

文章编号: 1000-4750(2017)05-0163-08

支方主圆 T 形相贯节点轴压承载力计算公式

马昕煦, 陈以一

(同济大学土木工程学院, 上海 200092)

摘 要: “支方主圆” T 形节点与“支 H 主圆” T 形节点虽然在结构形式上相近, 但是在传力机理方面并不一致, 两者承载力存在较大的差异。为了实现对 T 形相贯节点的精细化分析, 该文提出了一种能消除节点弦杆弯曲效应影响的“弦杆约束法”分析模型, 从而获得排除弦杆长度、边界条件等影响的单纯反映节点自身性能的“真实”承载力。共对 192 个“支方主圆” T 形节点和 192 个“支 H 主圆” T 形节点进行了参数化分析。分析与对应的试验结果表明, 与“支 H 主圆” T 形节点相比, “支方主圆” T 形节点承载力受到腹杆纵向板的影响更为显著。参数分析结果发现, CIDECT 设计指南的计算公式偏保守地估计了支方主圆 T 型节点的承载力。该文对该公式进行了修正, 所得结果获得良好精度。

关键词: 钢管结构; 有限元; T 形节点; 承载力公式; 参数分析

中图分类号: TU392.3 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.12.0965

ULTIMATE STRENGTH FORMULAE FOR RHS-CHS T-JOINTS UNDER AXIAL COMPRESSION

MA Xin-xu, CHEN Yi-yi

(College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: RHS-CHS T-joints and H-CHS T-joints are different in load-transferring mechanism and ultimate load capacity, although they are similar in configurations. To perform a precise FE analysis, analytic models using the "Chord Constraint Method" were utilized, which could exclude the bending effect of the chord, to obtain the "true" strength of joints. The "true" strength reflected the mechanical property of bare joints in which the influences of chord length and boundary conditions were eliminated. Totally 192 RHS-CHS T-joints and 192 H-CHS T-joints were analyzed. It indicated that RHS-CHS T-joints were more susceptible to the longitudinal plates of the brace compared with H-CHS T-joints. The results showed that the design formulae of CIDECT Design Guide made a conservative estimation for the strength of RHS-CHS T-joints. Revisions were made in this paper based on the design formulae in CIDECT Design Guide, and it provided good accuracy.

Key words: steel tubular structures; FEM; T-joints; strength formulae; parametric analyses

工程界对腹杆(支管)为矩形管、弦杆(主管)为圆管的钢管相贯节点(即“支方主圆”节点)的研究还并不成熟。国内规范^[1-2]还没有相应的承载力计算规定, 国际上则是将支方主圆节点采用与腹杆为 H 型截面、弦杆为圆管的节点(“支 H 主圆”节点)相同形式的承载力计算公式^[3-5]。近期的试验研究发现“支方主圆” T 形节点与“支 H 主圆” T 形节点

虽然在结构形式上相近, 但是在传力机理及承载力能力等方面并不一致, 因此这种将两节点的承载力公式采用同一形式的做法是不妥的^[6]。

试验^[6]表明, “支方主圆” T 形节点大于相应外包尺寸的“支 H 主圆” T 形节点承载力; “支方主圆” T 形节点的腹杆主要通过其平行于弦杆轴线的纵向板向节点传力, 而“支 H 主圆” T 形节点的

收稿日期: 2015-12-04; 修改日期: 2016-06-15

基金项目: 《钢结构设计规范》国家标准管理组科研专项课题项目(GB500172010-06)

通讯作者: 马昕煦(1988—), 男, 黑龙江人, 博士生, 从事钢管结构研究(E-mail: maxinxu2@163.com).

作者简介: 陈以一(1955—), 男, 上海人, 教授, 博士, 博导, 从事轻型钢结构研究(E-mail: yiyichen@tongji.edu.cn).

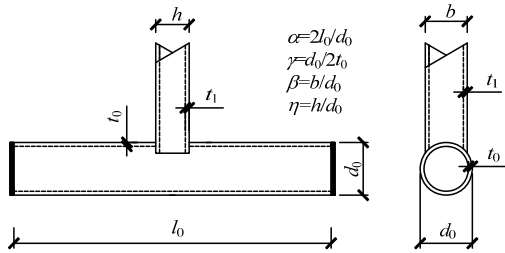
腹杆主要通过垂直于弦杆轴线的横向板传力，因此腹杆纵向板的相对宽度对“支方主圆”T形节点的影响大于对“支H主圆”T形节点的影响。

本文采用经试验验证的有限元模型，提出一种消除弦杆弯曲破坏模式影响的新方法，对192个“支方主圆”T形节点及192个“支H主圆”T形节点进行了数值分析；根据分析结果，对CIDECT公式进行了修正，以期得到形式简单、结果准确的支方主圆T形节点承载力计算公式。

1 有限元模型的验证

由于国内外对“支方主圆”T形节点的试验研究仍然很少，无法凭已有试验数据归纳出适用的承载力计算公式，有限元数值参数分析成为解决这一问题的有效途径。本文作者利用分析软件ABAQUS提供的8节点四边形壳单元建立有限元分析模型，并进行了试验验证^[6]。

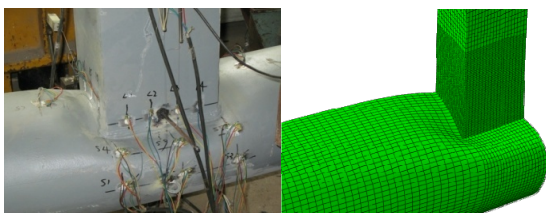
检验有限元模型的“支方主圆”与“支H主圆”T形节点试件的几何参数表示如图1所示。本节列出其中1个“支方主圆”T形节点试件和1个“支H主圆”T形节点试件的试验及有限元分析结果对比。图2展示了两个节点试件的破坏模式，可以看出根据对称性建立的1/4节点(“支方主圆节点”)及1/2节点(“支H主圆节点”)有限元模型重现了节点的变形模式。无论是腹杆轴力-弦杆管壁变形曲线的发展趋势还是节点极限承载力，有限元模型分析都与试验结果吻合良好(图3)。



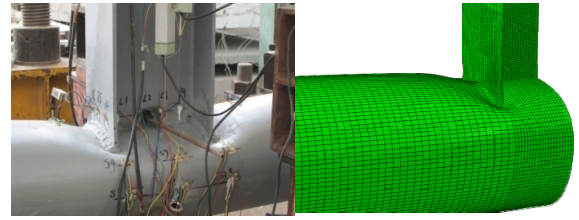
注： b 为腹杆截面沿节点平面外的边长(横向板宽度)； h 为腹杆截面沿节点平面内的边长(纵向板宽度)； t_0 为弦杆壁厚； t_1 为腹杆壁厚； d_0 为弦杆直径； l_0 为弦杆长度； l_1 为腹杆长度。

图1 节点几何参数

Fig.1 Geometric parameters



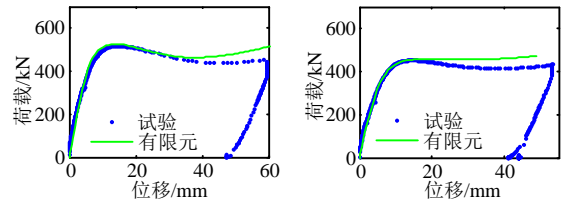
(a) 试件 2-3



(b) 试件 H2-3

图2 支方主圆、支H主圆T形节点试验

Fig.2 Experiment of RHS-CHS and H-CHS T-joints



(a) 试件 2-3

(b) 试件 H2-3

图3 荷载-腹杆根部位移曲线^[6]

Fig.3 Load-displacement curves at point of brace end

表1列出了节点试件承载力的试验值、有限元计算值。从表1可以看出，试验及有限元分析结果共同印证了“支方主圆T形节点承载力大于相应外包尺寸的支H主圆T形节点承载力”这一结论。

表1 节点承载力结果

Table 1 Strength of joints

| 试件 | 几何特征 | β | η | γ | $f_{y0}/(\text{N}/\text{mm}^2)$ | R_t/kN | R_{FEM}/kN |
|------|------|---------|--------|----------|---------------------------------|-----------------|---------------------|
| 2-3 | 支方主圆 | 0.641 | 0.806 | 18.2 | 422.5 | 516.2 | 526.8 |
| H2-3 | 支H主圆 | 0.641 | 0.806 | 18.2 | 422.5 | 451.9 | 458.9 |

注： R_t 为节点承载力试验值； R_{FEM} 为节点承载力的有限元模拟结果。

试验及有限元分析结果表明，对于支H主圆节点，腹杆轴力主要通过其垂直于弦杆轴线的两横向板传递；对于支方主圆节点，腹杆轴力主要通过两平行于弦杆轴线的纵向板传递(图4)。腹杆两种截面形式间传力途径差别显著，因此其承载力必然存在差异。支H主圆节点腹杆的纵向腹板受力远小于横向翼缘板，纵向腹板的存在与否对这类节点的承载力影响很小；而支方主圆节点腹杆的纵向板受力则远大于横向板，腹杆纵向板对其承载力的影响不可忽略。由此分析，可以预测纵向板的相对尺寸 η 是影响两种截面形式节点承载力差异的重要参数，两种截面形式节点承载力差异随着 η 的增加而越发显著。

事实上，由于试验条件的限制，试验及数值模拟过程中并未排除腹杆受力后弦杆弯曲对承载力结果带来的影响。文献[6]对每个试件在不同边界条件下的有限元分析结果进行了对比，发现弦杆弯曲

效应的影响并不可忽略，并由此指出，如何消除弦杆弯曲的影响是一个亟待解决的问题。

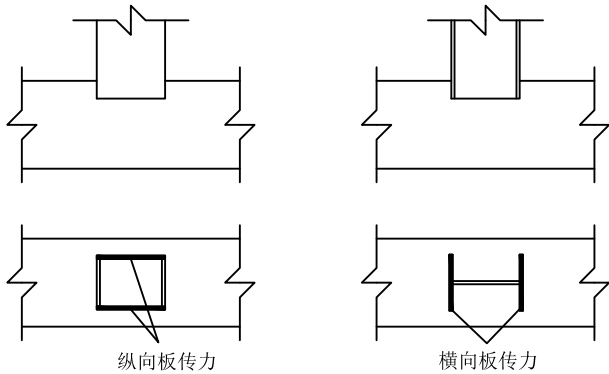


图 4 传力机理

Fig.4 Load transferring mechanism

2 T 型节点消除弦杆弯曲破坏模式的研究模型

对于一般的 T 型钢管节点腹杆轴压(拉)试验，不同的弦杆边界条件或不同的弦杆长度将导致不同的承载力结果，这是由于弦杆受到较大的弯矩，节点的破坏模式往往体现为弦杆节点域塑性破坏和弦杆弯曲破坏的耦合，因此，节点承载力很大程度上受到了弦杆弯曲效应的影响。当 γ 较小、 α 较大(即弦杆管壁较厚、杆件较长)时，弦杆弯曲破坏成分所占的比重较大，节点承载力所受弦杆弯曲效应的影响较显著。图 5 展示了当弦杆端部采用普通“铰接”支座时参数 α 对“支方主圆”T 形节点承载力的影响，可以看出当 α 增大时，节点承载力持续下降，节点破坏模式逐渐转化为杆件破坏，很难判断反映节点自身性能的“真实”承载力。

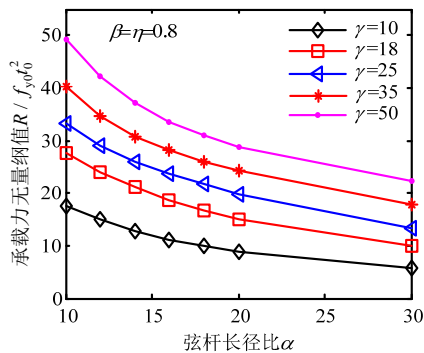


图 5 参数 α 对支方主圆 T 形节点轴压承载力的影响 (普通铰接模型)

Fig.5 Influence of parameter α on strength of RHS-CHS T-joints under axial compression (with ordinary pin-supported loading condition)

由于 T 钢管节点试验中，规避不了弦杆弯曲作用，因而边界条件、弦杆长度都会影响承载力评估，为了剔除弦杆弯曲引起的“误导”，作者在有限元分析中提出一种新的 T 形管节点承载力计算方法(称为“弦杆约束法”)^[7]，以期获得单纯反映节点自身性能的“真实”承载力。

“弦杆约束法”是将弦杆侧壁中心线的竖向(同腹杆轴线方向)位移约束住(图 6)，弦杆端部截面设为刚体，仅一端约束水平变形，释放转动、轴向、竖向约束。此方法认为弦杆侧壁中心线的位置可以代表弦杆轴线的竖向位置，约束住弦杆侧壁中心线的竖向位移即可约束住弦杆轴线的位移，进而消除了弦杆的整体弯曲，达到分离弦杆节点域塑性破坏和弦杆弯曲破坏模式的目的。

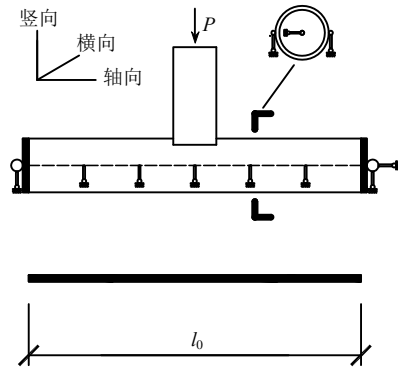


图 6 弦杆约束法

Fig.6 Chord Constraint Method

图 7 的数值计算结果，显示了用“弦杆约束法”的“支方主圆”T 形节点承载力与参数 α 的关系。可以看出，当 α 较小时，节点域受到弦杆边界约束的效应较大，因而承载力也较大，当 α 逐渐增大时，弦杆边界约束的效应逐渐消失，与此同时节点并不会受到弦杆弯曲效应的影响，因而承载力将趋于节点的“真实”承载力。研究表明，只要满足 $\alpha \geq 16$ (当 $\gamma \leq 25$ 时)或 $\alpha \geq 20$ (当 $25 < \gamma \leq 50$ 时)的条件，就能得到 T 形管节点的“真实”承载力。

实际的 T 形节点承载力研究中，一些学者直接选取大于某一临界长径比 α_{cr} 的 α 值作为节点试件的弦杆长径比(如 $\alpha = 13.5 > \alpha_{cr} = 8.0$ ^[8])，或者直接选取长径比很大的钢管作为弦杆(如 $\alpha = 20.8$ ^[9]、 $\alpha = 20$ ^[10])，以此来减小节点边界条件带来的影响，虽然这种做法在试验中很容易实现，但是它会增加弦杆弯矩的影响，弦杆长径比越大，弦杆弯矩的对节点承载力的削弱作用越剧烈(如图 5 所示)，使得承载力结果更加令人难以评估。

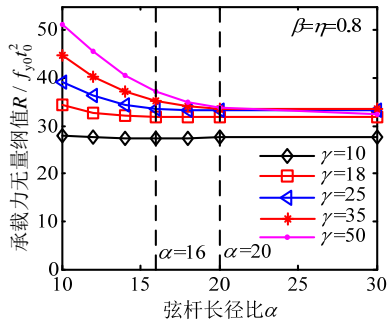


图 7 参数 α 对支方主圆 T 形节点轴压承载力的影响 (弦杆约束法模型)^[7]

Fig.7 Influence of parameter α on strength of RHS-CHS T-joints under axial compression (with "Chord Constraint Method")

“弦杆约束法”的优势在于:

1) 分离了“弦杆杆件弯曲破坏模式”和“节点域塑性破坏模式”，可以独立地研究“节点域塑性破坏”这种单纯的节点破坏模式。

2) 可以分别计算单纯反映节点自身性能的“真实”承载力，以及考察弦杆应力影响系数(由弦杆中应力引起的对节点真实承载力的折减系数)。对于实际节点，节点弦杆的弯曲效应对承载力的影响将在弦杆应力影响系数中体现。这是现今各种规范所采用的形式，如 CIDECT 指南中节点承载力公式由强度因子 Q_u (反映节点几何尺寸影响，对应节点的“真实”承载力)及弦杆应力影响系数 Q_f (反映弦杆在节点域处轴向应力及弯曲应力的影响)构成。

之前 van der Vegte 等^[11-13]提出过利用弦杆端部施加平衡弯矩来分离弦杆弯曲破坏模式的方法，称为“补偿弯矩法”(如图 8 所示，其中补偿弯矩为 $\frac{1}{4}P(l_0 - h)$)，即在施加腹杆轴向荷载的同时，在弦杆两端同时等比例加载对应的补偿弯矩 M ，使得节点域弯矩近似为 0。图 9 展示了“补偿弯矩法”和“弦杆约束法”的对比结果(其中纵坐标表示同一尺寸节点用两种方法得到的节点承载力的比值，横坐标表示用“补偿弯矩法”计算时补偿弯矩 M 与弦杆塑性弯矩 M_{pl} 的比值，节点的尺寸参数范围在图中标记)。研究表明，当补偿弯矩不足以使得弦杆端部塑性破坏时，“补偿弯矩法”和“弦杆约束法”可以获得一致的结论(图 9 中补偿弯矩 M 与弦杆塑性弯矩 M_{pl} 之比不超过 1 的范围)；补偿弯矩较大时，会引起弦杆端部塑性破坏，此时仅“弦杆约束法”能正确地反映节点破坏模式，因其避免了弦杆端部提前破坏的问题。另外，“补偿弯矩法”仅适用于

力控制的加载，而“弦杆约束”法可适用于力控制和位移控制两种加载方式。因此，“弦杆约束”法比“补偿弯矩法”更加实用方便。

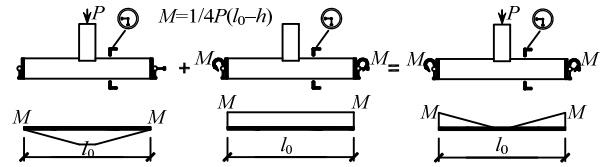


图 8 补偿弯矩法

Fig.8 Compensating Moment Method

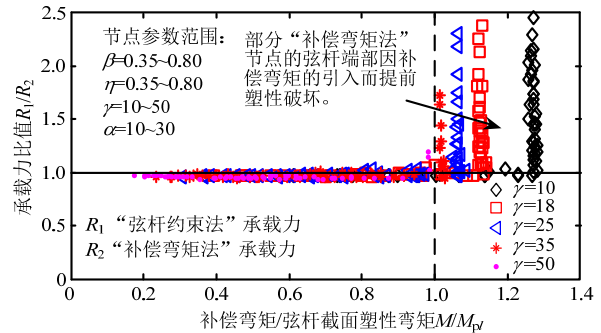


图 9 由“弦杆约束法”与“补偿弯矩法”所得的支方主圆 T 形节点轴压承载力对比图^[7]

Fig.9 Comparison between numerical results of "Chord Constraint Method" and "Compensating Moment Method" for RHS-CHS T-joints under axial compression

3 参数分析

3.1 模型参数的选取

本文的有限元模型皆采用“弦杆约束法”建立。支方主圆 T 形节点承载力很大程度上受到杆件相对尺寸的影响，其中参数 β 和 η 的影响尤为明显，节点承载力随着参数 β 和 η 的提高而提高；另一方面，管节点的无量纲化承载力值 $(R / f_{y0}t_0^2)$ 将随着弦杆径厚比参数 γ 增大而略有增加。

本文中参数 β 、 η 及 γ 以一定的范围变化，其余参数选为特定值(见表 2)。为了使模型结算结果能够反映节点的“真实”承载力，节点试件的弦杆长度取值是项关键内容，根据文献^[7]结论，当 $\gamma=10$ 、 $\gamma=17$ 、 $\gamma=25$ 时，将弦杆长度取为 $16d_0$ ，当 $\gamma=50$ 时，将弦杆长度取为 $20d_0$ 。此时利用弦杆约束法建立的节点模型，便能够计算获得 T 形节点的“真实”承载力。腹杆壁厚 t_1 主要影响的是腹杆杆件承载力，对节点承载力的影响可以忽略，因而模型中取腹杆壁厚 t_1 等于弦杆壁厚 t_0 。每种尺寸参数下分别建立了支方主圆、支 H 主圆 2 种 T 型管节点，共 $8 \times 6 \times 4 \times 2 = 384$ 个节点模型。

表2 模型参数列表

Table 2 Parameter list of models

| 节点类型 | 支方主圆 T 型节点、H 型截面腹杆-圆管 T 型节点 | | | | | | | |
|------------------|--------------------------------------------------------------------|-----|------|-----|-----|-----|-----|-----|
| β | 0.2 | 0.3 | 0.4 | 0.5 | 0.6 | 0.7 | 0.8 | 0.9 |
| η | 0.25 | 0.5 | 0.75 | 1.0 | 1.5 | 2.0 | — | — |
| γ | 10 | 17 | 25 | 50 | — | — | — | — |
| α | 当 $\gamma \leq 25$ 时, $\alpha=16$; 当 $\gamma=50$ 时, $\alpha=20$; | | | | | | | |
| d_0 | 273 mm | | | | | | | |
| t_1/t_0 | 1.0 | | | | | | | |
| f_{y0}, f_{y1} | 345 N/mm ² | | | | | | | |

3.2 有限元模型的建立

本文利用非线性有限元分析软件 ABAQUS 6.10, 采用 8 节点四边形壳单元建立节点的数值模型。腹杆端部截面各节点形成刚体约束, 荷载作用于截面中心, 采用位移加载。弦杆端部截面各节点形成刚体约束, 依照图 6 施加“铰接”约束; 根据“弦杆约束法”的要求, 对弦杆侧壁两端的侧壁中心线施加竖向位移约束。实际建模时利用节点对称性质, 仅建立 1/4 结构(支方主圆 T 形节点, 如图 10(a))或 1/2 结构(支 H 主圆 T 形节点, 如图 10(b)), 并赋予相应的对称边界条件, 以提高计算效率。

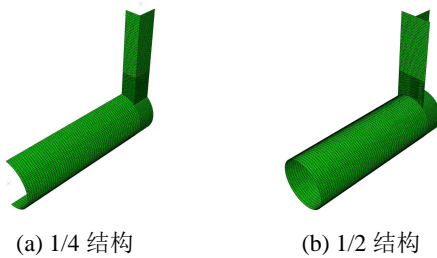


图 10 有限元模型

Fig.10 Finite element models

3.3 材料本构模型

为了使模拟结果更具一般性, 本节采用的钢材本构模型为弹性-塑性强化折线模型(如图 11), 其中屈服强度 $f_y = 345 \text{ N/mm}^2$, 极限强度 $f_u = 1.25f_y$, 弹性模量 $E = 2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$, 强化段切线模量为 $E_u = E/100$ 。

3.4 参数分析结果

将图 12 中 A、B 两点的竖向相对位移定义为节点变形值 δ , 将 $\delta = 3\%d_0$ 定义为节点的极限变形^[14], 借鉴管节点承载力确定中普遍采用的准则, 即取荷载-变形曲线上首个峰值荷载与极限变形对应的荷载较先达到者作为节点极限承载力。

分别计算了腹杆受压和受拉两种加载方式, 在不考虑腹杆受拉时节点发生断裂破坏模式的情况下, 可以从节点腹杆受拉及受压的荷载-变形曲线

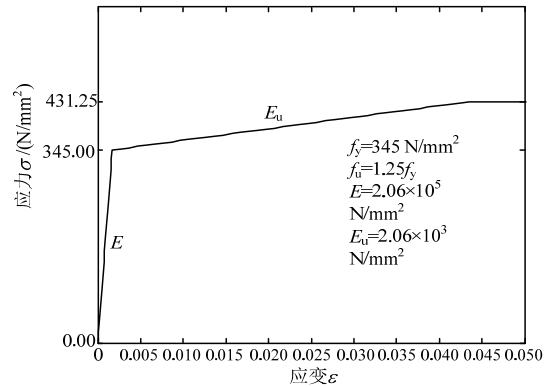


图 11 材性曲线

Fig.11 Stress-strain curve of material

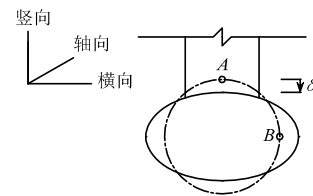


图 12 变形示意图

Fig.12 Deformation diagram

(如图 13 所示, 其中 P 为施加的荷载)中看出, 腹杆受拉时节点承载力普遍大于腹杆受压的情况。因此, 后文仅取节点腹杆受压情况下的承载力计算值作为最终的节点承载力。

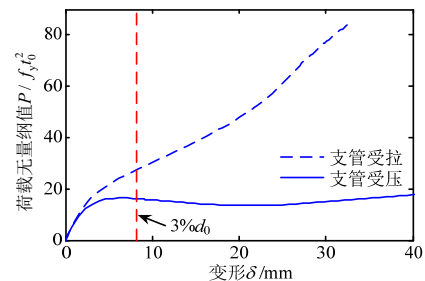
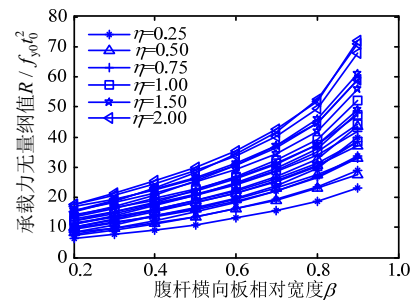


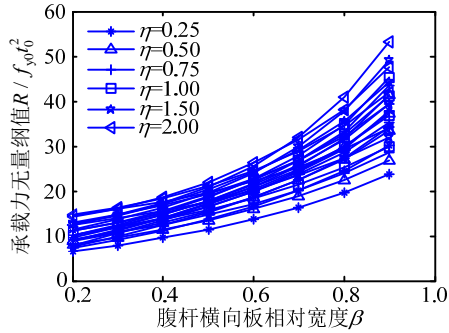
图 13 节点腹杆受拉及受压的荷载-变形曲线对比图

Fig.13 Comparison of Load-deformation curves between Joints with brace-tension force and brace-compression force

图 14 给出了所有支方主圆、支 H 主圆 T 形节点试件极限承载力 R 的计算结果。其中不同 η 值的数据点以不同的标记形状表示, 相同 η 、 γ 值的点用曲线相连。



(a) 支方主圆 T 形节点



(b) 支 H 主圆 T 形节点

图 14 有限元计算结果

Fig.14 FEM results

由图 14 可知节点无量纲化承载力值($R / f_{y0}t_0^2$)与参数 β 、 η 皆成正相关关系, 与试验和机理分析得到的规律相符。图 15 专门对相同外包尺寸下的支方主圆与支 H 主圆 T 形节点进行了对比(其中 R_R 、 R_H 分别为支方主圆及支 H 主圆 T 形节点承载力, 图像横坐标为参数 η , 纵坐标为比值 R_R / R_H , 每一个数据点都在图像中对应 η 值的位置用三角标记表示), 发现支方主圆 T 形节点承载力受参数 η 的影响更为显著: η 越大, 支方主圆节点与支 H 主圆节点的比值越大; η 很小时(如 $\eta = 0.25$), 两者承载力几乎相同。这一结果也验证了第 1 节中由试验结果得出的预测。

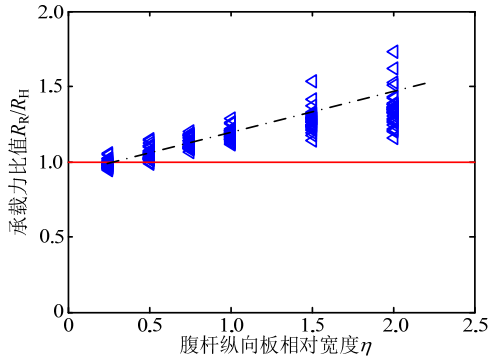


图 15 支方主圆与支 H 主圆 T 形节点承载力对比图

Fig.15 Comparison of joint strength between RHS-CHS T-joints and H-CHS T-joints

4 节点承载力公式

4.1 CIDECT 设计指南公式

对于支方主圆节点及支 H 主圆管节点, 我国规范^[1-2]还未提供其承载力计算公式。EC3 规范采用了 IIW 规范(1989)^[15]的设计建议, 并与第一版 CIDECT No.1 设计指南(1991)^[16]的公式基本一致, 而第二版 CIDECT No.1 设计指南(2008)^[4]规范采用了 IIW 规范(2008)^[5]的设计建议, 对节点承载力公式进行了更新, 因此 EC3 规范^[3]与 CIDECT No.1

设计指南(2008)^[4]的节点承载力公式有较大的差别。这几部规范的承载力公式都有如下特点: 计算支方主圆节点与支 H 主圆节点在弦杆塑性破坏模式下的承载力采用完全相同的公式形式, 且皆由纵向板—圆管节点、横向板—圆管节点的承载力公式整合而得到, 因此公式在形式上具有“规整性”, 但也同样带有较大程度的近似性。对比作者实施的支方主圆、支 H 主圆 T 形节点试验结果, CIDECT No.1 设计指南(2008)^[4]的公式近似程度稍高, 本节即以 CIDECT 公式为基础提出修正建议。

CIDECT 设计指南对支方主圆及支 H 主圆 T 型节点的弦杆塑性破坏模式的承载力计算公式如下:

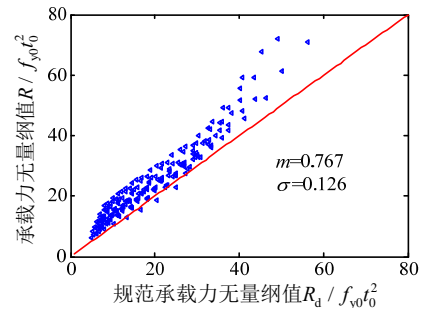
$$R_d = 2.2(1 + 6.8\beta^2)(1 + 0.4\eta)\gamma^{0.2}Q_f f_{y0}t_0^2 \quad (1)$$

其中:

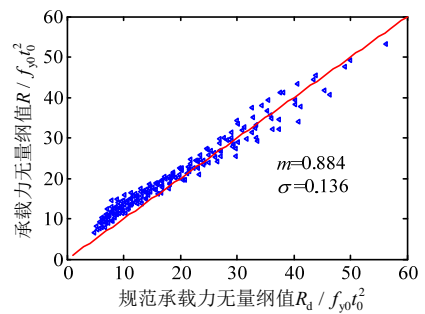
$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1}, \quad n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (2)$$

弦杆受压时, $C_1 = 0.25$; 弦杆受拉时, $C_1 = 0.20$ 。

比较有限元模型计算得到的节点极限承载力 R 与 CIDECT 指南公式计算的承载力 R_d (图 16, 其中 m 为节点承载力的公式计算值与有限元分析值之比的平均值, σ 为标准差), 可以观察到, 公式对支 H 主圆 T 形节点的承载力拟合效果较好, 而对支方主圆 T 形节点承载力的估计则较为保守, 主要原因是



(a) 支方主圆 T 形节点



(b) 支 H 主圆 T 形节点

图 16 有限元计算结果与 CIDECT 设计指南公式对比

Fig.16 Comparison between FEM results and CIDECT Design Guide

公式低估了 η 对支方主圆 T 型节点承载力的影响, 使得公式过于保守地估计了 η 较大的节点的承载力值。

4.2 建议公式

应用最小二乘法对有限元参数分析结果进行公式拟合。具体方法是: 定义平方和 s (式(3)), 求解待定参数, 使得 s 取最小极值。

$$s = \sum_{i=1}^{192} \left(1 - \frac{\hat{R}_i}{R_i} \right)^2 \quad (3)$$

其中: \hat{R}_i 为第 i 个节点的拟合公式的承载力计算值; R_i 为第 i 个节点的实际承载力。

CIDECT 公式可表示为:

$$R_d = Q_u Q_f f_{y0} t_0^2 \quad (4)$$

其中:

$$Q_u = 2.2(1 + 6.8\beta^2)(1 + 0.4\eta)\gamma^{0.2} \quad (5)$$

本文节点模型都未施加弦杆轴力, 也无弦杆弯曲引起的应力, 因此弦杆应力影响系数 $Q_f = 1$, 仅需对 Q_u 进行拟合。

如 4.1 节分析, CIDECT 公式低估了 η 对支方主圆 T 型节点承载力的影响, 因此需要重新确定关于 η 的系数, 为了尽量保持原公式“规整、简明”的特点, 将 Q_u 的目标形式确定为:

$$Q_u = c_1(1 + 6.8\beta^2)(1 + c_2\eta)\gamma^{0.2} \quad (6)$$

其中, c_1 、 c_2 为拟合待定参数, 拟合结果见表 3。

结果表明 η 的系数取 0.7 比 CIDECT 指南公式(式(5))中的 0.4 更为合适。

综合上述分析, 对于支 H 主圆 T 形节点建议仍用 CIDECT 指南的承载力公式的原有形式(式(1)), 而对于支方主圆 T 形节点则有建议公式(式(7))。

$$R = 2.2(1 + 6.8\beta^2)(1 + 0.7\eta)\gamma^{0.2} Q_f f_{y0} t_0^2 \quad (7)$$

表 3 Q_u 的拟合结果

Table 3 The fitting formula of Q_u

| Q_u 的目标形式 | Q_u 的拟合结果 | m | σ |
|------------------------------------------------|----------------------------------------------------|-------|----------|
| $c_1(1 + 6.8\beta^2)(1 + c_2\eta)\gamma^{0.2}$ | $2.346(1 + 6.8\beta^2)(1 + 0.708\eta)\gamma^{0.2}$ | 0.980 | 0.142 |

注: m 为节点承载力的拟合公式计算值与有限元值之比的平均值; σ 为标准差。

图 17 为支方主圆 T 形节点的有限元承载力结果与新建议公式值对比图, 其中 R 为有限元承载力分析结果, R_d 为本文建议公式计算值。本文建议的支方主圆 T 形节点承载力公式与 CIDECT 指南的支 H 主圆 T 形节点承载力公式的可靠程度比较接近, 它既保持了 CIDECT 指南的“规整、简明”的优点,

又反映了两种节点的承载力差异, 使得计算支方主圆 T 型节点承载力时不至过于保守。

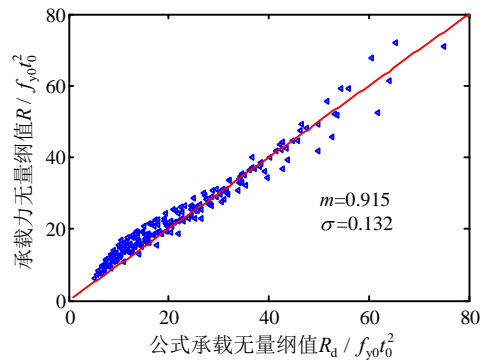


图 17 有限元计算结果与建议公式计算值对比

Fig.17 Comparison between FEM results and proposed design formulae

将本文的建议公式与文献[6]试验结果进行比较时, 考虑到弦杆实际所受弯矩的影响, 根据式(2)计算弦杆应力影响系数 Q_f ($C_1 = 0.25$) 以对节点“真实”承载力的公式计算值进行折减, 试验与建议公式对比结果见表 4。CIDECT 指南中考虑到高强钢的塑性较低使得节点承载力降低的可能性, 规定当弦杆名义屈服应力超过 355 N/mm^2 并小于 460 N/mm^2 时, 承载力公式还须乘以 0.9 的折减系数, 然而实际试验的钢材具有良好的塑性, 因此本文按照建议公式计算节点承载力时, 并未乘以系数 0.9。

表 4 试验结果与建议公式对比

Table 4 Comparison between test results and proposed design formulae

| 试件 | 几何特征 | β | η | γ | $f_{y0} / (\text{N/mm}^2)$ | $ n $ | R_t / kN | R_d / kN | R_d / R_t |
|------|--------|---------|--------|----------|----------------------------|-------|-------------------|-------------------|-------------|
| 2-3 | 支方主圆 | 0.641 | 0.806 | 18.2 | 422.5 | 0.77 | 516.2 | 383.9 | 0.744 |
| H2-3 | 支 H 主圆 | 0.641 | 0.806 | 18.2 | 422.5 | 0.67 | 451.9 | 355.2 | 0.786 |

5 结论

(1) 利用“弦杆约束法”, 对“支方主圆”及“支 H 主圆”T 形节点承载力进行了有限元数值分析, 消除了弦杆长度、边界条件等因素对节点承载力结果的误导, 获得了单纯反映节点自身性能的“真实承载力”。

(2) 与支 H 主圆 T 形节点相比, 支方主圆 T 形节点承载力较大, 受 η 的影响更为显著, 两种节点形式的承载力差异随着 η 的增大而增大。

(3) 对 CIDECT 设计指南公式提出修正建议, 建议公式保持了“规整、简明”的优点, 又反映了“支方主圆”、“支 H 主圆”T 形节点的承载力差

异,提高了支方主圆节点承载力的计算精度。

(4) 有限元计算表明将腹杆受压时的节点承载力用于腹杆受拉时的节点承载力偏于保守,需做进一步研究。

参考文献:

- [1] GB50017-2003, 钢结构设计规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2003.
GB50017-2003, Code for design of steel structures [S]. Beijing: China Planning Press, 2003. (in Chinese)
- [2] CECS 280-2010, 钢管结构技术规程[S]. 北京: 中国计划出版社, 2010.
CECS 280-2010, Technical specification for structures with steel hollow sections [S]. Beijing: China Planning Press, 2010. (in Chinese)
- [3] Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints [S]. Brussels: EN1993-1-8, European Committee for Standardization, 2005.
- [4] CIDECT Design Guide No.1, Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading [S]. 2nd ed. Dortmund: LSS Verlag, 2008.
- [5] IIW, 2008: Static design procedure for welded hollow section joints—Recommendations [S]. 3rd ed. International Institute of Welding, Commission XV, IIW Doc. XV-1281r1-08 and IIW Doc. XV-E-08-391, 2008.
- [6] 马昕煦, 陈以一. 矩形管-圆管 T 形节点轴压承载力试验研究[J]. 土木工程学报, 2014, 47(11): 29—38.
Ma Xinxu, Chen Yiyi. Experimental study of ultimate strength for axially loaded RHS-CHS T-joints [J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(11): 29—38. (in Chinese)
- [7] Ma Xinxu, Chen Yiyi. New approach for calculating the static strength of CHS-RHS T-joint excluding the effect of chord bending [C]// Raffaele L, Federico M M. 7th European Conference on Steel and Composite Structures. Naples, 2014: 333—334.
- [8] Lesani M, Bahaari M R, Shokrieh M M. Experimental investigation of FRP-strengthened tubular T-joints under axial compressive loads [J]. Construction and Building Materials, 2014, 53(2): 243—252.
- [9] Shao Yongbo, Zheng Yijie, Zhao Haicheng, Yang Dongping. Performance of tubular T-joints at elevated temperature by considering effect of chord compressive stress [J]. Thin-Walled Structures, 2016, 98(1): 533—546.
- [10] 陈成, 邵永波, 杨杰. T 型圆钢管节点抗火性能的有限元研究[J]. 工程力学, 2013, 30(1): 229—235.
Chen Cheng, Shao Yongbo, Yang Jie. Finite element analysis on fire resistance of circular tube T-joint [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(1): 229—235. (in Chinese)
- [11] van der Vegte G J. The static strength of uniplanar and multiplanar tubular T-and X-joints [D]. Doctoral Dissertation, Delft University of Technology, Delft, the Netherlands, Delft University Press, ISBN 90-407-1081-3, 1995.
- [12] van der Vegte G J, Makino Y J. Ultimate strength formulation for axially loaded CHS uniplanar T-joints [J]. International Journal of Offshore and Polar Engineering, Seoul, Korea, 2006, 16(4): 305—312.
- [13] Voth A P, Packer J A. Numerical study and design of T-type branch plate-to-circular hollow section connections [J]. Engineering Structures, 2012, 41(3): 477—489.
- [14] Lu L H, Winkel G D D, Yu Y, et al. Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints [C]// Grundy P, Holgate A, Wong B. 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, 1994: 341—347.
- [15] IIW, 1989: Design recommendations for hollow section joints - Predominantly statically loaded [S]. 2nd ed. International Institute of Welding, Commission XV, IIW Doc. XV-701-89, 1989.
- [16] CIDECT Design Guide No.1, For circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading [S]. 1st ed. Rheinland: TÜV Verlag, 1991.