

# 外加劲加强相贯节点极限承载力研究

张 斌<sup>1,2</sup>, 李文适<sup>1</sup>, 蒙春玲<sup>2</sup>, 孙 清<sup>1</sup>

(1. 西安交通大学 人居环境与建筑工程学院, 陕西 西安 710049; 2. 中国能源建设集团 山西省电力勘测设计院有限公司, 山西 太原 030001)

**摘要:** 针对特高压大跨越输电塔中广泛使用的外加劲板加强相贯节点, 尚未有明确的计算方法考虑加劲对节点承载力的影响; 为此, 通过试验和有限元分析, 研究了无加劲和外加劲板加强相贯节点的破坏模式、承载力和应变分布及塑性发展规律等力学特性. 试验结果表明, 采用外加劲板可以显著提高无加劲节点的承载能力和整体刚度, 延缓节点破坏过程. 与试验结果相比, 有限元分析能较好地模拟该类节点的破坏模式和承载性能. 为了评估不同参数下外加劲板对承载力提升值的影响规律, 对 16 个无加劲节点模型和 144 个加劲节点模型进行了有限元分析, 结果表明: 外加劲板加强相贯节点承载力可以认为是对应无加劲节点承载力与外加劲板提升值之和; AIJ 的建议公式可以较为准确地预测无加劲节点承载力; 外加劲板提升值与主管直径比、外加劲板宽度因子和厚度因子呈正相关, 与主管径厚比呈负相关, 本文采用改进的“剪切强度法”计算外加劲板提升值, 并考虑了主管和支管性能的影响.

**关键词:** 相贯节点; 外加劲板; 试验研究; 有限元分析; 极限承载力

中图分类号: TU392.3; TU317.1

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2024)06-0797-11

## Study on ultimate bearing capacity of tubular joints strengthened by external stiffening plates

ZHANG Bin<sup>1,2</sup>, LI Wenshi<sup>1</sup>, MENG Chunling<sup>2</sup>, SUN Qing<sup>1</sup>

(1. School of Human Settlements and Civil Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. China Energy Engineering Group Shanxi Electric Power Engineering Co., Ltd., Taiyuan 030001, China)

**Abstract:** There is no clear calculation method to consider the influence of stiffening on the bearing capacity of the tube joints stiffened with the external stiffening plates which are widely used in UHV long-span transmission towers. Therefore, the failure mode, bearing capacity, strain distribution and plasticity development law of tube joints with unstiffened and externally stiffening plates were studied through experiments and finite element analysis in this paper. Test results indicate that the external stiffening plates can significantly improve the bearing capacity and stiffness of the joints and postpone the joints' failure process. Compared with the tested results, the FEA could better simulate the failure modes and bearing capacity behavior of the joints. To estimate the influence of external stiffened plates on the increase of bearing capacity under different parameters, 16 unstiffened joint models and 144 stiffened joint models were analyzed by finite element method. The results show that the bearing capacity of the joints strengthened by external stiffening plates can be considered as the sum of the bearing capacity of corresponding unstiffened joints and the lifting value of external stiffening plates. AIJ's suggested formula can accurately predict the bearing capacity of unstiffened joints. The lifting value of external stiffening plates is positively correlated with the diameter ratio of brace to chord, the width factor and the thickness factor of external stiffening plates, and negatively correlated with the radius-thickness ratio of chord. In this paper, the improved "shear strength method" is used to calculate the lift value of the external stiffening plates, and the influence of the performance of the chord and the brace is considered.

**Key words:** tubular joints; external stiffening plates; experimental study; finite element analysis; ultimate bearing capacity

收稿日期: 2023-07-13

修回日期: 2024-11-14

基金项目: 中国能源建设集团规划设计有限公司科技项目(GSKJ2-T06-2021); 国家自然科学基金(51978570)

第一作者: 张 斌(1985—), 男, 博士生, 高级工程师, 主要从事输电线路结构研究. E-mail: b2.zhang@sepec.com.cn

通信作者: 孙 清(1970—), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事钢结构、钢混组合结构研究. E-mail: sunq@xjtu.edu.cn

钢管输电塔是目前我国超高压、特高压大跨越输电线路工程中的主要杆塔结构形式之一<sup>[1]</sup>；圆钢管相贯节点作为钢结构重要的节点连接形式，具有力学性能好、造型简洁美观、经济指标优越、加工方便等独特优势，被广泛应用于大跨越输电塔中。然而，随着输电塔的高度及其承受荷载日趋大型化、复杂化，设置常规相贯节点往往难以满足承载设计要求。因此，优化设计此类节点对于钢管结构研究具有重要意义。

除增加主管壁厚外，工程中通常增设加劲肋来提高相贯节点承载力<sup>[2]</sup>，主要加劲方式包括内加劲环、局部混凝土填充、垫板、焊接节点板、外加劲环、外加劲板等。

王帆等<sup>[3]</sup>研究了内加劲环对X形相贯节点承载力的提高作用，分析了相关参数对节点承载力提高值的影响，并结合现行规范，给出支管受压时加劲节点的承载力设计值公式。Masilamani等<sup>[4-5]</sup>对常见内加劲环及法兰内加劲环加强T形相贯节点进行了试验和数值研究，分别计算了两类加劲节点的强度增强因子，并将采用抗剪强度法和等效厚度法计算得到的加劲节点承载力结果进行对比。高春彦等<sup>[6]</sup>对主管中灌混凝土的K形相贯节点在支管轴向压力作用下的承载力进行试验研究，结果表明主管灌混凝土使钢管节点刚度明显增加且相贯线周围应力集中程度也显著降低。陈康明等<sup>[7]</sup>以混凝土加强K形钢管节点为研究对象，进行了节点足尺模型试验和实体有限元分析，提出了考虑管内混凝土约束作用的节点应力集中系数计算方法。Pamplona等<sup>[8]</sup>对轴压作用下主管面有双层垫板加强的方钢管T型节点进行了数值研究，结果表明：增加补强板的厚度有助于改善节点承载能力，但增加垫板厚度只在一定范围内有效。Zhu等<sup>[9]</sup>和Li等<sup>[10]</sup>分别研究了焊接节点板加强的T形、X形节点的破坏模式和承载能力，并基于屈服线模型提出了相应理论强度公式。Gao等<sup>[11]</sup>通过试验和非线性有限元分析，研究了外部加劲肋和未加劲肋的圆钢管X型节点的承载力、破坏模式和节点板的加强效果，根据承载力叠加法，提出了加劲圆钢管X型节点的环形计算模型和多参数计算理论。Yang等<sup>[12]</sup>通过数值分析和解析研究，基于屈服体模型，获得了轴压下外环加劲圆钢管X型节点的极限强度提高系数计算公式。

然而采用增加主管壁厚的方式并不经济，且带来制作困难、厚板层状撕裂等问题；采用内加劲环、局部混凝土填充、垫板加强的节点在加工

时较为不便；焊接节点板的承载力提升效果不显著<sup>[11]</sup>；外加劲因其施工方便、对承载力的有效加固作用而被广泛采用，但相关文献尚缺乏外加劲板加强相贯节点承载力计算理论。因此，本文对外加劲板加强相贯节点开展了试验研究，揭示其破坏模式、荷载-变形曲线、承载力、应变分布及塑性发展规律等力学特性；利用经试验验证的有限元模型，进行参数化研究以获取外加劲板和钢管参数对节点承载力的影响规律，并提出节点极限承载力计算公式。

## 1 试验概况

### 1.1 节点试件

从国家“西电东送”核心枢纽工程——白鹤滩~江苏±800 kV 长江大跨越直流输电塔中截取如图1所示的代表性关键圆钢管相贯节点作为试验模型，该节点由塔身主材、横担主材、隔面主材连接而成，根据节点形状可以命名为TY组合型相贯节点。设计表明，该类TY组合型相贯节点在工程中往往受力较大，若仅采用无加劲相贯焊接将无法满足承载要求；为了保证节点的安全及考虑施工的方便，在节点处主管外部设置加劲板。

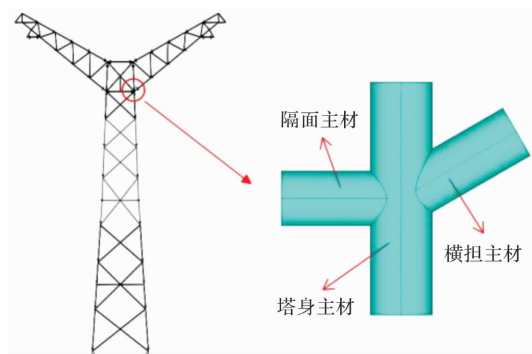


图1 研究对象

Fig. 1 Study subject

试验共设计并制作了2个足尺圆钢管TY组合型相贯节点试件，其中TY-1为未加强节点试件，TY-2采用外加劲板加强，试件几何尺寸参数如图2和表1所示。为了研究节点的局部破坏而不是整体弯曲，主管长度取为 $l=1\,800\text{ mm}$ ，长径比 $\alpha=l/D=3.75$ ，高于API RP 2A<sup>[13]</sup>中建议的最小值 $\alpha=2.5$ ；主管厚度 $T=10\text{ mm}$ 。正支管长度 $l_1=900\text{ mm}$ ，斜支管长度 $l_2=1\,000\text{ mm}$ ，都在短柱范围内<sup>[14]</sup>，能够避免在节点失效前发生支管局部屈曲破坏；支管厚度 $t=10\text{ mm}$ ；斜支管与主管之间的夹角 $\theta=60^\circ$ ，接近特高压直流输电塔横担主材与塔身连接节点常用的角度。外加劲板设计厚度 $t_p=$

8 mm，宽度  $b_p=80$  mm，其中正外加劲板长度为  $l_3=480$  mm，斜板长度为  $l_4=555$  mm。

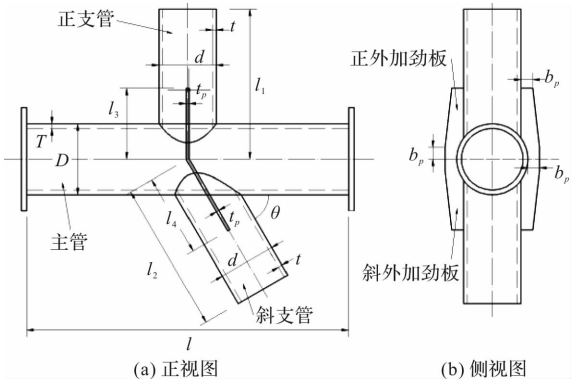


图 2 试件几何尺寸和符号定义

Fig. 2 Geometry dimension and symbol definition of specimens

表 1 试件主要参数

Tab. 1 Main parameters of specimens

| 试件<br>编号 | $D/$<br>mm | $T/$<br>mm | $d/$<br>mm | $t/$<br>mm | $t_p/$<br>mm | $b_p/$<br>mm | 主管轴<br>压力 |
|----------|------------|------------|------------|------------|--------------|--------------|-----------|
| TY-1     | 480        | 10         | 426        | 10         | /            | /            | $0.4N_y$  |
| TY-2     | 480        | 10         | 426        | 10         | 8            | 80           | $0.4N_y$  |

注： $N_y=f_y\times$ 主管截面积； $f_y$  为主管的屈服强度。

1.2 材性试验

节点试件主管、支管和外加劲板所用钢材均为 Q355。标准试件厚度与试验试件一致，且要求与试验试件取于同一批钢板，每批钢材制作 3 个标准试件。材性试验标准试件的制作与加载符合《金属材料室温拉伸试验方法》(GB/T 228.1—2021)<sup>[15]</sup>的要求。标准试件、试验装置分别见图 3、图 4，材性试验结果见表 2。

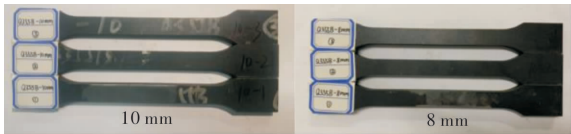


图 3 材性试验标准试件

Fig. 3 Standard specimens for material property test

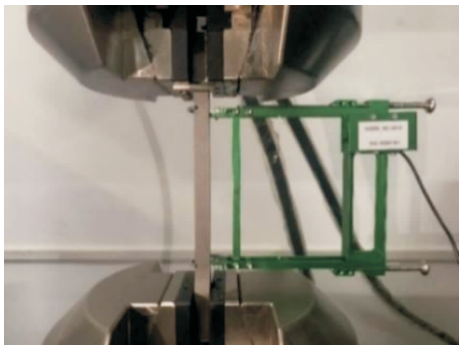


图 4 材性试验装置

Fig. 4 Material property test device

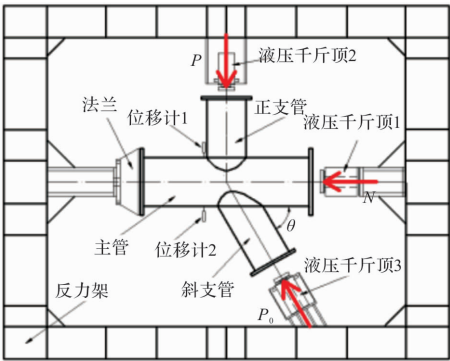
表 2 材性试验结果

Tab. 2 Test results of material properties

| 标准试件         | $f_y/\text{MPa}$ | $f_u/\text{MPa}$ | $E/\text{GPa}$ | $\delta/\%$ |
|--------------|------------------|------------------|----------------|-------------|
| 10 mm 厚主管、支管 | 390.82           | 481.66           | 220.36         | 30.09       |
| 8 mm 厚外加劲板   | 434.40           | 545.11           | 207.86         | 25.20       |

1.3 试验加载及测试方案

本文试验所采用的加载装置如图 5 所示，节点主管一侧采用螺栓与加载架固接；主管的另外一侧及两支管侧通过使用 3 个独立的液压伺服千斤顶施加吨位的管材轴向荷载。自制反力架在水平方向自平衡且刚度较大，在加载过程中不会产生较大变形，对试件的影响可以忽略。



(a) 试验装置平面图



(b) 试验装置实物图

图 5 试验装置示意

Fig. 5 Schematic of the experimental setup

试验加载方案分为预加载和正式加载两部分。预加载对主管加至设计荷载的 20%，以抵消试件和加载装置之间的间隙，同时也对测试仪器采集的数据结果是否完备进行检查。正式加载分两步且采用荷载控制：第一步，按每级 20% 设计荷载，按图 5 中力  $N$  示意的方向对主管均匀加载至设计荷载  $0.4N_y$ ；第二步，维持主管荷载不变，逐级对正支管、斜支管分别按图 5 中力  $P$ 、 $P_0$  示意的方向，同时并协调施加垂直于主管方向平衡的荷载，即对正直管、斜支管施加的轴力始终保持  $P = P_0\sin\theta$ ，每级增加 5% 的有限元预估极限荷载，持



续加载直至试件变形显著增大而现荷载无法维持,即试件发生破坏。每级加载持荷 5 min 后,采集位移、应变等数据。

为监测主管径向变形,沿正直管轴线方向,在主管的上冠点处及其正对的主管下表面处各布置 1 个位移计,示意图如图 5 所示,将两处位移计的测量数值相减即得到主管径向变形  $\Delta$ ; 三向应变片主要布置在节点的相贯线区域附近与主管侧壁上;此外,对于加强试件 TY-1,还需要在外加劲板的典型部位布置应变片。位移计及应变片的具体布置方式如图 6 所示。

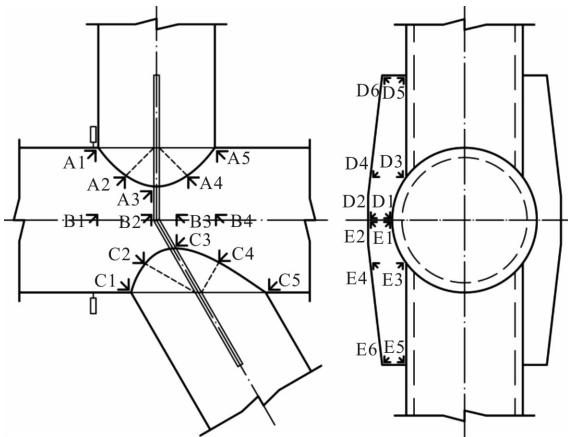


图 6 位移计及应变片布置

Fig. 6 Layout of displacement gauge and strain gauge

## 2 试验结果及分析

### 2.1 节点破坏模式

试件 TY-1 和 TY-2 的破坏形态分别如图 7、图 8 所示。试件 TY-1 表现出典型的无加劲相贯节点破坏模式:受压支管将相贯线附近的主管表面压陷,同时主管侧壁产生较为明显的变形,最终主管因塑性变形过大而破坏。外加劲试件 TY-2 的破坏模式与 TY-1 相似,但同时还伴随有外加劲板的屈曲现象,在加载进程中随着外加劲板的屈曲,主管塑性变形进一步迅速发展,节点发生破坏;破坏时的节点区主管塑性变形比试件 TY-1 小,这表明外加劲板对于节点区有显著的约束加强作用,可以提高主管相贯区域的整体刚度。



图 7 试件 TY-1 破坏形态

Fig. 7 Failure mode of specimen TY-1



图 8 试件 TY-2 破坏形态

Fig. 8 Failure mode of specimen TY-2

### 2.2 荷载-变形曲线及极限承载力

试件的荷载-变形曲线如图 9 所示,横轴表示主管径向变形  $\Delta$ ,纵轴表示加在正支管上的荷载  $P$ ,由图可见,外加劲板可以有效提升节点的承载力和弹性段刚度。无加劲试件 TY-1 在进入弹塑性阶段后具有良好的延性,破坏时主管壁最大凹陷量达 12.7 mm;外加劲试件 TY-2 的荷载-变形曲线相较更陡,破坏时凹陷量为 7.8 mm,可以发现其延性比 TY-1 差。

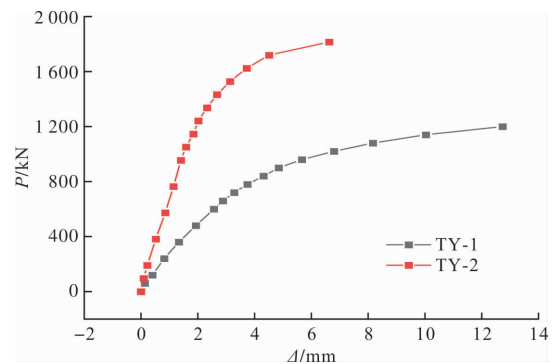


图 9 荷载-变形曲线

Fig. 9 Load-deformation curves

目前,国内外关于节点极限承载力的判定没有统一的标准,常用的有 3%D 极限变形法<sup>[16]</sup>和极限强度法<sup>[17]</sup>。因此,本文的节点极限承载力取自 3%D 主管变形对应荷载与峰值荷载的较早出现值。试验得到的试件极限承载力如表 3 所示, TY-1 和 TY-2 的极限承载力分别为 1 200 kN 和 1 860 kN,外加劲板加强后钢管塔节点的极限承载力提升了 55%。

表 3 试件极限承载力

Tab. 3 Ultimate bearing capacity of specimens

| 试件编号 | 极限承载力 $P$ /kN |       | 误差 /% |
|------|---------------|-------|-------|
|      | 试验            | 有限元   |       |
| TY-1 | 1 200         | 1 188 | -1.00 |
| TY-2 | 1 860         | 1 879 | 1.02  |

### 2.3 应变发展规律

在试验分析中,用电测法测得试件各测点三向应变片的应变分量后,应经适当组合形成等效

应变, 定义等效应变  $\epsilon$  为<sup>[2]</sup>

$$\begin{cases} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \end{cases} = \frac{\epsilon_0 + \epsilon_{90}}{2} \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\epsilon_0 - \epsilon_{45})^2 + (\epsilon_{45} - \epsilon_{90})^2} \quad (1)$$

$$\epsilon = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_2)^2 + (\epsilon_2 - \epsilon_3)^2 + (\epsilon_1 - \epsilon_3)^2} \quad (2)$$

式中:  $\epsilon_0$ 、 $\epsilon_{45}$ 、 $\epsilon_{90}$  分别代表  $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  方向的应变;  $\epsilon_1$ 、 $\epsilon_2$ 、 $\epsilon_3$  为主应变, 本文为平面应力状态, 故取  $\epsilon_3 = 0$ 。

图 10(a)、(b)、(c) 分别给出了试件 TY-1 在正支管与主管相贯线区域 A、主管侧壁区域 B、斜支管与主管相贯线区域 C 各测点的荷载-等效应变曲线。

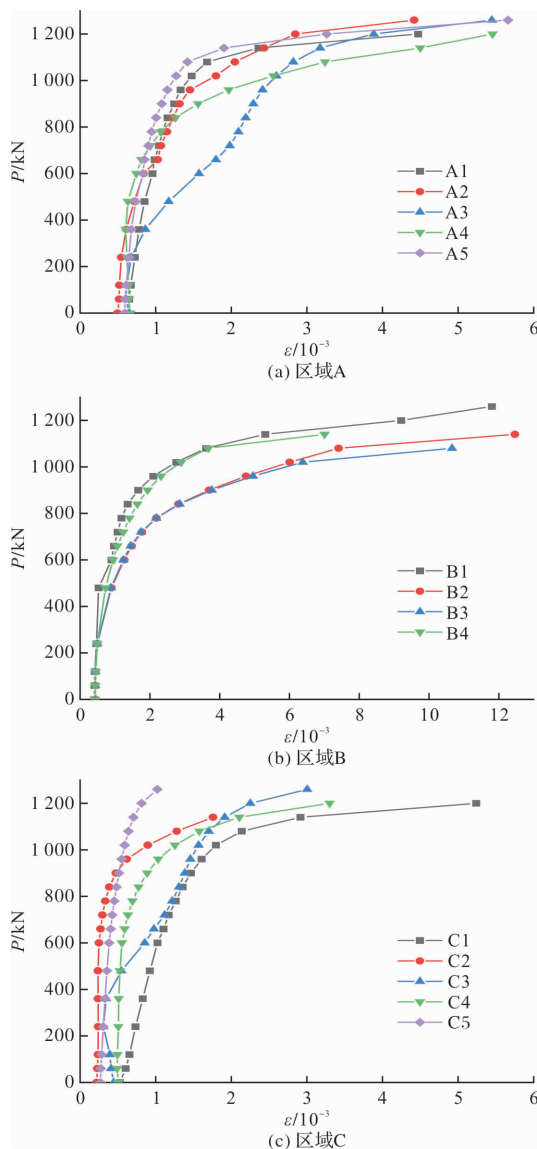


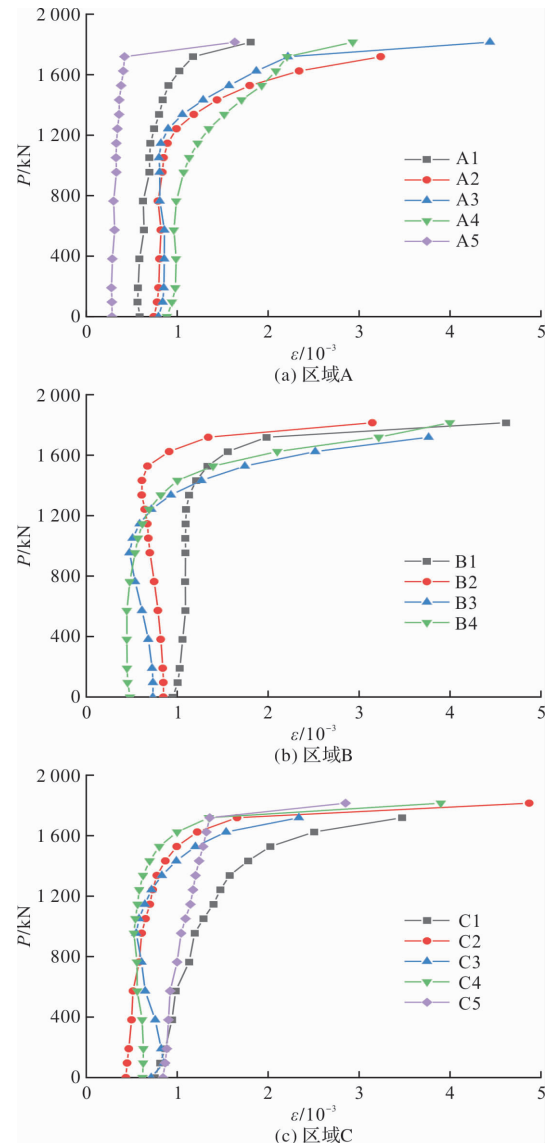
图 10 试件 TY-1 荷载-等效应变曲线

Fig. 10 Load-equivalent strain curves of specimen TY-1

由图 10(a)、(b) 可见, 区域 A 内的上鞍点、区域 B 内的上鞍点对应主管侧壁点的等效应变增长较快, 也最先超过屈服应变, 并且两区域内测点离上述两点越近, 则测得的等效应变值越大,

表明了主管塑性区域的发展方向; 区域 B 内的大部分测点等效应变值达到了  $10 \times 10^{-3}$ , 远高于屈服应变, 这与试件破坏时主管侧壁产生较为明显的变形现象相吻合。由图 10(c) 可见, 与区域 A 所不同的是, 区域 C 内左侧冠点和下鞍点的等效应变增长较快, 最先超过屈服应变, 屈服区域由上述两点向周围扩大。综上可知, 主管的塑性区随着支管轴向压力的增加而扩大, 试件破坏时, 测点大多进入屈服状态, 表现为主管塑性破坏。

图 11(a)、(b)、(c)、(d)、(e) 分别给出了试件 TY-2 在正支管与主管相贯线区域 A、主管侧壁区域 B、斜支管与主管相贯线区域 C、正外加劲板区域 D、斜外加劲板区域 E 各测点的荷载-等效应变曲线。由图 11 可知, 外加劲板、主管随着支管轴向压力的增加先后进入塑性, 试件破坏时, 测点大多已经屈服, 表现为伴随外加劲板屈曲的主管塑性破坏; 与图 10 相比可见, 外加劲板约束了节点区主管的变形, 故测点等效应变值均相应减小。



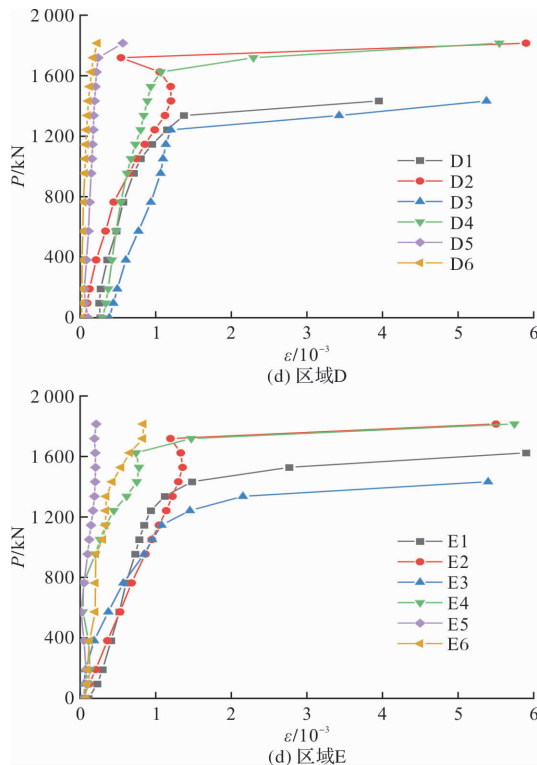


图 11 试件 TY-2 荷载-等效应变曲线

Fig. 11 Load-equivalent strain curves of specimen TY-2

由图 11(a)、(b)、(c)可见, 试件 TY-2 区域 A、B、C 内测点变化规律与试件 TY-1 相似, 但由于外加劲板的加强作用, 靠近外加劲板的上鞍点、上鞍点对应主管侧壁点、下鞍点不如靠近其两侧的测点先超过屈服应变。由图 11(d)、(e)可见, 外加劲板仅在与主管交线对应的区域内等效塑性应变较大并超过屈服应变, 外加劲板距主管远端测点应变值变化很小; 试件破坏时, 上、下鞍点对应外加劲板测点远大于屈服应变, 这与试验现象中外加劲板发生屈曲的位置一致。综上表明, 外加劲板加强 TY 组合型相贯节点仍体现出了无加劲节点的受力特征。

### 3 有限元分析

#### 3.1 有限元模型

本文采用 ANSYS 有限元软件对 TY 组合型相贯节点进行数值分析。考虑到相贯节点的结构特征, 采用 SHELL281 壳单元进行节点建模, 该单元有 8 个节点, 每个节点有 6 个自由度, 适用于分析薄到中等厚度的壳结构; 通过单元网格尺寸收敛性分析, 最终将有限元模型的网格尺寸设定为 0.01 m, 在确保计算精度的同时, 提高计算效率; 钢材本构采用双线性等向强化模型, 材料属性设置与材性试验保持一致, 相关参数见表 2, 泊松比

取为 0.3; 边界条件、加载方式与试验保持一致, 通过自由度耦合的方式, 对主管和支管端部施加约束或者荷载, 其中主管一端设为固定端, 主管另一端及两支管端部设为定向约束, 仅允许轴向位移; 有限元模型如图 12 所示。此外, 在分析过程中采用弧长法进行求解, 以捕捉荷载-位移曲线的下降段。

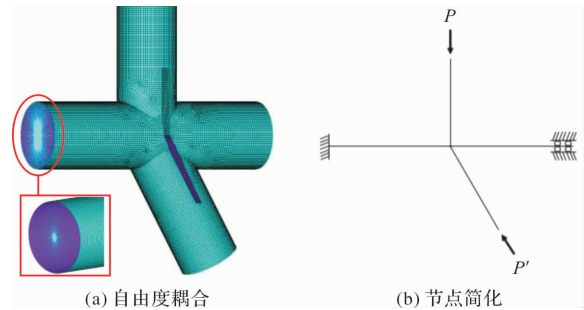


图 12 有限元分析模型

Fig. 12 FEA model

#### 3.2 有限元模型验证

经试验和有限元分析得到试件 TY-1 和 TY-2 的荷载-变形曲线、极限承载力分别见图 13 和表 3。由图 13 和表 3 可知: 试件的刚度、极限承载力吻合较好, 荷载-变形曲线的变化趋势比较一致, 表明了有限元分析结果可以有效反应节点的承载力特点。以试件 TY-2 为例, 图 14(a)给出了节点破坏时的变形形态及 Von Mises 应力云图, 图 14(b)为试验试件的破坏形态, 两者吻合较好, 表明建立的 TY 组合型相贯节点有限元模型的正确性。

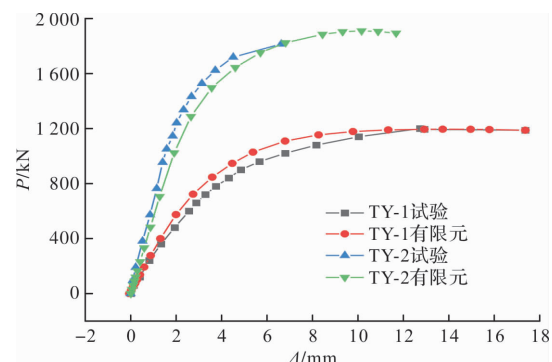


图 13 荷载-变形曲线对比

Fig. 13 Comparison of the load-deformation curves

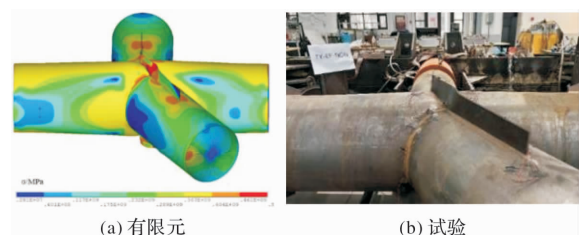


图 14 试件 TY-2 对比

Fig. 14 Comparison of specimen TY-2



4 节点极限承载力影响因素分析

采用经试验验证的有限元模型进行数值分析, 研究外加劲板对 TY 组合型相贯节点在支管轴向压力作用下对极限承载力的提升作用; 将外加劲板加强 TY 组合型相贯节点极限承载力考虑为对应无加劲 TY 组合型节点强度与外加劲板提升值的叠加, 可以表示为:

$$P = P_u + P_s \tag{3}$$

式中:  $P$ 、 $P_u$  分别为外加劲及其对应无加劲 TY 组合型相贯节点极限承载力,  $P_s$  为外加劲板提升值。

影响因素分析的设计参数及其取值如表 4 所示。建立了 16 个无加劲节点模型研究  $P_u$  的变化规律; 采用正交设计法建立了 144 个外加劲节点模型, 考虑支主管直径比 ( $\beta = d/D$ )、主管径厚比 ( $\gamma = D/T$ )、外加劲板宽度因子 ( $\beta_p = b_p/D$ ) 和外加劲板厚度因子 ( $\tau_p = t_p/T$ ) 4 个主要影响因素。经过前期限元试算, 正外加劲板长度取为与主管直径相同 ( $l_3 = l_4/\sin\theta = D$ ), 因为在这种情况下, 外加劲板对节点极限承载力的提升作用已经不再显著变化; 斜支管与主管之间的夹角取为  $60^\circ$ , 因为有限元试算发现, 在  $45^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$  范围内, 其它角度值对应的承载力与实际工程中常见的  $60^\circ$  对应的承载力非常接近。本节参数化分析中对于 Q355 钢材, 取屈服强度  $f_y = 355 \text{ MPa}$ , 弹性模量  $E = 206 \text{ GPa}$ , 泊松比  $\nu = 0.3$ 。

表 4 节点设计参数

Tab. 4 The design parameters of joints

| 节点类型  | $D/\text{mm}$ | $\beta$ | $\gamma$ | $\beta_p$             | $\tau_p$ |
|-------|---------------|---------|----------|-----------------------|----------|
| 无加劲节点 | 480           | 0.51,   | 24, 32   | /                     | /        |
| 节点    |               | 0.62    |          |                       |          |
| 无加劲节点 |               | 0.78,   | 40, 48   | 0.08, 0.17, 0.6, 0.8, |          |
| 节点    |               | 0.89    |          | 0.25                  | 1.0      |

4.1 无加劲 TY 组合型相贯节点极限承载力计算公式

TY 组合型相贯节点与正交 X 形相贯节点在节点形式上较为相似。因此, 考虑采用无加劲 X 形节点在支管轴向压力作用下的强度公式来预测无加劲 TY 组合型节点的极限承载力。分别由中国钢结构设计标准 (GB 50017—2017)<sup>[18]</sup>、美国钢结构学会 (AISC)<sup>[19]</sup> 和日本建筑学会 (AIJ)<sup>[20]</sup> 推荐的三份设计指南得出的结果与表 4 中参数化的无加劲 TY 组合型节点的数值结果进行比较。这些规范的计算公式如表 5 所示。

图 15 为  $\gamma = 24$  时, 无加劲 TY 组合型节点极限承载力  $P_u$  随支主管直径比  $\beta$  的变化曲线; 结果表明,  $\beta$  对承载力有显著影响,  $P_u$  随  $\beta$  的增加而增加, AIJ 推荐公式的计算结果与有限元数值结果最为接近。图 16 显示了  $\beta = 0.51$  时,  $P_u$  随主管径厚比  $\gamma$  的变化曲线; 结果表明, AIJ 推荐公式的计算结果与有限元数值结果更为接近。此外, 值得注意的是, 有限元分析结果均大于三种规范推荐公式的计算结果, 说明规范指南都是偏向于保守的。综上, AIJ 推荐公式更适用于预测无加劲 TY 组合型相贯节点的极限承载力, 计算公式为

$$\frac{P_u}{f_y T^2} = \frac{7.49}{(1 - 0.81\beta)} \gamma^{-0.1} \tag{4}$$

表 5 轴向压力作用下无加劲 X 形相贯节点承载力计算公式

Tab. 5 Formulae of bearing capacity for unstiffened X-joints under brace compression

| 规范名称          | 计算公式   |
|---------------|--|
| GB 50017—2017 | $\frac{P_u}{f_y T^2} = \frac{5.45}{(1 - 0.81\beta)}$               |
| AISC          | $\frac{P_u}{f_y T^2} = \frac{5.7}{(1 - 0.81\beta)}$                |
| AIJ           | $\frac{P_u}{f_y T^2} = \frac{7.49}{(1 - 0.81\beta)} \gamma^{-0.1}$ |

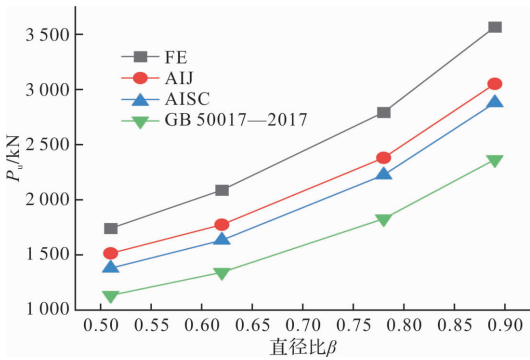


图 15 无加劲 TY 组合型节点极限承载力随  $\beta$  的变化  
Fig. 15 Variation of the ultimate bearing capacity of unstiffened TY-joints with  $\beta$

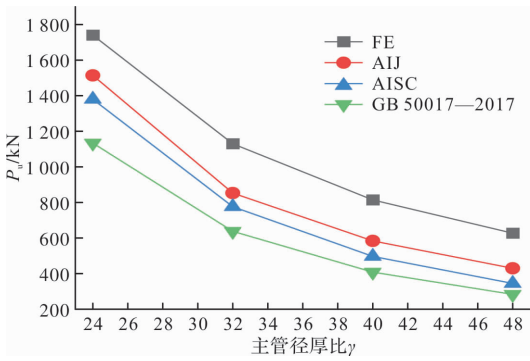


图 16 无加劲 TY 组合型节点极限承载力随  $\gamma$  的变化  
Fig. 16 Variation of the ultimate bearing capacity of unstiffened TY-joints with  $\gamma$

#### 4.2 外加劲板提升值 $P_s$ 影响因素分析

表4详细列出了用于有限元分析的外加劲节点参数. 根据外加劲节点和对应无加劲节点的有限元分析结果, 由式(3)可得参数变化时外加劲板对节点极限承载力的提升值  $P_s$ .

支主管直径比  $\beta$  对外加劲板提升值  $P_s$  的影响如图17所示. 图17(a)显示了当  $\beta_p$  为0.08、0.17和0.25时, 参数  $\gamma$  和  $\tau_p$  分别取为32和0.8时,  $\beta$  对  $P_s$  的影响. 当  $\beta_p=0.17$  和0.25时,  $P_s$  随  $\beta$  的增加而明显增加; 其中, 当  $\beta$  大于0.62时,  $P_s$  值增长较快, 表明  $\beta$  大的节点外加劲效果更好. 当  $\beta_p=0.08$  时, 虽然  $P_s$  随着  $\beta$  的增加而增加, 但斜率小于其他两条曲线, 说明对于外加劲板宽度较大的节点,  $\beta$  对  $P_s$  的影响更为显著. 图17(b)中的数据来自  $\gamma=32$ 、 $\beta_p=0.17$  的节点模型, 可以看出, 不同  $\tau_p$  值的曲线趋势是一致的,  $P_s$  随着  $\beta$  的增加而增加. 此外, 三条曲线之间存在明显的分离, 表明参数  $\tau_p$  也与  $P_s$  有关. 总体而言,  $\beta$  对  $P_s$  的影响显著且不可忽视.

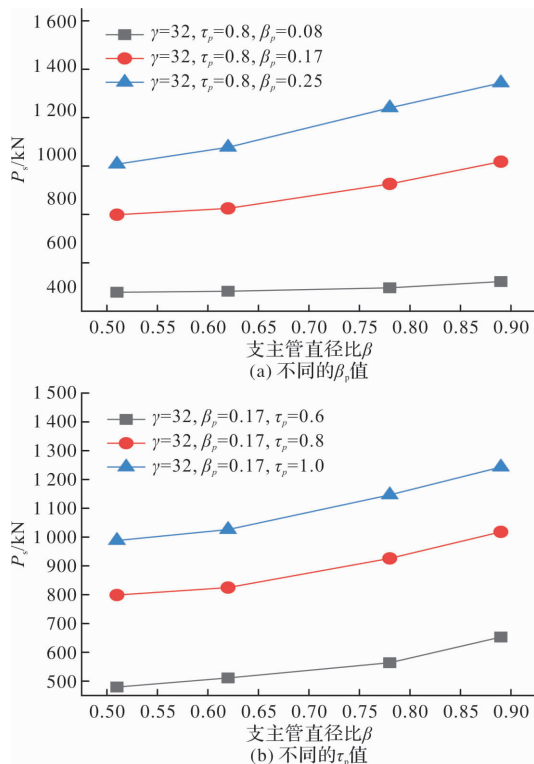


图17  $\beta$  对承载力提升值  $P_s$  的影响

Fig. 17 Effect of  $\beta$  on the enhancement value  $P_s$  in bearing capacity

图18给出了主管径厚比  $\gamma$  对外加劲板提升值  $P_s$  的影响. 图18(a)和(b)中的曲线分别显示了当  $\beta=0.78$ 、 $\tau_p=0.8$  和  $\beta=0.78$ 、 $\beta_p=0.17$  时  $\gamma$  与  $P_s$  的关系. 从图18(a)可以看出, 不同  $\beta_p$  值的曲线变

化趋势相似,  $P_s$  总体上随  $\gamma$  的增加而减小. 值得注意的是, 当  $\gamma$  值较小时,  $\beta_p$  的变化对  $P_s$  的影响较大. 图18(b)的三条曲线同样表明,  $P_s$  随  $\gamma$  的增加而减小. 此外, 通过6条曲线的比较可以看出, 采用宽度较大的外加劲板可以获得更大的  $P_s$ . 综上,  $\gamma$  对外加劲板提升值  $P_s$  的影响也是显著的.

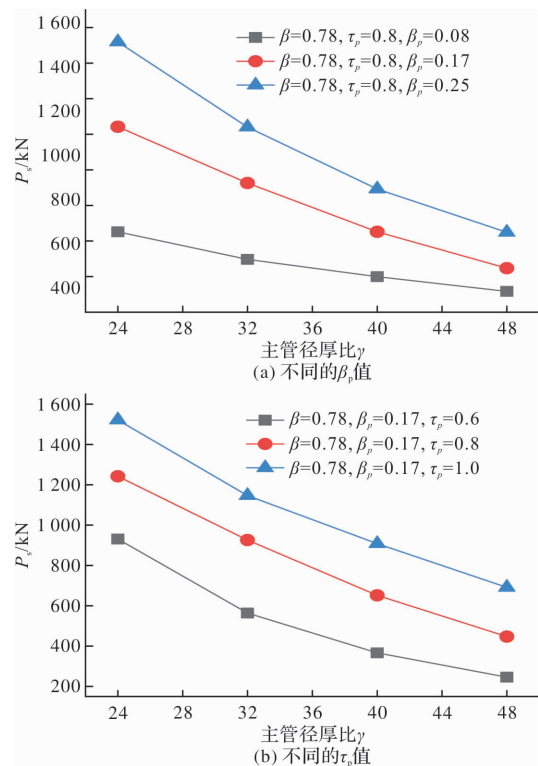


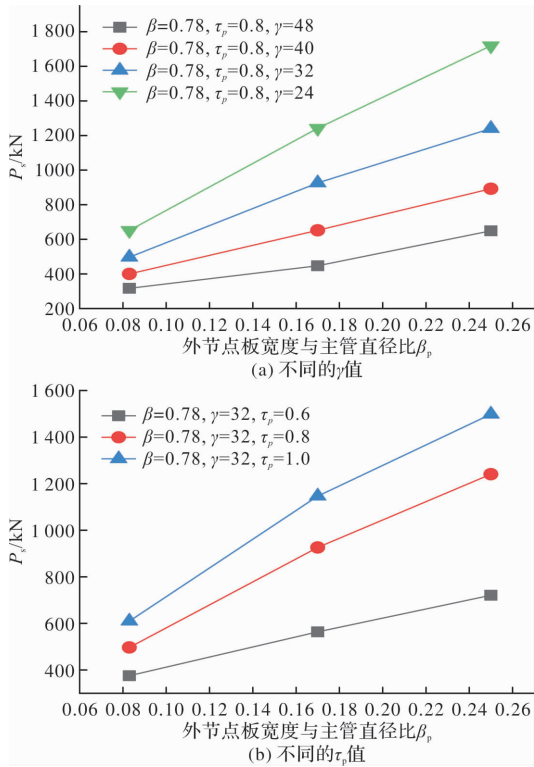
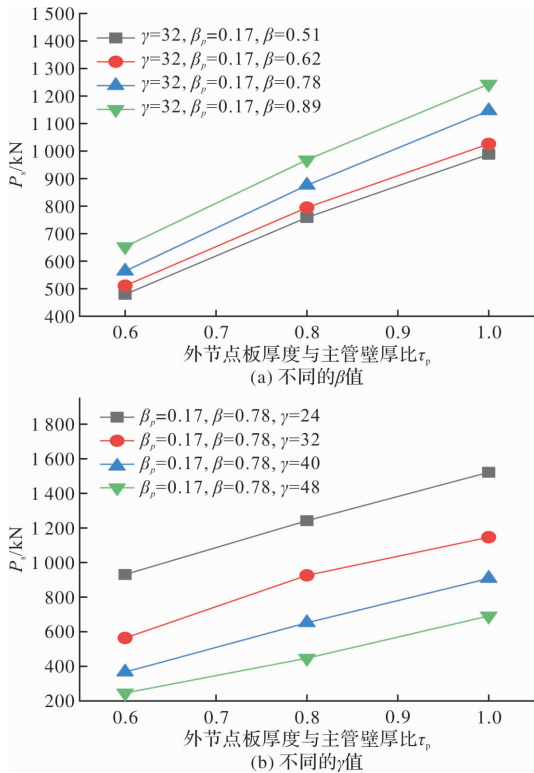
图18  $\gamma$  对承载力提升值  $P_s$  的影响

Fig. 18 Effect of  $\gamma$  on the enhancement value  $P_s$  in bearing capacity

外加劲板宽度与主管直径比  $\beta_p$  对外加劲板提升值  $P_s$  的影响如图19所示. 图19(a)和(b)分别绘制了  $\beta=0.78$ 、 $\tau_p=0.8$  和  $\beta=0.78$ 、 $\gamma=32$  的节点曲线. 图中的7条曲线均表明,  $P_s$  随  $\beta_p$  的增加近似呈线性增加.

外加劲板厚度与主管壁厚比  $\tau_p$  对外加劲板提升值  $P_s$  的影响如图20所示. 图20(a)中参数  $\gamma$  和  $\beta_p$  的值分别取为32和0.17, 图20(b)中参数  $\beta_p$  和  $\beta$  的值固定为0.17和0.78. 图20(a)和(b)的曲线都有近似的上升趋势, 说明  $\tau_p$  也与  $P_s$  呈正相关. 综合图19和图20可知, 增加外加劲板宽度或厚度都可以显著提高外加劲板对节点极限承载力的提升作用. 当外加劲板尺寸一定时,  $\beta$  值越大、 $\gamma$  值越小的节点, 外加劲板的提升效果越好.



图 19  $\beta_p$  对承载力提升值  $P_s$  的影响Fig. 19 Effect of  $\beta_p$  on the enhancement value  $P_s$  in bearing capacity图 20  $\tau_p$  对承载力提升值  $P_s$  的影响Fig. 20 Effect of  $\tau_p$  on the enhancement value  $P_s$  in bearing capacity

#### 4.3 外加劲板加强 TY 组合型相贯节点极限承载力计算公式

基于试验和 4.2 节中的有限元参数化研究可

知, TY 组合型相贯节点通过设置外加劲板可以显著提高其极限承载力. 对于内加劲环加强相贯节点, Sawada 提出“剪切强度法”即环在剪切作用下的承载力, 计算内加劲环对节点极限承载力的贡献, 该方法仅考虑了内加劲环的剪切强度, 但内加劲环在节点破坏时往往已发生屈服, 故该方法计算值大多数情况下为节点承载力提高值的下限值<sup>[21]</sup>.

外加劲板与内加劲环在提升相贯节点极限承载力的作用机理和破坏模式上相似: (1) 加劲肋自身分担部分荷载; (2) 加劲肋的存在约束了主管变形、提升了节点区刚度; (3) 节点破坏时, 加劲肋伴随主管的塑性破坏发生屈服. 因此, 同样考虑采用“剪切强度法”计算外加劲板对 TY 组合型相贯节点极限承载力的提升值  $P_s$ , 如图 21 所示.

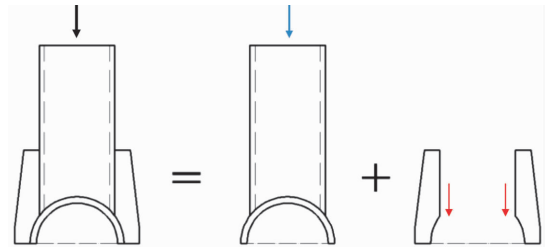


图 21 加劲节点极限承载力计算方法

Fig. 21 Calculation method of ultimate bearing capacity of stiffened joints

外加劲板的有效抗剪面积与外加劲板长度、宽度、厚度有关, 本文不考虑外加劲板长度对节点极限承载力的影响 (取值为  $l_3 = l_4 / \sin\theta = D$ ), 故单个外加劲板的有效抗剪面积可以认为是  $t_p \times b_p$ ; 综上, 外加劲板提升值计算公式为

$$P_s = \frac{1}{\sqrt{3}} t_p b_p f_y N_s \quad (5)$$

式中:  $N_s = 2$ , 为单侧支管外加劲板数量.

由式(5)可知, 提升值  $P_s$  与  $t_p$ 、 $b_p$  呈正相关, 这与 4.2 节中的参数化分析结果一致. 将 144 个节点的公式(5)计算结果与有限元结果进行比较, 如图 22 所示, 可以发现绝大部分点都落在  $45^\circ$  线以下, 表明采用式(5)计算结果相对保守, 仅考虑了外加劲板的剪切强度, 可以为实际工程提供参考.

尽管外加劲板与主管、支管焊接在一起共同作用, 但“剪切强度法”并没有考虑主管和支管性能对节点承载力提升值的影响. 为得到更为精确的计算公式, 本文将支主管直径比  $\beta$ 、主管径厚比  $\gamma$  和 9 个参数引入公式(5), 即

$$P_s = k_1 (t_p^{k_2} + k_3) (b_p^{k_4} + k_5) (\beta^{k_6} + k_7) (\gamma^{k_8} + k_9) f_y \quad (6)$$

根据4.2节中有限元参数分析得到的144个节点模型的承载力提升值数据进行回归分析,得到9个参数的值如表6所示。将参数值代入式(6)即得到 $P_s$ 计算公式,式(6)计算结果与有限元结果平均

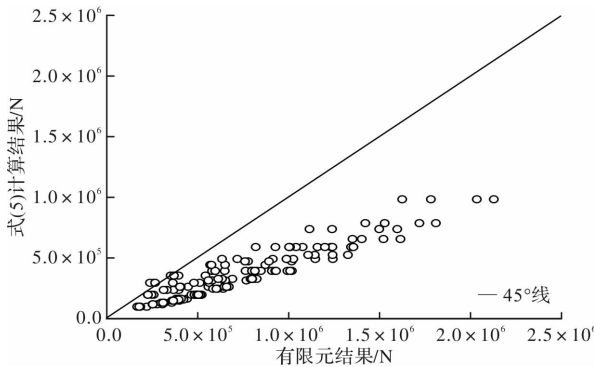


图22 式(5)计算结果与有限元结果对比

Fig. 22 Comparison the result of Eq. (5) and FEA

比为0.99,如图23所示,可以发现绝大部分点都落在45°线附近,较为吻合。即公式(6)能够较为准确地计算出外加劲板承载力提升值。

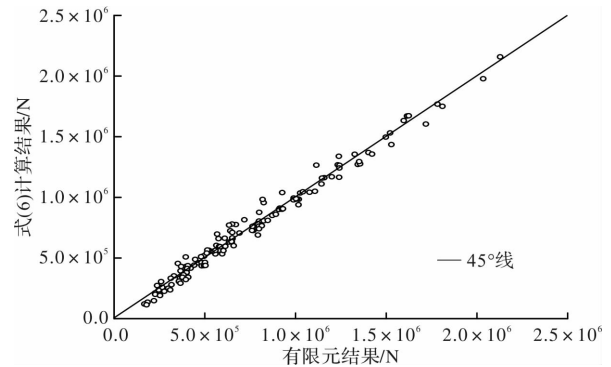


图23 式(6)计算结果与有限元结果对比

Fig. 23 Comparison the result of Eq. (6) and FEA

表6 回归分析得到的参数值

Tab. 6 Parameter values obtained by regression analysis

| 参数 | $k_1$  | $k_2$ | $k_3$  | $k_4$ | $k_5$  | $k_6$ | $k_7$ | $k_8$  | $k_9$  |
|----|--------|-------|--------|-------|--------|-------|-------|--------|--------|
| 值  | 81.672 | 0.402 | -1.820 | 0.282 | -2.013 | 2.863 | 1.799 | -0.382 | 10.192 |

根据式(3),将式(4)、式(6)相加即得到外加劲加强TY组合型相贯节点的极限承载力计算公式;基于试验及有限元参数化分析采用的节点参数,公式的适用范围为:  $0.51 \leq \beta \leq 0.89$ 、 $24 \leq \gamma \leq 48$ 、 $0.6 \leq \tau_p \leq 0.8$ 、 $0.08 \leq \beta_p \leq 0.25$ 。

## 5 结论

本文对无加劲、外加劲板加强TY组合型相贯节点进行了试验研究和有限元分析,讨论了其破坏模式、荷载-变形特性、应变分布及塑性发展规律、极限承载力及其影响因素,并在“剪切强度法”的基础上,建立了外加劲加强TY组合型相贯节点的极限承载力计算公式,得到如下结论:

(1)外加劲板可以显著提升TY组合型相贯节点的极限承载力和节点整体刚度,试件TY-2的极限承载力较TY-1增加了55%;

(2)无加劲和外加劲节点的破坏模式均为主管屈服造成的塑性变形过大,所不同的是,外加劲节点同时伴随有外加劲板的局部屈曲;因此,节点强度的提高是通过外加劲板限制主管的塑性变形来实现的;

(3)有限元参数化分析结果表明,支主管直径比 $\beta$ 、主管径厚比 $\gamma$ 、外加劲板宽度因子 $\beta_p$ 和厚度因子 $\tau_p$ 均对外加劲板提升值 $P_s$ 的影响显著,具体来说, $P_s$ 与 $\beta$ 、 $\beta_p$ 、 $\tau_p$ 呈正相关,与 $\gamma$ 呈负相关;

(4)外加劲板加强TY组合型相贯节点的承载

力可以认为是对应无加劲节点承载力与外加劲板提升值之和;AIJ的建议公式可以较为准确地预测无加劲节点承载力;外加劲板提升值的计算公式可以采用改进的“剪切强度法”计算。

## 参考文献 References

- [1] 张丽娟,李素超,何西伟,等. 环形加劲肋对大直径相贯钢管节点承载力与失效模式影响研究[J]. 工业建筑, 2021, 51(3): 104-109.  
ZHANG Lijuan, LI Suchao, HE Xiwei, et al. Study on effects of stiffening rings on bearing capacity and failure modes of large-diameter steel tube joints[J]. Industrial Construction, 2021, 51(3): 104-109.
- [2] 陈勇,刘青松,沈国辉,等. 鞍板和环板加劲K形相贯节点承载力试验研究[J]. 建筑结构学报, 2021, 41(9): 165-177.  
CHEN Yong, LIU Qingsong, SHEN Guohui, et al. Experimental study on bearing capacity of tubular K-joints stiffened with saddle plates and ring stiffeners[J]. Journal of Building Structures, 2021, 41(9): 165-177.
- [3] 王帆,蓝小艺,潘晓荣,等. 内置环肋正交X形节点承载力计算方法[J]. 东南大学学报(英文版), 2016, 32(1): 67-72.  
WANG Fan, LAN Xiaoyi, PAN Xiaorong, et al. Strength calculation methodology for internally ring-stiffened DT-joints[J]. Journal of Southeast Universi-

- ty (English Edition), 2016, 32(1): 67-72.
- [4] MASILAMANI R, NALLAYARASU S. Experimental and numerical investigation of ultimate strength of ring-stiffened tubular T-joints under axial compression [J]. *Applied Ocean Research*, 2021, 109: 102576.
- [5] MASILAMANI R, NALLAYARASU S. Simplified methods for the strength of ring-stiffened tubular T/Y-joints[J]. *Ships and Offshore Structures*, 2022, 18(9): 1-13.
- [6] 高春彦,王佳丽. 钢管混凝土 K 型相贯节点试验研究与数值模拟[J]. *应用力学学报*, 2021, 38(1): 234-240.
- GAO Chunyan, WANG Jiali. Experimental study and numerical simulation for the concrete-filled steel tubular K-joint[J]. *Chinese Journal of Applied Mechanics*, 2021, 38(1): 234-240.
- [7] 陈康明,黄汉辉,吴庆雄,等. 钢管混凝土 K 形节点应力集中系数计算方法[J]. *土木工程学报*, 2022, 55(12): 94-104.
- CHEN Kangming, HUANG Hanhui, WU Qingxiong, et al. Calculation method of stress concentration factor for CFST K-joint[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2022, 55(12): 94-104.
- [8] PAMPLONA G, VELLASCO P, TENCHINI A, et al. Numerical investigation of doubler plate reinforced tubular T-joints under chord compression loads [J]. *Ce/papers*, 2022, 5(4): 264-270.
- [9] ZHU L, SONG Q, BAI Y, et al. Capacity of steel CHS T-Joints strengthened with external stiffeners under axial compression [J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 113: 39-46.
- [10] LI W, ZHANG S, HUO W, et al. Axial compression capacity of steel CHS X-joints strengthened with external stiffeners [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 141: 156-166.
- [11] GAO C, ZHANG D, CUI M, et al. Bearing capacity test and calculation theory on CHS X-Joints stiffened with joint-plates[J]. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2022: 1-17.
- [12] YANG K, ZHU L, BAI Y, et al. Strength of external-ring-stiffened tubular X-joints subjected to brace axial compressive loading[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 133: 17-26.
- [13] American Petroleum Institute. Recommended practice planning, designing and constructing fixed offshore platforms, working stress design; ZA-WSD—2014 [S]. Washington: API Publishing Services, 2014.
- [14] MASILAMANI R, NALLAYARASU S. Development of parametric equations for ultimate capacity of internally ring-stiffened tubular T/Y-joints under axial and moment load[J]. *Ships and Offshore Structures*, 2022, 17(4): 905-919.
- [15] 国家市场监督管理总局,国家标准化管理委员会. 金属材料 拉伸试验 第 1 部分: GB/T228.1—2021[S]. 北京:中国标准出版社, 2021.
- State Administration for Market Regulation, National Standardization Administration. Metallic materials-Tensile testing-Part 1: Method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2021.
- [16] LU L H, WINKEL De G D, YU Y, et al. Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints[M]. London: Taylor & Francis Group 2021.
- [17] CHOO YS, VEGTE GJVD, ZETTLEMOYER N. et al. Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates. I: Experimental investigations [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2005, 131(1): 119-128.
- [18] 中华人民共和国住房和城乡建设部,中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢结构设计标准: GB50017—2017 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Standard for design of steel structures: GB 50017—2017[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.
- [19] American Institution of Steel Construction inc. Specification for structural steel buildings; ANSI/AISC 306-16 [S]. Chicago: American Institution of Steel Construction, 2021.
- [20] Architecture Institute of Japan. Recommendations for the design and fabrication of tubular truss structures in steel; ISBN978-8189-5002-3 [S]. Tokyo: Architecture Institute of Japan, 2002.
- [21] SAWADA Y, IDOGAKI S, SEKITA K. Static and fatigue tests on T-joints stiffened by an internal ring [C]//Offshore Technology Conference. One Petro, Texas: Houston, 1979.

(编辑 吴海西)