

DOI:10.11918/202403050

加强型 Q460C 方钢管间隙 N 型节点承载力研究

叶岳松¹, 赵东平², 王万祯^{1,3}, 肖林峰⁴

(1. 宁波大学 土木工程与地理环境学院, 浙江 宁波 315211; 2. 中建丝路(陕西)建设发展有限公司, 西安 710076;
3. 宁波市能源地下重点实验室, 浙江 宁波 315211; 4. 宁波市房屋建筑设计研究院有限公司, 浙江 宁波 315042)

摘要: 为考察加强构造对 N 型节点失效机理和承载力的影响规律, 对加强节点和基本节点进行了主管轴压静力加载试验, 试验结果表明: 基本节点的破坏模式为主管上翼缘受拉鼓曲开裂, 加强节点破坏模式为加劲板屈曲和覆板焊缝受拉开裂; 加强节点的承载力较基本节点提高了 9.4% ~ 36.5%; 增加覆板厚度, 可明显提高节点承载力。采用 ABAQUS 软件对覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点进行了有限元参数研究, 考察了主管宽厚比 γ 、支管厚度比 η 、支管宽度比 β 、受拉支管与主管夹角 θ 、支管间距与主管宽度比 ξ 对节点破坏模式、应力分布、主管荷载-位移曲线和覆板焊缝断裂指数 I_f 的影响规律。根据试验和数值模拟结果, 提出了覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点承载力计算式和构造设计建议。

关键词: Q460C 方钢管; N 型节点; 有限元模拟; 承载力计算式

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2025)01-0149-12

Study on bearing capacity of strengthened gap N-joints of Q460C steel square tube truss

YE Yuesong¹, ZHAO Dongping², WANG Wanzhen^{1,3}, XIAO Linfeng⁴

(1. School of Civil & Environmental Engineering and Geography Science, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China;

2. China State Construction SilkRoad (Shaanxi) Construction Development Co. Ltd., Xi'an 710076, China;

3. Ningbo Key Lab of Energy Geostructure, Ningbo 315211, Zhejiang, China;

4. Ningbo Housing Architecture Design & Research Institute Co. Ltd., Ningbo 315042, Zhejiang, China)

Abstract: In order to investigate the effect of the stiffening structure on the failure mechanism and bearing capacity of the N-type joint, static loading tests under axial compression on brace were performed on strengthened joints and basic joint. The test results show that the failure mode of the basic joint is the buckling of the upper flange of chord, while the failure mode of the reinforced joints are the buckling of the stiffened ribs and the cracking of the weld between cover plate and flange of chord. The bearing capacity of the strengthened joint increases by 9.4% ~ 36.5% compared with that of the basic joint. Increasing the thickness of the cover plate can obviously improve the bearing capacity of the gap N-joint. The finite element parameter study of the gap N-joints of Q460C steel square tube reinforced by cover plate and stiffening ribs was carried out by using ABAQUS software. The effects of the ratio of width to thickness of chords, γ , the ratio of the thickness of chord to brace, η , the ratio of the width of chord to brace, β , the angle between tensile brace and chord, θ , the ratio of the gap between two braces to the width of chord, ξ , on failure mode of gap N-joints, stress distribution, load-displacement curve of chord and fracture index, I_f of fillet weld between cover plate and chord flange were investigated. Based on the results of experiment and numerical simulation, the formula of bearing capacity calculation for the gap N-joints of Q460C steel square tube strengthened with cover plate and stiffening ribs was derived and the structural design suggestions were put forward.

Keywords: Q460C steel square tube; N-joints; finite element simulation; formula of bearing capacity

高强方钢管桁架结构具有施工周期短、抗震性能好、承载力高等优点, 目前已成为大跨及复杂建筑的主流结构形式, 得到广泛研究。

季荣华等^[1]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 型节点的研究表明, 加强节点的承载能力明显优于未加强节点, 具有更良好

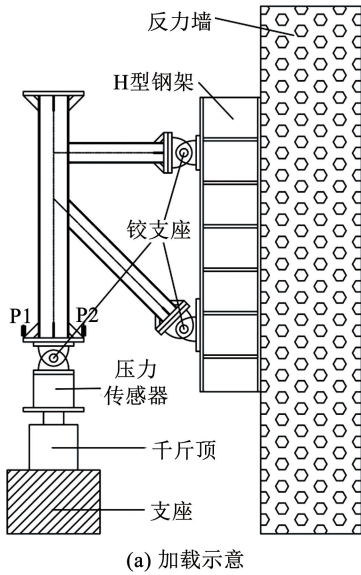
收稿日期: 2024-03-22; 录用日期: 2024-04-29; 网络首发日期: 2024-06-27

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20240626.0848.002>

基金项目: 浙江省基础公益技术研究计划(LGF18E080007)

作者简介: 叶岳松(2000—), 男, 硕士研究生

通信作者: 王万祯, wangwanzhen1975@sina.com



(a) 加载示意

(b) 加载照片

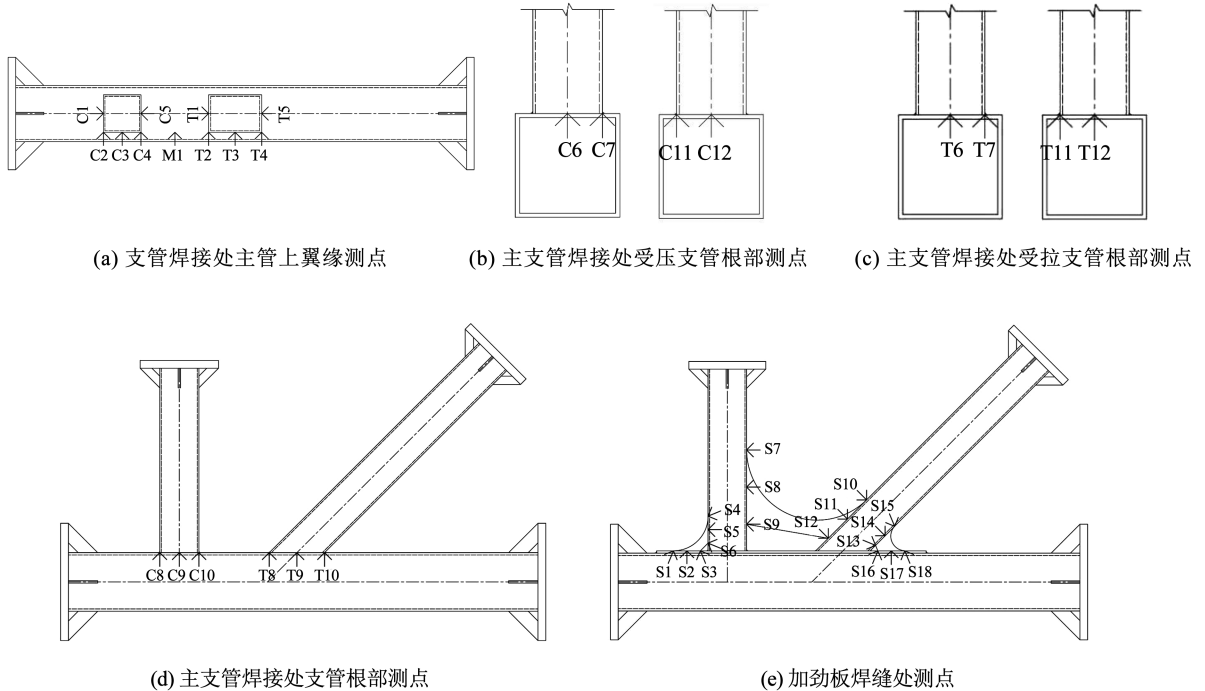
图 3 N 型节点试验加载系统

Fig. 3 Loading tests on N-joints

试验采用单调静力加载方案,正式加载前,先施加 30 kN 的预加载荷,确保加载系统正常,减小试验误差。正式加载时,以 10 kN 为梯度逐级加载,每级加载完成后采集数据,记录各个测点的应变及位移值。当荷载无法继续增加或试件发生明显破坏,如焊缝断裂等,认为试件破坏,停止加载。

为实时监测和采集主管端部的荷载值,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。为测量主管端部的轴向位移和转角,在主管端板两侧布置如图 3 (a) 所示的位移计 P1 和 P2,分别测量主管底部两侧位移,平均后得到主管端部的轴心位移,将两侧位移差除以位移计间距得到节点转角的正切值,计算出节点转角值。应变片具体布置见图 4,因 N 型节点关于主管轴线对称,应变测点均布置在主管轴线的对称单侧。



(a) 支管焊接处主管上翼缘测点

(b) 主管焊接处受压支管根部测点

(c) 主管焊接处受拉支管根部测点

(d) 主管焊接处支管根部测点

(e) 加劲板焊缝处测点

图 4 N 型节点测点布置

Fig. 4 Strain gauges arrangement of N-joint

1.2 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》^[13] 和 GB/T 2651—2008《焊接

接头拉伸试验方法》^[14],从加工 N 型节点同批次 Q460C 钢和 CHE557RH 焊缝材料中制作 4、5、6 mm 厚钢材与 4 mm 厚焊缝试样进行材性试验。表 1 为

实测的 Q460C 钢和 CHE557RH 焊缝的力学性能参数,其中 f_y 、 f_u 、 E 和 μ 分别为钢材或焊缝的屈服强度、极限强度、弹性模量和泊松比。其中,6 mm 厚钢板的极限强度不符合钢材极限强度随厚度增加而降低的定性变化规律,可能是材质波动所致。

表 1 Q460C 钢和 CHE557RH 型焊缝的力学性能参数

Tab.1 Tested mechanical properties of Q460C steels and CHE557RH welds

试件名称	f_y /MPa	f_u /MPa	E /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
4 mm 钢板	719.5	802.2	178.7	0.246

1.3 N 型节点试验结果

基本节点试件 N0 的破坏模式为主管翼缘焊缝开裂和主管受压凹陷,见图 5。加劲节点试件 N1 ~ N3 的破坏模式分别有覆板焊缝开裂和加劲板屈曲,图 6 为加强节点试件 N1 的破坏形态,试件 N2、N3 的破坏形态与试件 N1 相似,图略。

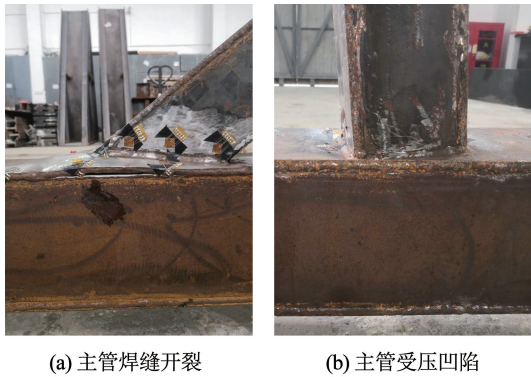


图 5 试件 N0 的破坏形态

Fig.5 Failure modes of specimen N0

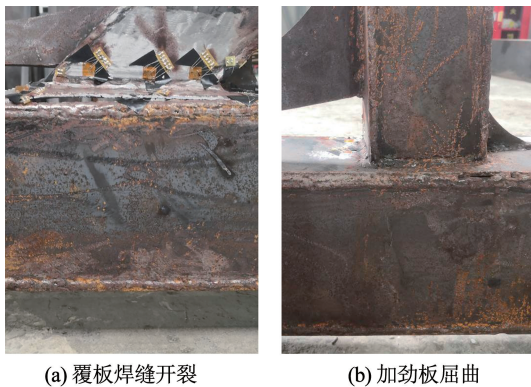


图 6 试件 N1 的破坏形态

Fig.6 Failure modes of specimen N1

表 2 为各试件的试验结果,其中, N_u 、 u 和 θ 分别表示节点极限承载力、破坏位移和破坏转角, ΔN_u 、 Δu 、 $\Delta \theta$ 分别为加强节点较基本型节点的载荷增幅、位移增幅与转角增幅。其中,节点极限承载

力、破坏位移和破坏转角分别为主管载荷-位移曲线的荷载峰值、节点破坏(焊缝断裂)时主管轴向位移和节点转角(位移和转角的测量和计算见 1.1 节)。

表 2 显示设置覆板和加劲板构造使间隙 N 型节点极限承载力提高了 9.4% ~ 36.5%,破坏的位移减小了 16.5% ~ 25.2%,破坏转角减小了 57.5% ~ 72.0%。随着覆板厚度增加,节点的极限承载力上升,覆板和加劲板构造有效减小高强度间隙 N 型节点的变形,降低了附加弯矩对节点变形及承载力的影响。

表 2 各试件的试验结果

Tab.2 Test results of N-joints

试件编号	N_u /kN	ΔN_u /%	u /mm	Δu /%	θ /(°)	$\Delta \theta$ /%
N0	192	—	30.490	—	3.405	—
N1	210	9.4	22.815	-25.2	0.954	-72.0
N2	253	31.8	23.645	-22.5	1.447	-57.5
N3	262	36.5	25.460	-16.5	1.069	-68.6

2 覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点数值分析

2.1 数值模型精度验证

采用 ABAQUS 软件中的 6 面体 8 节点缩减积分三维实体单元 C3D8R 建立间隙 N 型节点的数值模型,通过不同材料的属性定义划分 N 型节点中的钢材和焊缝,铰支座采用离散刚体。使用沿边布种的方式对 N 型节点有限元模型进行网格划分,对不规则的实体部件进行拆分处理,使其满足结构化网格划分条件,图 7 为基本节点试件与加强节点试件的有限元模型。

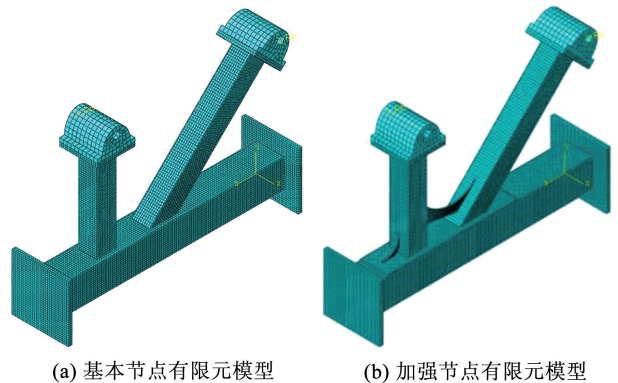


图 7 基本节点与加强节点试件有限元模型

Fig.7 FE model of basic and strengthened specimens

图 8 为数值模拟的各试件的破坏形态,加劲板屈曲、主管翼缘及焊缝开裂。对比加强节点试件 N1 ~ N3 与基本节点试件 N0 发现,覆板减小了主管上翼缘变形,加劲板降低了支管根部正面及侧面的应力水平。加强节点应力峰值位于覆板焊缝,支管根部应力峰值位于角部冠点,与节点试验中的破坏

模式吻合。

数值模拟试件 N0 ~ N3 的主管荷载-位移曲线与试验结果的对比情况见图 9, 数值模拟曲线与试验曲线变化趋势相同, 数值模拟的节点初始刚度和试验结果一致。临近极限承载力时, 数值模拟的荷载-位移曲线光滑地过渡到最高点。整体上看, 数

值模拟的试件主管荷载-位移曲线与试验结果较为吻合。

表 3 为数值模拟试件 N0 ~ N3 的极限承载力与试验值的对比, 数值模拟的极限承载力相对试验值的误差为 1.04% ~ 9.05%, 说明数值模拟的 N 型节点的极限承载力有较高精度。

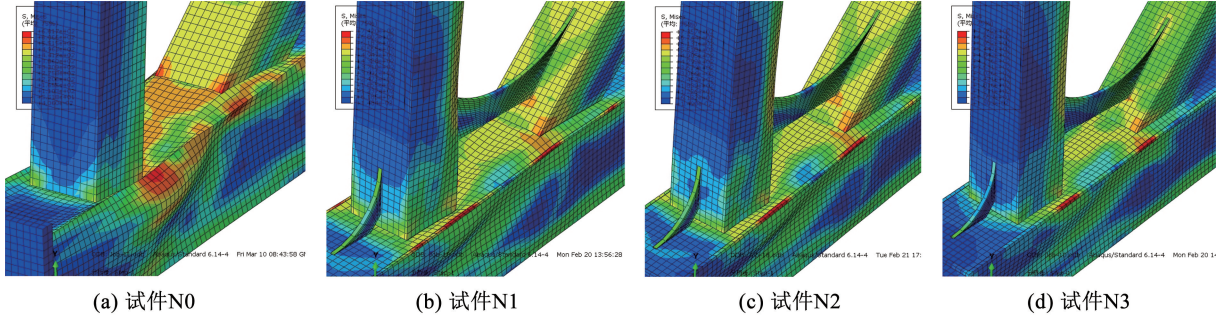


图 8 数值模拟试件 N0 ~ N3 的破坏形态

Fig. 8 Numerical simulated of the failure modes of specimens N0 ~ N3

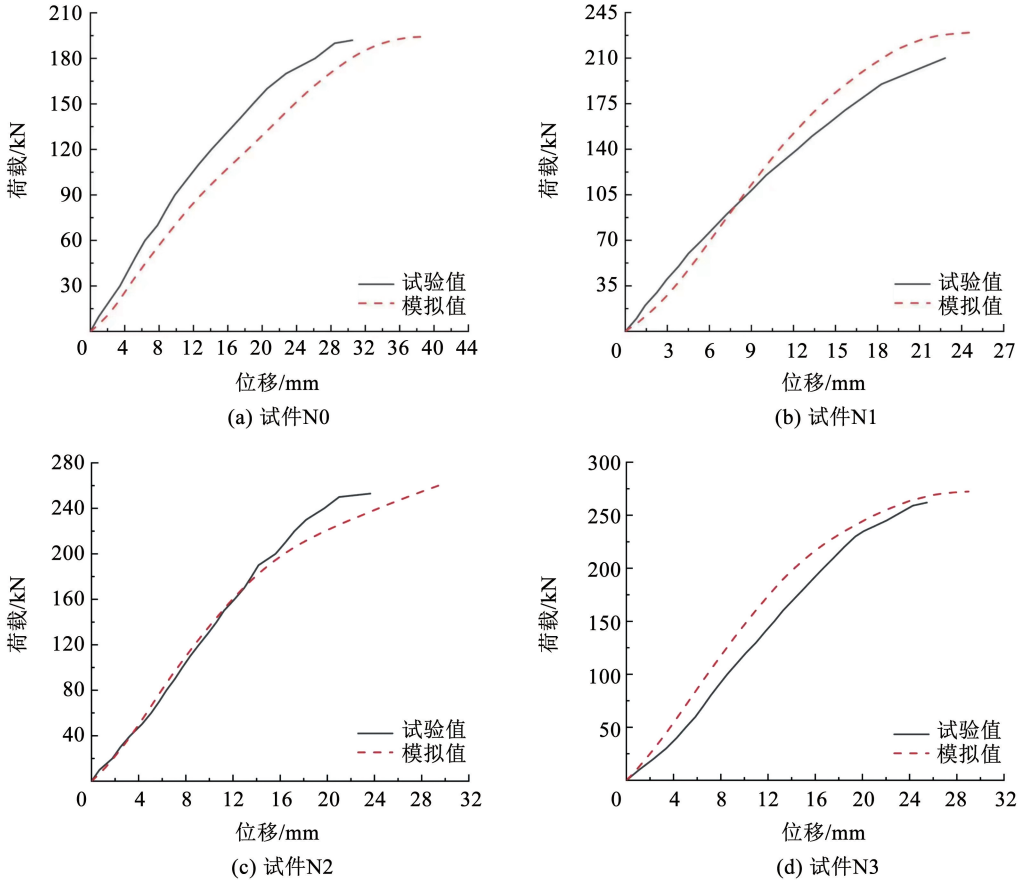


图 9 数值模拟试件 N0 ~ N3 的主管荷载-位移曲线与试验结果对比

Fig. 9 Numerically simulated load-displacement curves of chord of specimens N0 ~ N3 compared with the tested results

表 3 数值模拟试件 N0 ~ N3 的承载力与试验结果对比

Tab. 3 Comparison of numerically simulated bearing capacity and test results of specimens N0 ~ N3

试件名称	试验值 N_{mt}/kN	模拟值 N_{mm}/kN	误差/%
N0	192	194	1.04
N1	210	229	9.05
N2	253	262	3.56
N3	262	281	3.82

2.2 焊缝开裂判据

钢材和焊缝的开裂判据采用式(1)和(2)建议的椭圆面断裂模型及耦联的屈服模型^[15]。

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

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

式中: $q = \frac{\sqrt{2}(1+\mu)}{3(1-2\mu)}$, $r = \frac{\tau_f}{\tau_y}$, 参数 r 可由 $\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \approx$

$\frac{r\sqrt{1+9q^2}}{\sqrt{r^2+9q^2}}$ 近似量化; σ_y 、 σ_u 、 σ_m 、 σ_{seq} 分别为单向拉

伸屈服强度、单向拉伸极限强度、平均应力和 Mises 等效应力; τ_y 、 τ_f 分别为剪切屈服强度和剪切断裂强度; μ 为泊松比。

4 mm 厚 Q460C 钢板: $\sigma_y = 539.5$ MPa, $\sigma_u = 629.1$ MPa, $\mu = 0.269$ 。解得 $q = \frac{\sqrt{2}(1+\mu)}{3(1-2\mu)} \approx 1.29$,

剪切屈服强度 $\sqrt{3}\tau_y = \frac{\sqrt{1+9q^2}}{3q}\sigma_y \approx 557.2$ MPa;

将 $\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = \frac{629.1}{539.5} \approx 1.17$, 代入 $\frac{\sigma_u}{\sigma_y} \approx \frac{r\sqrt{1+9q^2}}{\sqrt{r^2+9q^2}}$, 解得

$r \approx 1.18$ 。则 4 mm 厚 Q460C 钢的椭圆面断裂模型和屈服模型分别为:

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_{seq}}{1.18}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.29}\right)^2} = 557.2 \quad (3)$$

$$\sqrt{(\sigma_{seq})^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.29}\right)^2} = 557.2 \quad (4)$$

定义 4 mm 厚 Q460C 钢的断裂指数和屈服指数分别为:

$$I_f = \frac{\sqrt{\left(\frac{\sigma_{seq}}{1.18}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.29}\right)^2}}{557.2} \quad (5)$$

$$I_y = \frac{\sqrt{(\sigma_{seq})^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.29}\right)^2}}{557.2} \quad (6)$$

同理,解得 5 mm 和 6 mm 厚 Q460C 钢的断裂指数和屈服指数分别为:

$$I_f = \frac{\sqrt{\left(\frac{\sigma_{seq}}{1.16}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.23}\right)^2}}{530.7} \quad (7)$$

$$I_y = \frac{\sqrt{(\sigma_{seq})^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.23}\right)^2}}{530.7} \quad (8)$$

$$I_f = \frac{\sqrt{\left(\frac{\sigma_{seq}}{1.20}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.37}\right)^2}}{524.3} \quad (9)$$

$$I_y = \frac{\sqrt{(\sigma_{seq})^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.37}\right)^2}}{524.3} \quad (10)$$

4 mm 厚焊缝的断裂指数和屈服指数分别为:

$$I_f = \frac{\sqrt{\left(\frac{\sigma_{seq}}{1.12}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.16}\right)^2}}{748.6} \quad (11)$$

$$I_y = \frac{\sqrt{(\sigma_{seq})^2 + \left(\frac{\sigma_m}{1.16}\right)^2}}{748.6} \quad (12)$$

当断裂指数 $I_f \geq 1.0$ 时,钢材或焊缝开裂;当屈服指数 $I_y \geq 1.0$ 时,钢材或焊缝屈服。

2.3 覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点的有限元参数研究

覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点的受力性能与构造参数相关,由于试验条件限制,难以通过试验考察诸多参数对该类节点受力性能的影响。本节采用有限元软件 ABAQUS 考察主管壁厚比 γ 、主支管厚度比 η 、主支管宽度比 β 、受拉支管与主管夹角 θ 、支管间距与主管宽度比 ξ 等参数对覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点受力性能的影响。各参数命名见图 10,覆板焊缝位置、命名和端点编号见图 11。

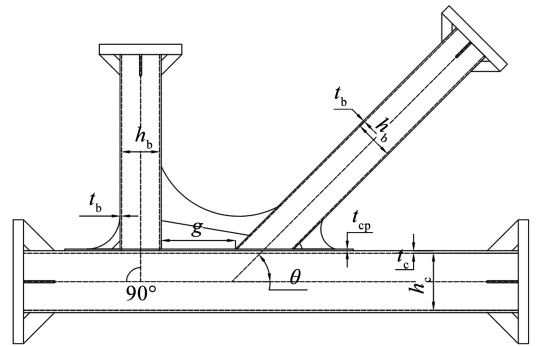


图 10 N 型节点构造参数

Fig. 10 Structural parameters of N-joint

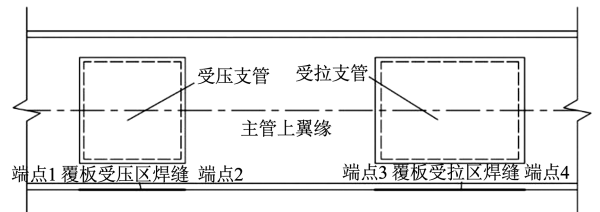


图 11 N 型节点覆板焊缝位置示意

Fig. 11 Schematic diagram of weld position of cover plate

各无量纲几何参数的定义为: $\gamma = h_c/t_c$, $\eta = t_c/t_b$, $\beta = h_c/h_b$, $\xi = g/h_c$ 。

各数值模型的几何尺寸见表 4, 所有试件的覆板和加劲板厚度均为 6 mm, 其他几何构造、材性、约束条件和加载方式同试验试件 N3。

表 5 为各组数值模拟试件数值计算对比结果, 主管宽厚比和受拉支管与主管夹角对节点极限承载

力的影响最大, 最大极限承载力较试验试件 N4 和 N15 分别提高 132.4% 和 209.5%, 下文分析受拉支管和主管夹角、主管宽厚比影响节点受力性能的物理机制。

表 4 N 型节点的数值模型参数设计

Tab. 4 Parameters of finite element models of N-joints

试件编号	支管截面 $h_b \times t_b$ /mm	主管截面 $h_c \times t_c$ /mm	支管间距 g /mm	$\theta/(^\circ)$	γ	η	β	ξ
N4	100 × 3	150 × 6	80	45	25	2.0	1.5	0.5
N5	100 × 4	150 × 8	80	45	19	2.0	1.5	0.5
N6	100 × 5	150 × 10	80	45	15	2.0	1.5	0.5
N7	100 × 6	150 × 12	80	45	13	2.0	1.5	0.5
N8	100 × 3	150 × 8	80	45	19	2.7	1.5	0.5
N9	100 × 5	150 × 8	80	45	19	1.6	1.5	0.5
N10	100 × 6	150 × 8	80	45	19	1.3	1.5	0.5
N11	90 × 4	150 × 6	80	45	25	1.5	1.7	0.5
N12	100 × 4	150 × 6	80	45	25	1.5	1.5	0.5
N13	110 × 4	150 × 6	80	45	25	1.5	1.4	0.5
N14	120 × 4	150 × 6	80	45	25	1.5	1.3	0.5
N15	100 × 4	150 × 6	80	65	25	1.5	1.5	0.5
N16	100 × 4	150 × 6	80	55	25	1.5	1.5	0.5
N17	100 × 4	150 × 6	80	35	25	1.5	1.5	0.5
N18	100 × 4	150 × 6	140	45	25	1.5	1.5	0.9
N19	100 × 4	150 × 6	100	45	25	1.5	1.5	0.7
N20	100 × 4	150 × 6	60	45	25	1.5	1.5	0.4

表 5 N 型节点的数值计算结果

Tab. 5 Numerical calculation results of N-joints

参数名称	对照试件	极限承载力提升率/%	最大提升率试件
主管宽厚比 γ	N4 ~ N7	132.4	N7
主支管厚度比 η	N5, N8 ~ N10	33.4	N10
主支管宽度比 β	N11 ~ N14	25.6	N14
受拉支管与主管夹角 θ	N12, N15 ~ N17	209.5	N17
支管间距与主管宽度比 ξ	N3, N18 ~ N20	43.2	N20

2.3.1 主管宽厚比 γ 对节点受力性能的影响

数值计算的试件 N4 ~ N7 用以考察主管宽厚比 γ 对节点受力性能的影响。图 12 为数值计算试件 N4 ~ N7 破坏情况和应力云图, 其破坏模式为加劲板屈曲、覆板受压区塑性变形较大, 端点 2 和端点 3

处焊缝开裂; 试件 N6、N7 的覆板受压区变形较小, 破坏模式为覆板受拉区隆起, 端点 1 和端点 3 应力较高。说明随着主管宽厚比 γ 的减小, 主管壁厚增大, 受压区变形减小, 节点破坏模式由覆板受压凹陷转变为受拉破坏。

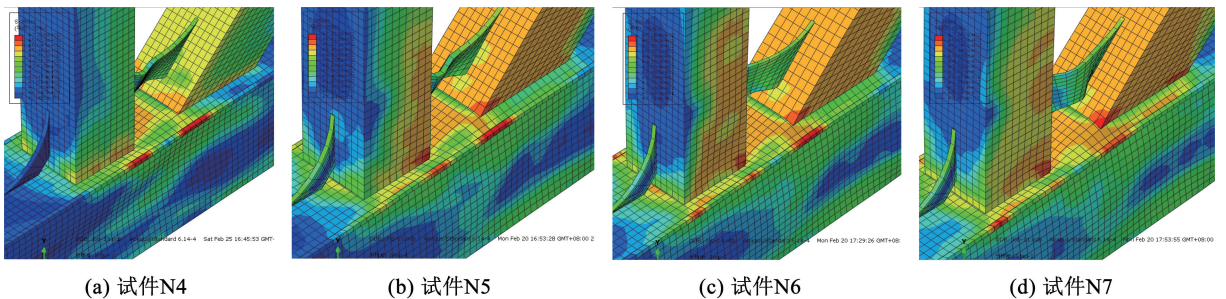


图 12 数值模拟试件 N4 ~ N7 的破坏形态

Fig. 12 Numerically simulated failure modes of specimens N4 ~ N7

图 13 为数值模拟的试件 N4 ~ N7 的荷载-位移曲线,可见,随着主管宽厚比 γ 的减小,节点刚度和极限承载力均提高,参数 γ 最小的试件 N7 的初始刚度较参数 γ 最大的试件 N4 提高了 45.6%,节点的极限承载力提高了 132.4%,说明节点的刚度和承载力与主管宽厚比 γ 呈负相关。

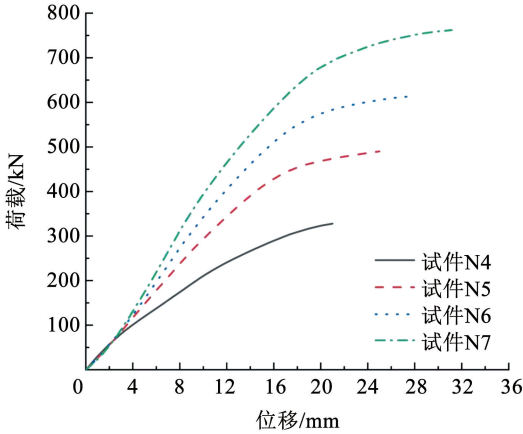
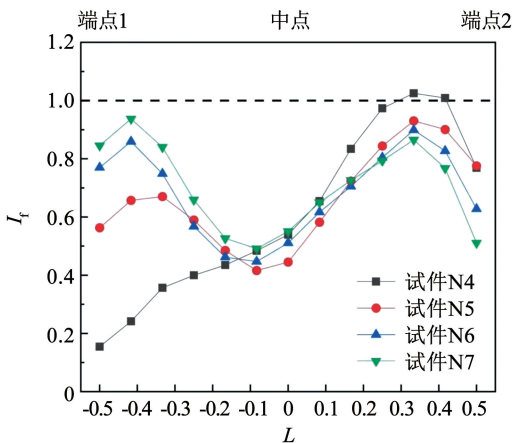


图 13 数值模拟试件 N4 ~ N7 的主管荷载-位移曲线

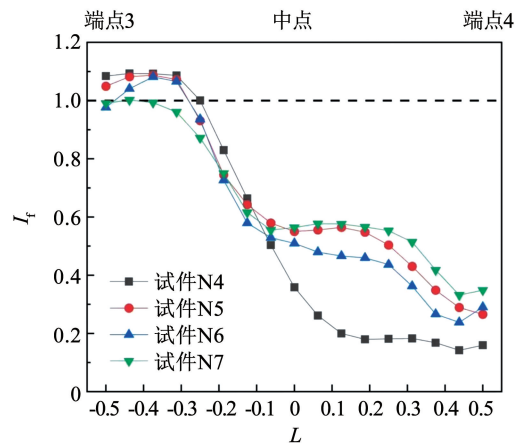
Fig. 13 Numerically simulated loading-displacement curves of specimens N4 ~ N7

图 14 为试件 N4 ~ N7 的覆板焊缝的断裂指数分布,横坐标 L 为焊缝相对长度,两侧端点坐标分别是 -0.5 和 0.5。试件 N4 的覆板焊缝断裂指数由端点 1 向端点 2 逐渐增加,端点 2 的断裂指数大于 1.0,表明覆板焊缝端点 2 开裂;试件 N5 端点 1 的断裂指数小于端点 2,从端点 1 到端点 2 的断裂指数先减小后增大,且断裂指数峰值小于 1.0,未发生开裂;试件 N6、N7 覆板受压区焊缝断裂指数的分布规律和试件 N5 相似,但端点 1 处断裂指数大于端点 2,说明薄弱点从端点 2 转变为端点 1。

试件 N4 ~ N7 覆板受拉区焊缝的断裂指数峰值均位于端点 3,且均大于 1.0,说明覆板受拉区从端点 3 开裂。覆板受拉焊缝的断裂指数从端点 3 到端点 4 持续递减;试件 N5 ~ N7 在中点附近最低,由中点到端点 4,试件 N7 的断裂指数最大。这是因为随着主管宽厚比 γ 的减小,主支管壁厚度增加,节点整体性增强,降低了端点 3 的开裂风险,但弯矩效应增强,增加了焊缝端点 4 的应力负担。



(a) 覆板受压焊缝



(b) 覆板受拉焊缝

图 14 试件 N4 ~ N7 覆板焊缝的断裂指数分布

Fig. 14 Fracture index distribution of weld between cover plates and flange of chord of specimens N4 ~ N7

2.3.2 受拉支管与主管夹角 θ 对节点受力性能的影响

试件 N12、N15 ~ N17 用于考察受拉支管与主管夹角 θ 对间隙 N 型节点受力性能的影响。图 15 为数值模拟的试件 N12、N15 ~ N17 的破坏情况和应力云图,试件 N15 和 N16 破坏模式相似,均为受压支

管根部屈曲,覆板受压区凹陷,端点 2、3 达到极限强度破坏;试件 N17 破坏模式为加劲板屈曲、受拉支管外凸变形、覆板受拉区隆起开裂。受拉支管与主管夹角较大时,受拉支管轴力的竖向分量较大,受压支管的轴力也较大,覆板受压区凹陷,支管根部的剪切应力较大。

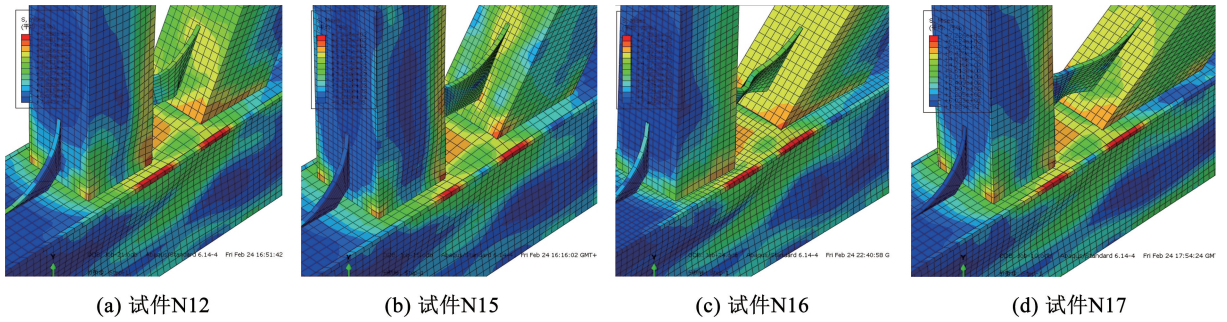


图 15 数值模拟试件 N12, N15 ~ N17 的破坏形态

Fig. 15 Numerically simulated failure modes of specimens N12, N15 ~ N17

数值模拟试件 N12 和 N15 ~ N17 的主管荷载-位移曲线见图 16。节点的初始刚度和极限承载力受参数 θ 影响较大,且都与参数 θ 呈负相关,参数 θ 最小的试件 N17 的初始刚度和极限承载力较参数 θ 最大的试件 N15 分别提高了 396.5% 和 209.5%。随着参数 θ 减小,受拉支管的水平分量增加,支管根部的剪应力和受压支管的应力负担降低,节点的刚度和承载力增加。

图 17 为试件 N12, N15 ~ N17 的覆板焊缝断裂指数分布。各试件覆板受压区焊缝断裂指数从端点 1 到端点 2 递增,端点 2 处的断裂指数大致相等,断裂指数峰值约为 1.0,达到峰值后下降,说明端点 2 存在开裂风险。

各试件的受拉焊缝断裂指数从端点 3 到中点呈递减趋势。试件 N12, N15 和 N16 的受拉焊缝中点到端点 4 递增,端点 4 的断裂指数远小于端点 3,断裂指数在端点 3 处达到峰值后下降缓慢,说明端点 3 是节点的薄弱点。受拉支管与主管夹角 θ 对端点 3

的断裂指数影响较小,但对端点 4 的断裂指数影响较明显。参数 θ 越大,支管根部的剪应力越大,支管剪力通过覆板焊缝传递至主管,端点 4 的应力增加。

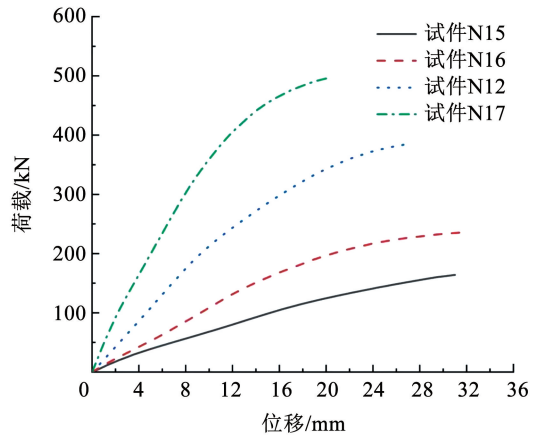
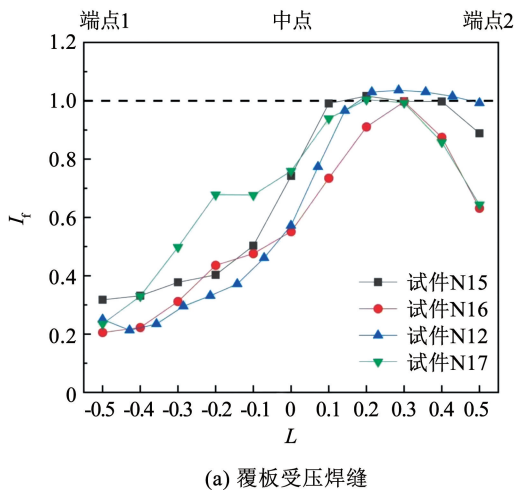
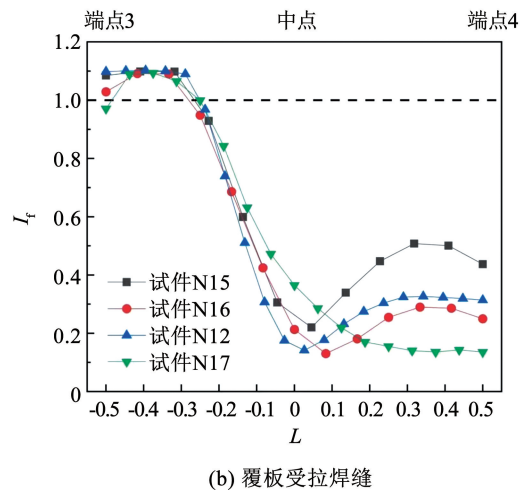


图 16 数值模拟试件 N12, N15 ~ N17 的主管荷载-位移曲线
Fig. 16 Numerically simulated loading-displacement curves of specimens N12, N15 ~ N17



(a) 覆板受压焊缝



(b) 覆板受拉焊缝

图 17 试件 N12, N15 ~ N17 覆板焊缝的断裂指数分布

Fig. 17 Fracture index distribution of weld between cover plates and flange of chord of specimens N12, N15 ~ N17

3 覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点承载力计算式

由覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点试验和数值模拟结果可知,其典型破坏模式为:加劲板屈曲、主管上翼缘塑性变形、覆板侧面焊缝开裂破坏。覆板侧面焊缝是加强间隙 N 型节点的薄弱点,节点承载力取决于覆板侧面焊缝强度。

图 18 为加强 N 型节点覆板侧面焊缝受力示意图,覆板侧面焊缝受支管轴拉力传来的正应力 σ 和切应力 τ ,覆板焊缝应满足强度验算:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq f_t^w \quad (13)$$

式中 f_t^w 为覆板焊缝强度设计值。

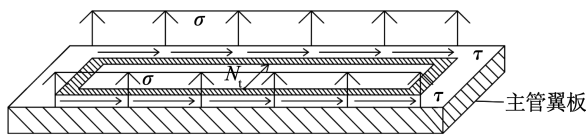


图 18 加强 N 型节点覆板受拉焊缝受力分析

Fig. 18 Stress diagram of fillet weld of cover plate tensile of strengthened N-joints

因 N 型节点关于主管轴线对称,取单侧受拉焊缝进行计算,并作如下假定:

- 1) 保守假设不计支管轴力在覆板端缝产生的剪应力,覆板两侧焊缝受力状态相同,共同承担支管轴力。
- 2) 忽略加工、安装及加载偏差造成的垂直于节点平面方向的应力,即焊缝处于平面应力状态。
- 3) 应力在角焊缝有效承载面上均匀分布。

根据节点整体受力分析可知,受拉支管轴力 N_{bt} 为

$$N_{bt} = \frac{N_c}{\sin \theta} \quad (14)$$

式中: N_{bt} 为受拉支管轴力, N_c 为主管轴力, θ 为受拉

支管与主管夹角。

作用在覆板侧面角焊缝有效承载截面的正应力 σ 和切应力 τ :

$$\sigma = \frac{N_{bt} \sin \theta}{2h_{ef}(h_b/\sin \theta + w_b)} \quad (15)$$

$$\tau = \frac{N_{bt} \sin \theta \cos \theta}{2h_{ef}h_b} \quad (16)$$

式中: h_b 和 w_b 分别为支管截面高度和宽度, h_{ef} 为沿主管宽度方向的角焊缝有效承载截面宽度,其中 h_{ef} 按式(17)计算

$$h_{ef} = 0.7 h_f \quad (17)$$

式中 h_f 为角焊缝焊脚尺寸。

将式(15) ~ (17)代入式(13)得

$$\sqrt{\left(\frac{N_{bt} \sin \theta}{1.4h_f(h_b/\sin \theta + w_b)}\right)^2 + 3\left(\frac{N_{bt} \sin \theta \cos \theta}{1.4h_f h_b}\right)^2} \leq f_t^w \quad (18)$$

则加强间隙 N 型节点的极限承载力 N_u 为

$$N_u = \frac{1.4h_f f_t^w}{\sqrt{\left(\frac{\sin \theta}{h_b + w_b \sin \theta}\right)^2 + 3\left(\frac{\cos \theta}{h_b}\right)^2}} \quad (19)$$

加强间隙 N 型节点试验和数值模拟结果显示,应力最大处为覆板焊缝端点,是覆板焊缝的薄弱点。覆板焊缝应力沿焊缝长度的分布函数不易求解,因此需对沿焊缝长度的平均应力和端点的峰值应力进行对比分析,确定覆板焊缝端部应力集中系数以及加劲板构造对 N 型节点应力分布的影响。表 6 给出了基本节点试件 N0 的主管上翼缘角部和同尺寸的加强节点试件 N1 的覆板焊缝的平均应力和峰值应力间的比值关系,可见,覆板焊缝的平均应力与峰值应力的比值为 0.44 ~ 0.57,加强节点覆板焊缝的应力与基本节点主管上翼缘的平均应力的比值为 2.04 ~ 2.17。

表 6 试件 N0、N1 主管上翼缘角部及覆板受拉焊缝的平均应力和峰值应力

Tab. 6 Average and maximum stress of chord flange of specimen N0 and filled weld of cover plates of specimen N1

荷载/kN	$\sigma_{0,a}$ /MPa	$\sigma_{0,u}$ /MPa	$\frac{\sigma_{0,a}}{\sigma_{0,u}}$	$\sigma_{1,a}$ /MPa	$\sigma_{1,u}$ /MPa	$\frac{\sigma_{1,a}}{\sigma_{1,u}}$	$\frac{\sigma_{1,a}}{\sigma_{0,a}}$
20	88.73	192.6	0.46	43.28	91.48	0.47	2.05
40	158.2	351.5	0.45	72.91	162.8	0.45	2.17
60	212.0	402.9	0.53	103.5	203.2	0.51	2.05
80	271.6	531.4	0.51	128.7	274.5	0.47	2.11
100	315.4	552.2	0.57	154.3	353.2	0.44	2.04

注: $\sigma_{0,a}$ 和 $\sigma_{1,a}$ 分别为试件 N0 和 N1 的焊缝平均应力; $\sigma_{0,u}$ 和 $\sigma_{1,u}$ 分别为试件 N0 和 N1 的焊缝峰值应力。

偏于保守地取覆板焊缝的应力集中系数 $\omega_N = 0.46$,取加劲板对覆板焊缝的加强系数 $\varphi_N = 2.05$ 。将应力集中系数 ω_N 和加强系数 φ_N 代入式(19),则

覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点的承载力计算式为

$$N_{u,c} = \frac{1.4\omega_N\varphi_N h_b f_t^N}{\sqrt{\left(\frac{\sin\theta}{h_b + w_b \sin\theta}\right)^2 + 3\left(\frac{\cos\theta}{h_b}\right)^2}} \quad (20)$$

采用式(20)计算的试件 N1 ~ N3 的极限承载力列于表 7,其中 $N_{u,t}$ 和 $N_{u,c}$ 分别为试验值和计算值。计算结果表明,试件 N1 ~ N3 的承载力计算结果与试验值误差分别为 -6.2%、-6.7% 和 3.8%。推导的加强间隙 N 型节点承载力计算式(20)未考虑到焊接残余应力和初始缺陷造成的焊缝强度损伤,试件加工、安装以及加载过程中不可避免的偏差造成的覆板两侧焊缝受力不均匀等影响因素。为使计算结果偏于安全,对式(20)乘以安全系数 $k=0.95$,修正后的加强间隙 N 型节点承载力计算值与试验值相对误差为 -11.5% ~ -1.5%,既有一定的安全储备又不至于保守。

表 7 加强间隙 N 型节点承载力计算值与试验值对比

Tab.7 Comparison between the calculated values and the test values of the bearing capacity of strengthened gap N-joints

编号	$N_{u,t}/\text{kN}$	$N_{u,c}/\text{kN}$	$\left(\frac{N_{u,c}-N_{u,t}}{N_{u,t}}\right)/\%$	$kN_{u,c}/\text{kN}$	$\left(\frac{kN_{u,c}-N_{u,t}}{N_{u,t}}\right)/\%$
N1	210	197	-6.2	187	-11.0
N2	253	236	-6.7	224	-11.5
N3	262	272	3.8	258	-1.5

4 覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点构造建议

根据节点试验和有限元参数研究结果,提出覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点构造建议如下:

1) 焊接于支管间的梯形加劲板,因几何突变引发应力集中,导致加劲板焊缝过早开裂。建议使用曲边梯形加劲板,以减小加劲板焊缝处应力集中,避免加劲板焊缝过早开裂。

2) 加强节点薄弱处为覆板焊缝,为充分发挥覆板的加强作用,建议覆板厚度不小于主管壁厚,并采用连续全周角焊缝焊接于主管翼板上,焊脚尺寸取 1.0 到 1.5 倍主管壁厚。

3) 为充分发挥加强节点承载力,建议主管宽厚比 $10 \leq \gamma \leq 15$,主支管厚度比 $1 \leq \eta \leq 1.5$,主支管宽度比 $1.25 \leq \beta \leq 1.5$ 。

4) 受拉支管与主管夹角过大不便于焊接,且降低支管轴力的水平方向分量,建议受拉支管与主管夹角 $30^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$ 。

5) 支管间距过大会增大节点的附加弯矩效应,过小则使覆板产生应力突变,不便于焊接且增大支

管根部焊接热影响,建议支管间距与主管宽度比 $0.4 \leq \xi \leq 1.0$ 。

5 结 论

对覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点和基本节点进行了主管轴压静力加载试验,采用有限元软件 ABAQUS 对加强的间隙 N 型节点进行了有限元参数研究,考察了主管宽厚比 γ 、主支管厚度比 η 、主支管宽度比 β 、受拉支管与主管夹角 θ 和支管间距与主管宽度比 ξ 对节点破坏模式、应力分布、主管荷载-位移曲线和覆板焊缝断裂指数 I_f 的影响规律。推导了覆板焊缝开裂破坏模式下的覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点的极限承载力计算式,提出了构造建议,得到以下结论:

1) 覆板和加劲板加强的 Q460C 方钢管间隙 N 型节点的破坏模式为:加劲板屈曲、主管上翼缘塑性变形、覆板受压和受拉区焊缝端点开裂。

2) 覆板和加劲板的加强构造,使节点区内力分布更均匀,提高了节点极限承载力。加强节点的极限承载力较基本节点提高了 9.4% ~ 36.5%。

3) 主管宽厚比 γ 、主支管厚度比 η 、主支管宽度比 β 、受拉支管与主管夹角 θ 和支管间距与主管宽度比 ξ 均对加强间隙 N 型节点承载有影响,尤其是受拉支管与主管夹角 θ 和支管间距与主管宽度比 ξ 影响最大,且明显为负相关的关系。

4) 加强 N 型节点的薄弱点是覆板受压和受拉区焊缝端点,开裂风险最大,节点承载力主要取决于覆板焊缝强度。

5) 推导的加强间隙节点的承载力计算式考虑了焊缝应力集中和加劲板构造的影响,计算值相对试验值误差为 -11.5% ~ -1.5%,计算结果偏于安全。

参考文献

- [1] 季荣华,沈程,魏建军,等. 钢管 K 形变径加强节点受力性能研究[J]. 建筑钢结构进展, 2020, 22(3): 92
JI Ronghua, SHEN Cheng, WEI Jianjun, et al. Study on the mechanical behavior of sleeve reinforced CHS K-joints[J]. Progress in Steel Building Structures, 2020, 22(3): 92. DOI:10.13969/j.cnki.cn31-1893.2020.03.011
- [2] 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
SONG Shasha, CHEN Ju, XU Fei, et al. Mechanical behavior of concrete-filled K- and KK- type CHS connections[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(Sup. 2): 133. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2021.S2.0016
- [3] 郭隆乾,翁维素,王锋. 方钢管柱-H 型钢梁节点抗震性能数值分析[J]. 低温建筑技术, 2023, 45(12): 93
GUO Longqian, WENG Weisu, WANG Feng. Numerical analysis of seismic performance of square steel column H-shaped steel beam

- joints[J]. *Low Temperature Architecture Technology*, 2023, 45(12): 93. DOI:10.13905/j.cnki.dwjz.2023.12.022
- [4] 常鸿飞, 李照伟, 钱玉龙, 等. 方钢管柱-H型钢梁槽钢连接节点受弯性能试验研究及有限元参数分析[J]. *建筑结构学报*, 2021, 42(2): 92
CHANG Hongfei, LI Zhaowei, QIAN Yulong, et al. Experimental and parametric study on flexural performance of transverse reverse channel connections between square hollow section column and H-beam[J]. *Journal of Building Structures*, 2021, 42(2): 92. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2020.e184
- [5] 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
CHANG Hongfei, ZUO Wenkang, REN Tenglong, et al. Compressive behavior of plate-reinforced square hollow section T-Joints[J]. *Journal of South China University of Technology(Natural Science Edition)*, 2019, 47(11): 113
- [6] ZAPATA L M, EL A I M, AMR S, et al. Plastic collapse of longitudinal T-type branch plate-to-CHS connections under compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 141: 73. DOI: 10.1016/j.tws.2019.03.054
- [7] MUSA I A, MASHIRI F R. Stress concentration factor in concrete-filled steel tubular K-joints under balanced axial load[J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 139: 186. DOI:10.1016/j.tws.2019.03.003
- [8] LU Yue, LIU Kun, WANG Zili, et al. Dynamic behavior of scaled tubular K-joints subjected to impact loads[J]. *Marine Structures*, 2020, 69(1): 102685. DOI:10.1016/j.marstruc.2019.102685
- [9] PENG Peng, ZHANG Dachang, CUI Mingcheng, et al. Experimental and theoretical analysis for steel CHS K-shaped joints stiffened with joint plates[J]. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2022, 31(2): e1900. DOI:10.1002/TAL.1900
- [10] 孟文清, 张翰阳, 尹越. T型圆钢管相贯节点超低周疲劳断裂及极限承载力分析[J]. *结构工程师*, 2021, 37(2): 27
MENG Wenqing, ZHANG Hanyang, YIN Yue. Analysis of ultra low cycle fatigue fracture and ultimate bearing capacity of T-shaped circular steel pipe intersecting joint[J]. *Structural Engineers*, 2021, 37(2): 27. DOI:10.15935/j.cnki.jggcs.2021.02.004
- [11] 阳勇, 黄政华, 李军, 等. 基于微观断裂模型 X 型圆钢管加强板相贯节点断裂性能研究[J]. *建筑科学*, 2023, 39(11): 10
YANG Yong, HUANG Zhenghua, LI Jun, et al. Study on fracture behavior of X-shaped tubular joints with stiffened panels based on microscopic fracture model[J]. *Building Science*, 2023, 39(11): 10. DOI:10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2023.11.002
- [12] 钢结构设计标准: GB 50017—2017[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017
Standard for design of steel structures: GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017
- [13] 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2021[S]. 北京: 中国质检出版社, 2021
Metallic materials-tensile testing-Part 1: method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021
- [14] 焊接接头拉伸试验方法: GB/T 2651—2008[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008
Tensile test method on welded joints: GB/T 2651—2008[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2008
- [15] 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
WANG Wanzhen. Cracked criterion and fracture tests of structural steel[J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(5): 27

(编辑 赵丽莹)