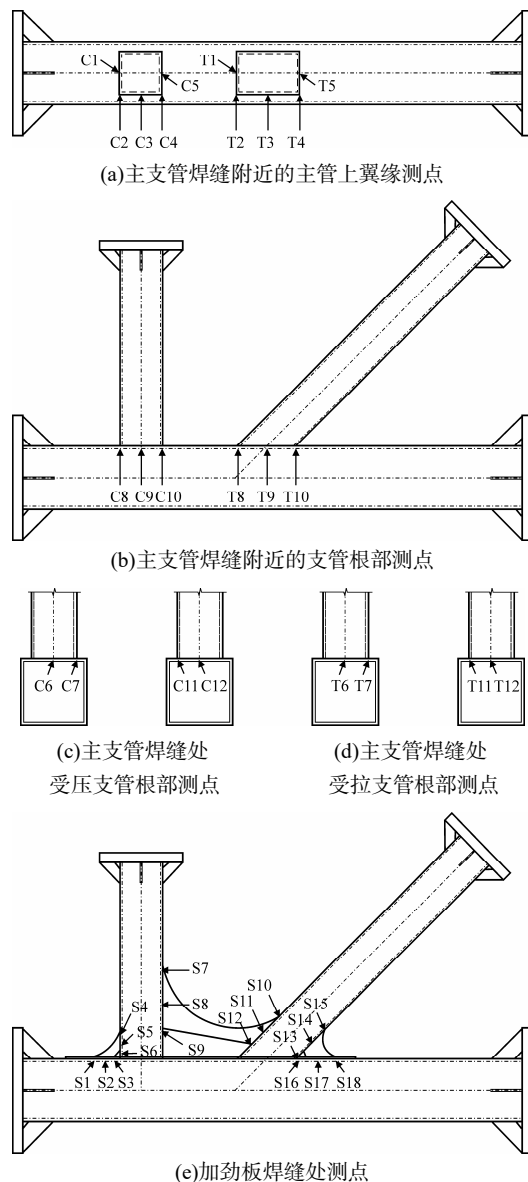


图 6 有间隙 N 型节点焊趾处测点布置图

1.4 钢材和焊缝材性试验

参照 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法》^[15]、GB/T 22315—2008《金属材料 弹性模量和泊松比试验方法》^[16]和 GB/T 2651—2008《焊接接头拉伸试验方法》^[17], 采用与 N 型节点试件同批次的 Q460C 钢和 CHE557RH 焊条, 分别制作厚度为 4、5、6 mm 的钢板和焊缝材

性试件各 3 个. 表 1 为实测钢材和焊缝的力学性能参数.

表 1 实测的钢材和焊缝的力学性能参数

试样	f_y/MPa	f_u/MPa	E_s/GPa	μ
4 mm 钢板	539.5	629.1	197.6	0.269
5 mm 钢板	512.2	590.5	195.4	0.258
6 mm 钢板	509.4	607.3	203.9	0.280
焊缝	719.5	802.2	178.7	0.246

注: f_y 为拉伸屈服强度; f_u 为拉伸极限强度; E_s 为弹性模量; μ 为泊松比.

2 Q460C 方钢管 N 型节点试验结果及分析

2.1 试验现象和破坏模式

图 7~图 10 分别为试件 N0~N3 的试验破坏形态. 由图可见, 在节点区中存在典型的破坏模式: (1)主管上翼缘受拉区鼓曲开裂; (2)主管上翼缘受压区凹陷; (3)覆板受拉区鼓曲, 焊缝开裂; (4)覆板受压区凹陷或略微凹陷, 焊缝开裂, 加劲板屈曲.

试件 N0 加载至 150 kN 时, 受压支管焊趾测点 C4 和 C5 及附近区域内凹, 受拉区测点 T2 开始屈服. 加载至 190 kN 时, 受压处凹陷区域发展至测点 C3, 主管上翼缘鼓曲发展至测点 T3, 测点 T2 附近焊缝出现细小裂纹, 试件变形加大, 主管位移及转角较大. 加载至 192 kN 时, 伴随一声巨响, 测点 T2 处主管焊缝形成穿透裂缝, 荷载无法继续提升, 主管上翼缘受压处凹陷发展至测点 C3 后未继续发展. 当荷载下降至极限承载力的 75% 时, 试件已完全破坏, 停止加载.

采用 4 mm 厚覆板和加劲板加强的试件 N1, 加载至 190 kN 时, 覆板测点 T2 处焊缝出现细小裂纹, 受压区测点 C4 和受拉支管测点 S12 开始凹陷, 试件整体变形不明显, 位移和转角均小于试件 N0. 加载至 210 kN 时, 发出巨响, 覆板受拉区出现较宽裂缝, 加劲板屈曲. 继续加载时再次发出巨响, 裂缝向下扩展至测点 T3 处. 裂缝随着加载继续延伸至测点 T4, 覆板两侧裂缝贯穿, 当荷载下降至极限承载力的 75% 时, 试件破坏.

采用 5 mm 厚覆板和加劲板加强的试件 N2, 加载到 240 kN, 受拉支管测点 S12 略有凹陷, 主管受拉区测点 T2 处略有鼓曲, 受压区凹陷不明显. 继续加载至 250 kN 时, 伴随着一声脆响, 加劲板屈曲. 加

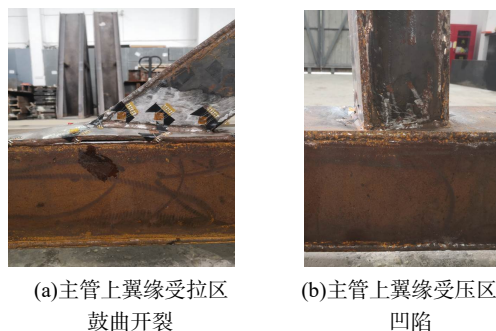


图 7 试件 N0 的破坏形态

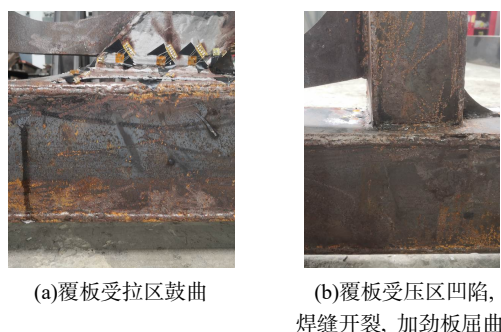


图 8 试件 N1 的破坏形态

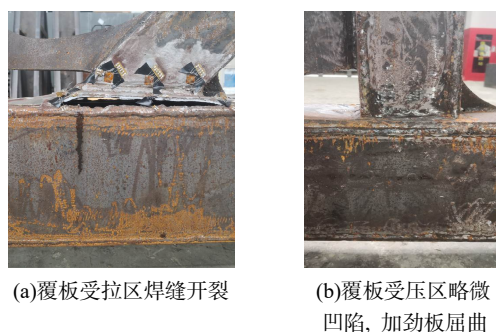


图 9 试件 N2 的破坏形态

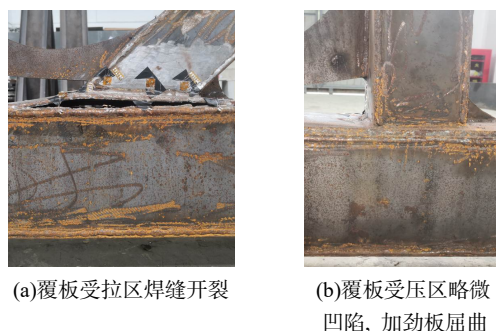


图 10 试件 N3 的破坏形态

载至 253 kN 时, 再次发出巨响, 覆板受拉区测点 T2 形成裂缝, 受压区测点 C4 略有凹陷. 继续加载至荷载下降为极限承载力的 75% 时, 覆板未形成贯穿裂缝, 试件破坏.

试件 N3 采用 6 mm 覆板和加劲板加强, 当加

载至 235 kN 时, 覆板受压区测点 C4 和受拉支管测点 S12 开始凹陷, 受拉区测点 T2 发生明显凸起. 加载至 259 kN 时, 发出巨响, 加劲板屈曲. 加载至 262 kN 时, 再次脆响, 覆板受拉区测点 T2 处焊缝开裂. 并且继续加载至荷载极限承载力 75% 以下时, 裂缝发展至测点 T4, 形成贯穿裂缝, 试件破坏, 加载停止.

2.2 有间隙 N 型节点的荷载—位移曲线和承载力

各试件主管的荷载—位移曲线如图 11 所示, 显示试件 N1~N3 弹性阶段的刚度明显大于试件 N0, 说明覆板和加劲板构造显著提高了节点的轴压刚度和抗弯刚度, 减小了节点变形. 随着覆板厚度增加, 节点的荷载—位移曲线上升.

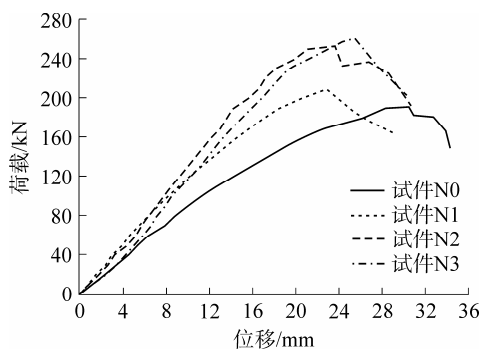


图 11 各试件主管的荷载—位移曲线

表 2 所列的试件 N0~N3 试验结果表明, 试件 N1~N3 的破坏位移较试件 N0 减小了 16.5%~25.2%, 转角减小 57.5%~72.0%, 可见覆板和加劲板有效减小了 Q460C 钢有间隙 N 型节点的破坏位移和转角. 加强节点中, 受拉支管的轴拉力通过加劲板传递到受压支管, 覆板增大了主管受拉和受压翼缘焊缝厚度, 节点区应力分布更均匀, 加强节点的极限承载力较基本节点提高了 9.4%~36.5%.

表 2 各试件主要阶段的试验结果

试件编号	极限荷载/kN	破坏位移/mm	破坏转角/(°)
N0	192	30.490	3.405
N1	210	22.815	0.954
N2	253	23.645	1.447
N3	262	25.460	1.069

3 Q460C 方钢管 N 型节点热点应力分析

3.1 支管根部轴向应变

图 12 为各试件受拉支管根部测点的轴向应变

分布及演化情况. 基本节点试件 N0 测点 T6~T10 均为拉应变, 测点 T11~T12 均为压应变, 说明受拉支管根部应力沿支管焊缝从受拉向受压转变. 测点 T9 在荷载达到 150 kN 时最先屈服, 随后测点 T6、T8 和 T10 也发生屈服. 加强节点试件 N1~N3, 除测点 T12 为较小压应变外, 其余测点均为拉应变, 原因是加劲板减轻了节点的弯矩效应. 测点 T6 在 90 kN 时最先屈服, 随后测点 T7~T10 屈服. 加劲板传力使支管加劲板焊缝处发生局部外凸, 导致支管根部局部应变较大. 当接近极限承载力时, 加劲板焊缝附近应变大于其余的测点, 并在焊缝破坏前发生屈曲.

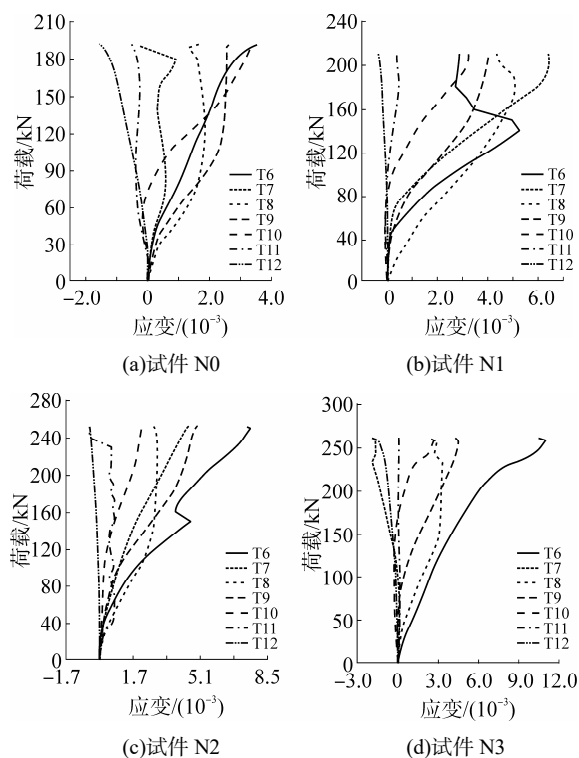


图 12 各试件测点 T6~T12 轴向应变分布及演化

图 13 为各试件受压支管根部测点 C6~C12 应变分布及演化情况. 基本型节点试件 N0 测点 C7 为拉应变, 测点 C6、C8 和 C11 应变值几乎为 0, 测点 C9、C10 和 C12 为压应变, 可见受压支管根部应力沿焊缝从受拉到受压, 存在弯矩效应. 加载至 100 kN 时, 测点 C9 进入屈服, 测点 C7 在极限荷载前屈服, 其余测点均未进入屈服. 试件 N1~N3 受压支管根部各测点的拉应变值小于测点 C9 的压应变值, 可见加劲板明显减小了受压支管的弯矩效应. 此外, 试件 N1~N3 测点 C9 的应变远小于试件

N0, 说明加强节点受压支管根部未发生破坏, 与试验现象相符。

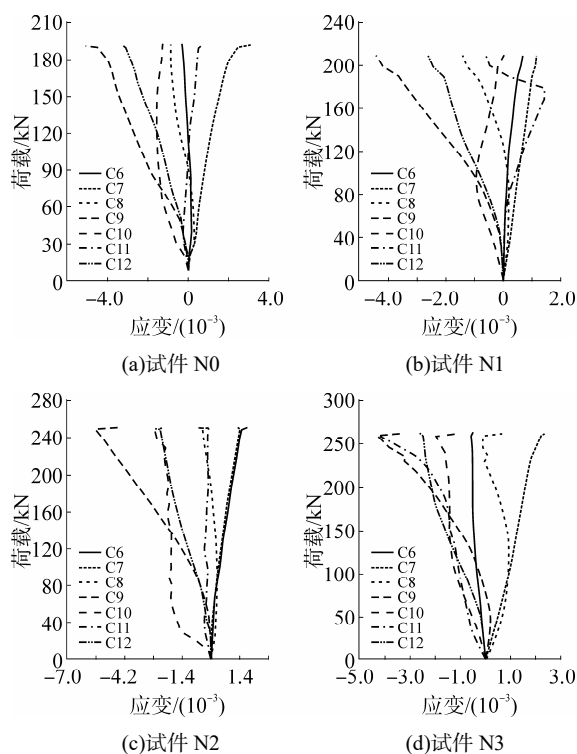


图 13 各试件测点 C6~C12 轴向应变分布及演化

3.2 支主管焊缝处主管的轴向应变

图 14 为各试件管翼缘测点 T1~T5(靠近受拉支管与主管焊缝处)的轴向应变分布及演化情况。试件 N0 的测点 T1~T5 由拉应变转变为压应变, 反映了受拉支管存在平面内弯矩。测点 T1 最先进入屈服, 可见测点 T1 是主管受拉区破坏起始点。试件的 N1~N3 测点 T1 的轴向应变相比试件 N0 明显减小, 除测点 T1 以外, 其余测点均未进入屈服。加劲板将受拉支管的一部分拉力传递到受压支管, 减轻了主管受拉区薄弱点的应力负担, 改善了节点处应力分布。而测点 T5 的轴向压应变几乎为 0, 说明加

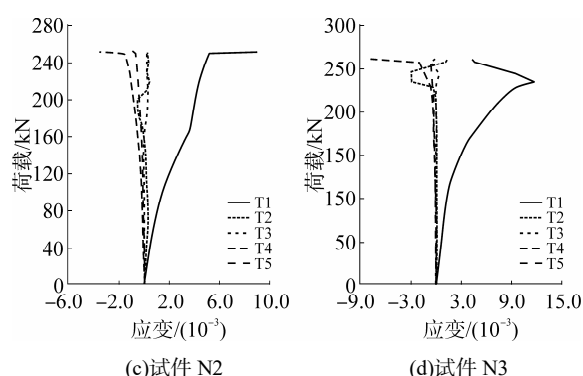
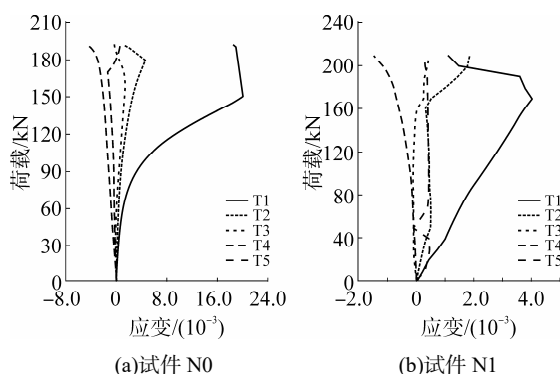


图 14 各试件测点 T1~T5 的轴向应变分布及演化

劲板减小了受拉支管的弯矩效应, 降低了主管受拉区的应力。

图 15 是各试件受压支管与主管焊缝处主管翼缘测点 C1~C5 和支管间隙内测点 M1 的轴向应变分布及演化情况。试件 N0 的测点 C1~C5 由拉应变转变为压应变, 测点 C1 的压应变和测点 C5 的拉应变接近相等, 说明受压支管的弯矩效应比受拉支管严重。测点 C4 和 C5 最先屈服, 是主管受压区破坏起始点。测点 M1 的应变几乎为 0, 说明拉、压支管中性轴位于支管间隙中点附近。在试件 N1~N3 中各测点的轴向应变相比试件 N0 有明显降低, 可见覆板显著减小了主管受压区应变, 加劲板使受压

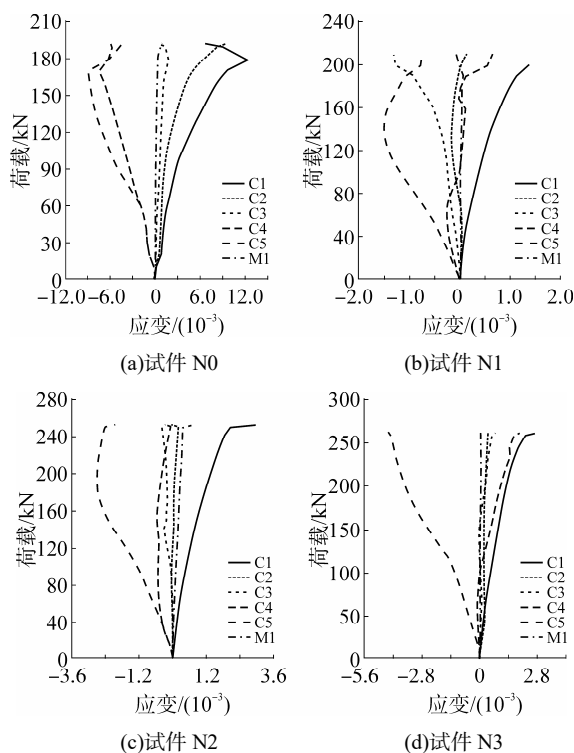


图 15 各试件测点 C1~C5 和 M1 的轴向应变分布及演化

支管与主管连接处内力分布更均衡, 改善了节点受压区受力性能. 此外, 测点 C1 的应变明显小于测点 C5, 说明加劲板有效降低了受压支管的附加弯矩.

3.3 加劲板焊缝处应变

图 16 为受压支管上端加劲板焊缝处应变分布及演化情况. 试件 N1~N3 除测点 S4 和 S6 外, 其余测点均为拉应变, 测点 S1 应变较小, 加劲板将应力传递至支管焊缝处, 减轻了加劲板上端与主管连接焊缝的应变负担. 测点 S2、S3 和 S5 的应变较大, 均在极限荷载时达到屈服应变, 可见受压支管上端加劲板焊缝强度裕量大, 不会破坏.

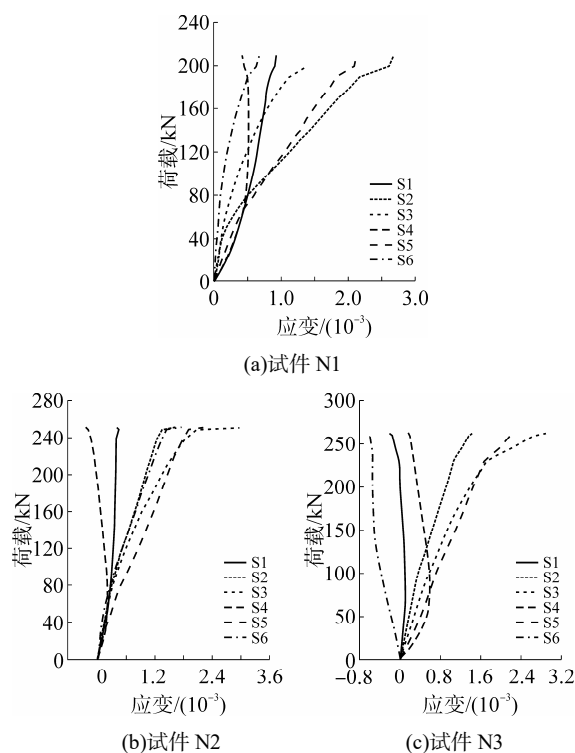


图 16 加强节点测点 S1~S6 的轴向应变分布及演化

图 17 为支管间加劲板焊缝处的轴向应变分布及演化情况, 支管间加劲板将受拉支管拉力传递到受压支管, 故焊缝处应变为拉应变, 只有受压支管上的测点 S7 和 S8 为压应变, 且数值较小. 测点 S12 的拉应变最大, 加载至 110 kN 时最先屈服, 说明受拉支管加劲板根部受力最不利, 局部外凸严重, 与试验现象一致.

图 18 为受拉支管下端加劲板焊缝的应变分布及演化情况. 测点 S15 为压应变, 测点 S16 和 S17 为拉应变, 说明加劲板焊缝在支管处受压, 在主管

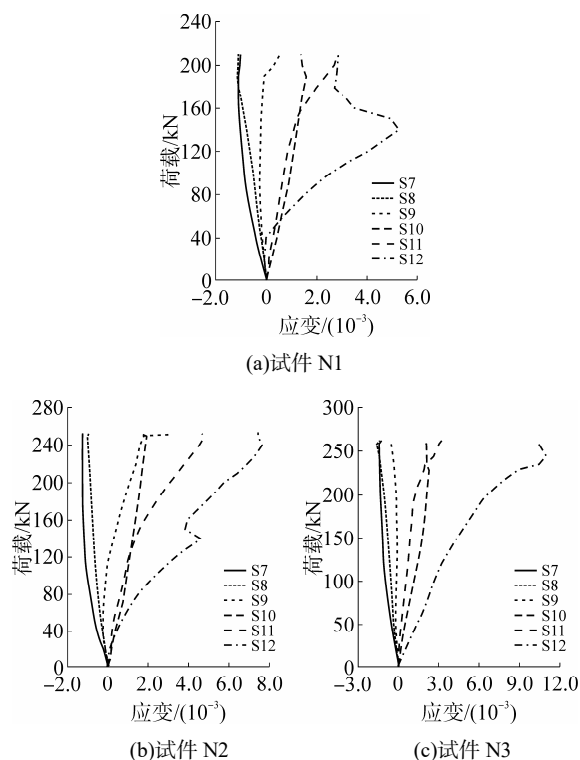


图 17 加强节点测点 S7~S12 的轴向应变分布及演化

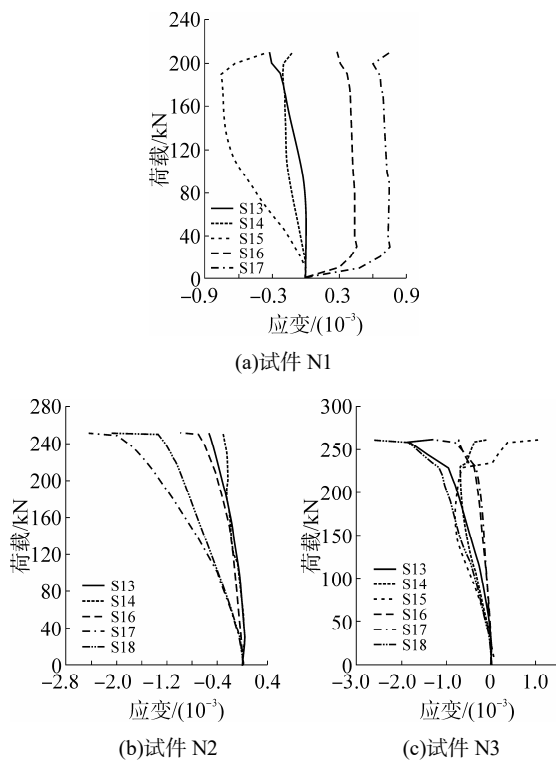


图 18 加强节点测点 S13~S18 的轴向应变分布及演化

处受拉. 测点 S13~S17 均未屈服, 可见加劲板焊缝强度裕量大.

4 有间隙 N 型节点破坏机制分析

4.1 有限元模型

图 19 为加强节点试件 N3 的有限元模型, 选用 ABAQUS 软件中的八节点线性六面体单元进行网格划分, 铰支座采用离散刚体。

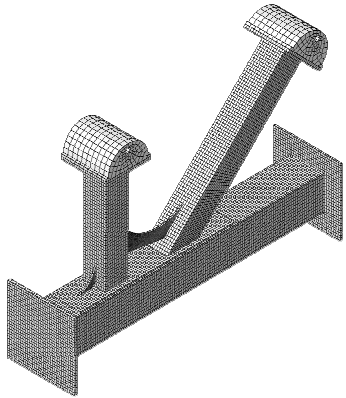


图 19 试件 N3 的有限元模型网格

4.2 连接面处理

(1)主支管间的连接. 将支管根部与主管上翼缘表面进行绑定, 实现支、主管连接面变形协调。

(2)覆板与主管间的连接. 将角焊缝分别与覆板、主管上翼缘绑定, 采用“硬”接触模拟两者接触面的法向行为, 垂直方向压应力通过接触面传递, 采用库仑摩擦定义接触面的切向滑移, 摩擦系数设为 0.15。

(3)铰支座与支管端板间的连接. 采用离散刚体进行建模, 并与支管端板进行绑定。

4.3 边界约束和加载

节点数值模型的边界约束和加载方案同节点试验, 对两支管端部铰支座施加 U_1 、 U_2 、 U_3 三个方向的位移约束和 UR_2 、 UR_3 两个方向的转角约束, 使铰支座只可绕 X 轴转动, 模拟节点试验中两支管端部的铰接约束。在主管端板处设置参考点并与端板下表面进行六自由度的耦合, 对参考点施加 U_3 方向位移, 模拟试验加载。

4.4 破坏模式

图 20 显示了数值模拟的试件 N3 的破坏形态, 包括加劲板屈曲、主管翼缘及覆板受压区凹陷和受拉区隆起, 均与该试件的试验破坏现象吻合。

图 21 为数值模拟试件 N3 的主管荷载—位移

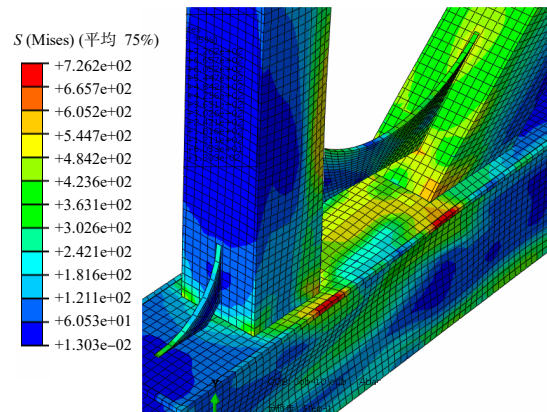


图 20 数值模拟的试件 N3 的破坏形态

曲线与试验结果对比. 在加载初期, 数值模拟曲线与试验结果的斜率基本相同, 说明数值模拟的节点初始刚度和试验值一致. 临近极限承载力时, 数值模拟的荷载—位移曲线也光滑地过渡到最高点. 整体上看, 数值模拟的主管端部荷载—位移曲线与试验结果较为吻合, 说明数值模拟方案具有较高精度。

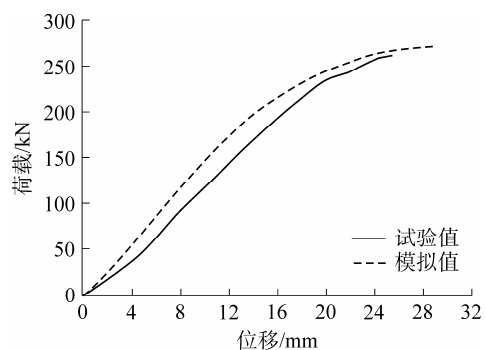


图 21 数值模拟试件 N3 的主管荷载—位移与试验结果对比

4.5 断裂机制分析

采用式(1)和(2)建议的结构钢椭球面断裂模型及耦联的屈服模型^[18]作为焊缝的断裂判据, 进行有间隙 N 型节点的断裂机制分析。

$$(\sigma_{\text{seq}} / r)^2 + (\sigma_m / q)^2 = 3\tau_y^2, \quad (1)$$

$$(\sigma_{\text{seq}})^2 + (\sigma_m / q)^2 = 3\tau_y^2, \quad (2)$$

式中: $q = \frac{\sqrt{2}(1+\mu)}{3(1-2\mu)}$, $\sqrt{3}\tau_y = \frac{\sqrt{1+9q^2}}{3q} f_y$, $r = \tau_f /$

τ_y , σ_{seq} 、 σ_m 分别为 Mises 等效应力和平均应力; τ_y 、 τ_f 、 f_y 、 f_u 、 f_t 和 μ 分别为焊缝的剪切屈服强度、剪切断裂强度、拉伸屈服强度、拉伸极限强度、拉伸断裂强度和泊松比。

由焊缝的泊松比 $\mu = 0.246$, 计算其断裂参数

$$q \approx 1.16, \sqrt{3}\tau_y = \frac{\sqrt{1+9q^2}}{3q} f_y \approx 749 \text{ MPa}, r \approx 1.12,$$

则焊缝的椭球面断裂模型量化为:

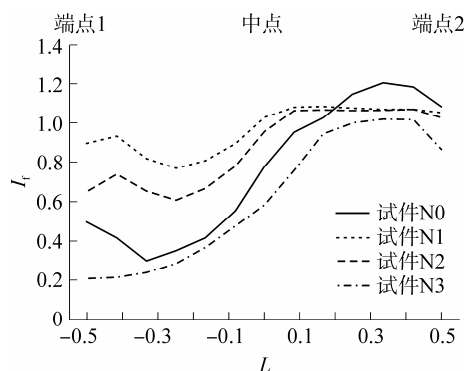
$$\sqrt{(\sigma_{\text{seq}}/1.12)^2 + (\sigma_m/1.16)^2} = 749 \text{ MPa}. \quad (3)$$

定义焊缝的断裂指数 I_f :

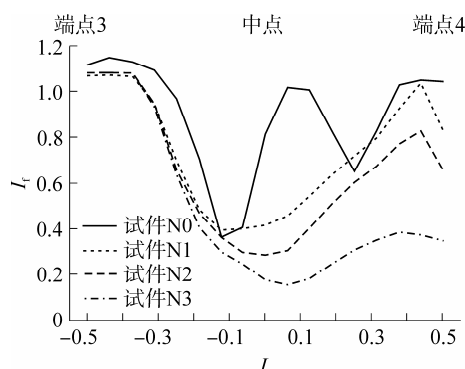
$$I_f = \frac{\sqrt{(\sigma_{\text{seq}}/1.12)^2 + (\sigma_m/1.16)^2}}{749 \text{ MPa}}. \quad (4)$$

式(3)为焊缝椭球面断裂模型的数学方程. 当焊缝某处的应力场(σ_{seq} 和 σ_m)满足该数学方程时, 即断裂指数 $I_f \geq 1.0$ 时, 该处焊缝发生开裂; 当断裂指数 $I_f < 1.0$ 时, 该处焊缝未发生断裂.

图 22 为数值计算的试件 N0~N3 主管上翼缘角部和覆板焊缝断裂指数 I_f 的分布, 横坐标 -0.5 和 0.5 分别为焊缝两端. 焊缝中部受拉区的断裂指数小于两端部, 峰值位于覆板焊缝受拉端, 较好地解释了节点试验中腹板焊缝端部开裂的破坏现象.



(a) 主管上翼缘及覆板受压区焊缝



(b) 主管上翼缘及覆板受拉区焊缝

图 22 试件 N0~N3 主管上翼缘角部及覆板焊缝的断裂指数分布

试件 N0 主管上翼缘角部受拉焊缝断裂指数峰值位于端点 2、3, 其值明显高于试件 N1~N3. 距端

点越远, 试件 N1~N3 的焊缝断裂指数下降得越多, 说明覆板和加劲板有效降低了主管焊缝的开裂风险. 覆板厚度较大试件 N3 的焊缝端点 1、2、4 的断裂指数小于覆板厚度较小试件 N1、N2, 说明焊缝断裂指数随覆板厚度的增大而减小, 覆板厚度大, 焊缝变形小, 开裂风险低.

5 结论

对覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管桁架有间隙 N 型节点和基本型节点进行了静力加载试验和基于椭球面断裂模型的数值模拟和断裂机制分析, 考察了覆板和加劲板构造对 N 型节点受力性能的影响, 获得了节点的破坏模式、荷载—位移曲线、热点应变和应力分布, 主要得到以下结论:

(1) N 型节点主要破坏模式: 与受拉支管相连的主管壁凸起, 主管上翼缘受拉开裂, 覆板受拉鼓曲开裂和加劲板屈曲.

(2) 覆板和加劲板的构造使节点区应力分布更均匀, 减小了节点变形, 提高了节点极限承载力. 加强节点的破坏位移相较基本节点减小 16.5%~25.2%, 转角减小 57.5%~72.0%, 极限承载力提高 9.4%~36.5%.

(3) 增加覆板厚度可降低偏心弯矩, 减小主管上翼缘变形, 提高 N 型节点的极限承载力.

参考文献:

- [1] GAO F, GUO X Z, LONG X H, et al. Hysteretic behaviour of SHS brace-H-shaped chord T-joints with transverse stiffeners[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 122:387-402.
- [2] QU S Z, WU X H, SUN Q. Experimental study and theoretical analysis on the ultimate strength of high-strength-steel tubular K-joints[J]. Thin-Walled Structures, 2018, 123:244-254.
- [3] XIE K Z, WANG H W, PANG J H, et al. Study of the ultimate bearing capacity of concrete-filled steel tube K-joints[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2019, 23(5):2254-2262.
- [4] ZHENG J, NAKAMURA S, OKUMATSU T, et al. Formulation of stress concentration factors for concrete-filled steel tubular (CFST) K-joints under three loading conditions without shear forces[J]. Engineering Structures, 2019, 190:90-100.

- [5] NASSIRAEI H, YARA A. Local joint flexibility of tubular K-joints reinforced with external plates under IPB loads[J]. *Marine Structures*, 2022, 84:103199.
- [6] PENG P, ZHANG D C, CUI M C, et al. Experimental and theoretical analysis for steel CHS K-shaped joints stiffened with joint plates[J]. *Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2022, 31(2):1-27.
- [7] 常鸿飞, 左文康, 任腾龙, 等. 表面焊板加强方钢管 T 型节点的受压性能[J]. *华南理工大学学报(自然科学版)*, 2019, 47(11):113-121, 139.
- [8] 常鸿飞, 秦福阳, 左文康, 等. 方钢管覆板及插板加强 T 型节点弯曲滞回性能研究[J]. *中国矿业大学学报*, 2019, 48(6):1215-1222.
- [9] 袁西贵, 刘远征, 王旭, 等. 矩形钢管加劲肋加强 K 形箱型相贯节点极限承载力数值分析[J]. *应用力学学报*, 2019, 36(6):1384-1389, 1523.
- [10] 季荣华, 沈程, 魏建军, 等. 钢管 K 形变径加强节点受压性能研究[J]. *建筑钢结构进展*, 2020, 22(3):92-98.
- [11] 宋沙沙, 陈驹, 徐菲, 等. K 形、KK 形钢管混凝土相贯节点力学性能研究[J]. *建筑结构学报*, 2021, 42(增刊 2):133-142.
- [12] 赵东平, 张洁洋, 王万祯, 等. 高强方钢管轻骨料混凝土搭接 K 型节点试验[J]. *空间结构*, 2022, 28(4):81-86.
- [13] 王政通, 宓竹赜, 潘鹏, 等. 高强方钢管轻骨料混凝土桁架加劲搭接 K 形节点承载力研究[J]. *宁波大学学报(理工版)*, 2022, 35(5):64-71.
- [14] 范余哲, 初汉增, 王万祯, 等. 覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管 X 型节点试验[J]. *宁波大学学报(理工版)*, 2023, 36(5):58-68.
- [15] GB/T 228.1—2021. 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法[S].
- [16] GB/T 22315—2008. 金属材料 弹性模量和泊松比试验方法[S].
- [17] GB/T 2651—2008. 焊接接头拉伸试验方法[S].
- [18] 王万祯. 结构钢开裂准则及断裂试验分析[J]. *工程力学*, 2008, 25(5):27-31.

Mechanical properties of gap N-joints of Q460C steel square tube strengthened with cover plates and stiffening ribs

WANG Jinlin, CHU Hanzeng, ZHAO Dongping, WANG Wanzhen

(School of Civil & Engineering Environmental and Geography Science, Ningbo University, Ningbo 315211, China)

Abstract: In order to investigate the effects of cover plates and stiffening ribs on the failure mode, load-displacement curve, ultimate bearing capacity, as well as distribution of hot spot strain and stress of the gap N-joints of Q460C steel square tube, both static test with axial compression on the chord and numerical simulation and failure mechanism analysis based on an ellipsoid fracture model were carried out on the basic joint and the strengthened joints. The results show that the failure modes of the basic joint include the buckling of the upper flange of the chord, the cracking of the bottom flange of the chord, and the bulge of the chord walls connected to the branch under tension, while those of the strengthened joints include the buckling of the stiffened ribs and the cracking of the welds between the cover plate and the chord. The distribution of stress in the connected zone is more uniform due to the cover plate and the stiffening ribs, and this increases the ultimate bearing capacity and reduces the deformation of N-joints. Compared with those of the basic joint, the ultimate bearing capacity of the strengthened joints increases by 9.4%–36.5%, the displacement at failure reduces by 16.5%–25.2%, and the rotation angle reduces by 57.5%–72.0%.

Key words: Q460C steel square tube; gap N-joint; cover plate; stiffening rib; bearing capacity; failure mode

(责任编辑 章践立)