

# 平面K形圆钢管搭接节点极限承载力公式研究

赵宪忠<sup>1,2</sup>, 李明<sup>1</sup>, 陈以一<sup>1,2</sup>, 闫伸<sup>1,2\*</sup>

(1. 同济大学 土木工程学院, 上海 200092;  
2. 同济大学 土木工程防灾减灾全国重点实验室, 上海 200092)

**摘要:** 本文首先回顾了国内外不同规范与研究中平面K形圆钢管搭接节点承载力公式及理论模型, 阐述了现有计算公式存在的问题。之后通过有限元参数分析, 研究了不同几何形状下节点的破坏模式及其分布规律, 比较和分析了节点几何参数、支管搭接顺序和隐蔽部分焊接与否对节点承载力的影响, 并基于此给出了节点构造的建议。根据节点效率的概念, 通过将节点承载力除以支管截面屈服承载力对节点承载力进行无量纲化, 构造出形式简洁、物理意义明确的公式形式, 并采用回归分析确定了节点效率系数。通过将多组试验数据与有限元分析结果进行比较, 验证了该公式具有较高的精度和可靠性, 并且在支管不对称的情况下也具有较好的适用性。该承载力公式已被现行《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)所采纳。

**关键词:** K形圆钢管搭接节点; 极限承载力; 破坏模式; 有限元分析; 参数分析; 节点效率系数

中图分类号: TU391

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2025)12-0020-10

DOI: 10.13969/j.jzgjgz.20240626001

## Research on Ultimate Capacity Formula for Planar Overlapped CHS K-joints

ZHAO Xianzhong<sup>1,2</sup>, LI Ming<sup>1</sup>, CHEN Yiyi<sup>1,2</sup>, YAN Shen<sup>1,2\*</sup>

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

\*Corresponding author: s.yan@tongji.edu.cn

**Abstract:** This paper introduces the evolution of ultimate capacity equations for overlapped CHS K-joint and reveals the shortcomings of existing equations. A finite element parametric analysis was conducted to study the failure modes of overlapped joints with various geometric configuration. The effects of different parameters, including joint geometric dimension, brace overlapping sequence and the presence or absence of hidden weld, on ultimate capacity were compared and analyzed, based on which the detailing suggestions on joints were proposed. Through the joint efficiency concept, the joint capacity was nondimensionalized by dividing by the brace section yielding strength, resulting in a simplified and rational capacity formula. The joint efficiency factor was determined by multiple regression analysis. Compared with several sets of experimental and numerical results, the precision and reliability of the proposed formula were proved, and meanwhile the formula can be also applicable to unsymmetrical joints. The capacity equation has been adopted in current standards for design of steel structures.

收稿日期: 2024-06-26

基金项目: 《钢结构设计规范》国家标准修订专项基金

作者简介:

赵宪忠(1972—), 男, 博士, 教授, 主要从事钢结构节点、钢结构连续性倒塌和智能设计方面的研究。E-mail: x.zhao@tongji.edu.cn。

李明(1988—), 男, 硕士, 工程师, 主要从事钢管结构方面的研究。

通信作者:

闫伸(1985—), 男, 博士, 副教授, 主要从事钢材本构与断裂、钢结构节点、钢结构连续性倒塌方面的研究。E-mail: s.yan@tongji.edu.cn。

**Keywords:** overlapped CHS K-joint; ultimate capacity; failure mode; finite element analysis; parametric analysis; joint efficiency factor

平面K形圆管搭接节点(图1)是钢管结构中一种常见的节点形式。部分支管轴力可直接通过搭接支管间的搭接焊缝传递,使得主管连接面所受作用力相对减小,同时支管搭接部位的约束也增大了主管表面局部刚度,因而搭接节点相较一般的间隙节点,其承载力具有不同程度的提升。此外,不同于主管壁塑性破坏作为主要破坏模式的K形间隙节点,搭接节点最常发生支管局部屈曲破坏或者支管局部屈曲与主管表面塑性破坏的联合破坏模式,其传力机制和破坏机理与间隙节点有着显著区别。

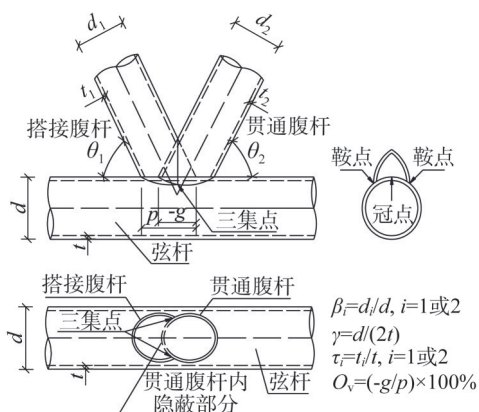


图1 平面K形圆钢管搭接节点

Fig. 1 Planar overlapped CHS K-joint

我国前版《钢结构设计规范》(GB 50017—2003)<sup>[1]</sup>基于TOGO<sup>[2]</sup>提出的环模型,采用半理论半经验公式来预测平面K形圆钢管节点的极限承载力,而不考虑支管搭接对于节点承载力的有利影响。环模型假设的主管管壁发生塑性破坏而导致节点失效,实际上并不能反映搭接节点的破坏机理。并且该公式形式复杂,相较于搭接节点的实际承载力而言,计算结果严重偏于保守。因此,设计搭接节点的理论基础和承载力预测公式都需要重新考虑。

基于上述情况,本文首先介绍和评价了现有K形圆管搭接节点承载力公式的优缺点。然后通过有限元参数分析,研究了几何参数、支管搭接顺序以及隐蔽部分焊接与否对节点承载力的影响。最后基于节点效率的概念提出新的K形圆管搭接节点承载力公式,并验证了公式的可靠性和适用性。该公式已被现行《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)所采纳。

## 1 现有K形圆管搭接节点承载力公式

近几十年来,各国学者给出了几种不同形式的平面K形圆管搭接节点承载力设计公式,其中部分为各国规

范所采用,用于实际的工程设计。

最早以KUROBANE等<sup>[3]</sup>为代表的学者通过对试验数据的回归分析,提出了基于环模型的K形圆管节点的半理论半经验公式。欧洲规范<sup>[4]</sup>、我国前版《钢结构设计规范》(GB 50017—2003)<sup>[1]</sup>和《钢管结构技术规程》(CECS 280—2010)<sup>[5]</sup>都基于环模型的公式形式进行回归分析,得到K形节点承载力设计公式。环模型基于节点失效时主管壁塑性破坏模式,通过塑性铰线法得到节点承载力公式。然而实际上,K形搭接节点的支管内力通过支管间搭接焊缝和支主管连接焊缝共同传递,支管局部屈曲破坏为其主要破坏模式,节点很少表现为单纯的主管管壁塑性破坏<sup>[6-7]</sup>。因此从破坏机理上讲,环模型公式不适用于搭接节点。

欧洲规范<sup>[4]</sup>对KUROBANE等<sup>[3]</sup>提出的公式做了简化,给出了同时适用于间隙节点和搭接节点的承载力公式。公式中参数 $g$ 为两支管冠点间距离,如图1所示,对于间隙节点 $g$ 取间隙值,对于搭接节点则取搭接长度 $\times (-1)$ ,从而实现了这两类节点承载力公式表达的连续性。然而值得注意的是,从间隙节点到搭接节点,支管轴力的传递机制发生了突变,因此采用一个承载力连续变化的公式并不合理;同时为防止节点搭接处过早开裂,国内外规范均规定搭接节点搭接率 $O_v$ (定义如图1所示)需不小于25%,因而公式在 $g=0\sim 0.25p$ 之间的连续并没有实际意义。此外由于支管局部屈曲为搭接节点的主要破坏模式,支管壁厚对节点承载力有着显著的影响,但该公式并未将支主管壁厚比 $\tau_i$ 纳入考量。通过比较,欧洲规范<sup>[4]</sup>公式对于K形搭接节点承载力的计算结果偏于保守。

我国前版钢结构规范借鉴了欧洲规范,对K形圆管间隙节点和搭接节点也采用统一的承载力公式。对搭接节点则简单地取间隙值为0,未考虑支管搭接对承载力的提高作用,计算结果严重偏于保守,也同样未考虑 $\tau_i$ 对承载力的影响。我国《钢管结构技术规程》(CECS 280—2010)<sup>[5]</sup>采用ZHAO等<sup>[7]</sup>和陈誉等<sup>[8]</sup>提出的公式,在GB 50017—2003<sup>[1]</sup>公式基础上乘以搭接修正系数 $\phi_o$ ,提高了K形搭接节点承载力的计算精度。但是回归公式中将 $\phi_o$ 表示为节点几何参数的幂函数连乘,形式较复杂,物理意义不明确。

2007年,WARDENIER<sup>[9]</sup>在方管K形搭接节点承载力公式的基础上,基于有效宽度设计方法,经过简单转换得到了支管为圆管的K形搭接节点的承载力公式。该公式易于理解,实现了圆管与方管节点设计方法的统一,经验证该公式具有足够的精度,已被新版IIW规范<sup>[10]</sup>所采纳。公式共包含三种验算,其中支管有效宽度验算反映

了搭接节点支管局部屈曲的破坏模式。但此公式有以下几点不足之处:(1)有效宽度法中支管由方管向圆管的等效仅基于截面面积的转换,既无实际的物理含义也无法反应圆管真实的有效宽度;(2)计算过程较复杂,需分别计算搭接支管在被搭接支管上的有效宽度和在主管上的有效宽度;(3)未考虑搭接率 $O_v$ 对有效宽度的影响,而下文的研究表明,在 $\tau=1.0$ 的某些参数组合下,搭接率增大对节点承载力有明显的提高作用。

除了规范所采纳的环模型公式和有效宽度公式以外,文献[11]和文献[12]也给出了一些具有代表性的公式。GAZZOLA等<sup>[11]</sup>对K形圆管搭接节点进行了广泛的有限元参数分析,通过直接设定公式形式进行多元回归分析,得到承载力计算公式,该公式能全面反映几何参数、材料参数、支管搭接顺序和隐蔽部分焊接与否对承载力的影响。公式精度较高,但形式较复杂,且缺乏理论基础,物理意义不明确,不便于用于工程设计。KUROBANE<sup>[12]</sup>提出节点主管壁塑性破坏影响了搭接支管间的内力重分布,因而主管表面塑性破坏承载力对支管局部屈曲承载力存在影响,并分别给出了主管壁塑性破坏与支管局部屈曲破坏的强度计算公式;其中支管局部屈曲公式同时考虑了主管壁塑性破坏强度和支管局部屈曲系数的影响,具有一定的物理意义和足够的精度,但包含两个公式,形式复杂,应用较为不便。

综上所述,现有的各种K形圆管搭接节点承载力公式中,缺少一个形式简洁、物理意义较明确、能直观地反映各参数影响,同时又具有足够精度的公式。

## 2 有限元参数分析

### 2.1 有限元分析模型

为了研究各参数对节点承载力的影响,并建立较为可靠的承载力数据库,首先对K形圆管搭接节点进行有限元参数分析。采用通用有限元软件ABAQUS中的壳单元进行建模和分析,单元类型采用S4R模拟。在节点模型的主支管相连接的区域附近,对主管表面与支管端部进行网格加密。主管建立在同一个部件中,在它们之间的交界线上网格连续(即共用单元结点自由度)以模拟焊接连接;对于隐蔽部分不焊接的节点,隐蔽区域贯通支管端部不与主管相交,并设置两者之间的接触关系保证贯通支管受压时不侵入主管但在受拉时可以与主管分离,以模拟隐蔽部分不焊接时的真实受力情况。

在进行参数分析前,首先选取文献[13]和文献[14]中的试验数据对有限元模型进行验证。如图2和图3所示,该模型分析得到的节点破坏模式、荷载-位移曲线和节点承载力与试验结果吻合较好,可用于后续的参数分析。

为深入研究K形圆管搭接节点承载力公式,有限元

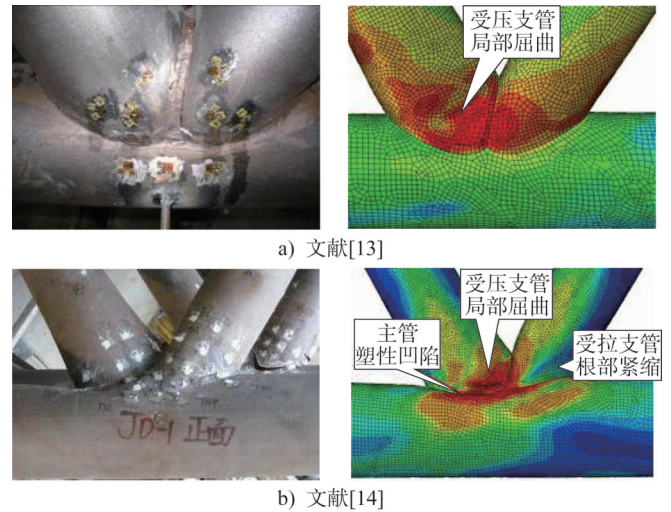


图2 试验与有限元破坏模式的对比

Fig. 2 Comparison of failure modes between test and finite element analysis

参数分析涉及的节点参数包括:支管与主管轴线的夹角 $\theta$ 、支管-主管管径比 $\beta$ 、主管半径壁厚比 $\gamma$ 、支管-主管壁厚比 $\tau$ 、搭接率 $O_v$ ,以及支管搭接顺序、隐蔽部分焊接与否。参数取值涵盖一般工程常见取值范围,详见表1。

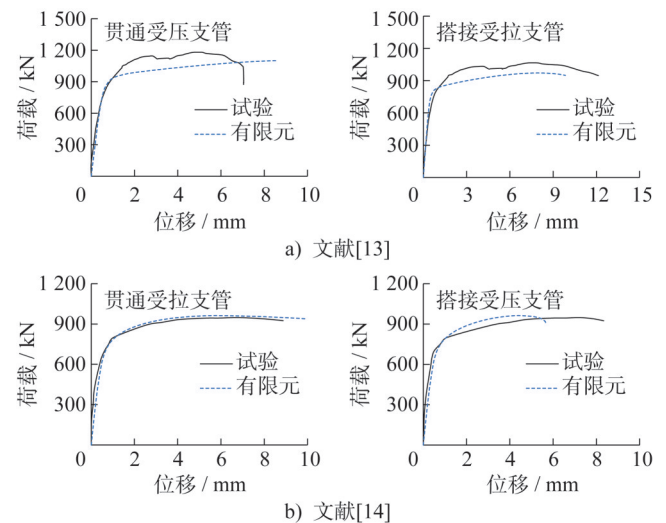


图3 试验与有限元荷载-位移曲线的对比

Fig. 3 Comparison of load-displacement curves between test and finite element analysis

有限元模型中主管直径统一取为300 mm,主管一端为固定支座,一端为仅可沿轴向平动的滑动支座,并设定为主管固定端受压;支管端部为仅可沿轴向平动的滑动支座。根据文献[15],为忽略主支管端部约束对于节点域承载力的影响,主管长度取为7倍主管直径,支管长度取为从冠点向外3倍支管直径。节点杆件几何布置、加载方式及边界条件如图4所示。

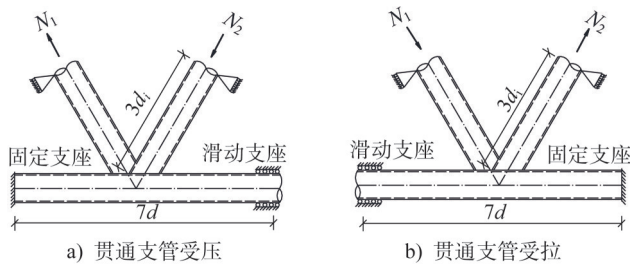


图4 搭接节点的边界条件和加载方式

Fig. 4 Boundary conditions and loading methods of overlapped joint

主管钢材本构模型均采用双折线模型,其中弹性模量  $E$  取为  $2.06 \times 10^5$  MPa,屈服强度为 345 MPa,抗拉强度为 450 MPa,强化刚度取为  $0.005E=1\ 030$  MPa,钢材达到抗拉强度后进入理想塑性。

按照搭接顺序和隐蔽部分焊接情况的不同组合,可将K形圆管搭接节点的构造类型分为CW、TW、CN、TN四类。其中C表示贯通支管受压、T表示贯通支管受拉;W表示隐蔽部分焊接、N表示隐蔽部分不焊接。对CW型节点, $\theta$ 取  $30^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $60^\circ$ 三种情况进行分析;对TW、CN、TN型节点, $\theta$ 只取  $60^\circ$ 。由于我国钢结构规范限定  $d_i/t_i \leq 60$ ,因此从节点参数的组合中将不满足要求的  $\beta$ 、 $\gamma$  和  $\tau$  的组合剔除。最终分析的有限元节点模型共 540 个,其中CW型共 270 个,TW、CN、TN型各 90 个。

表1 有限元分析的节点参数

Table 1 Parameters of joint in finite element analysis

| $\beta$ | $\gamma$ | $\tau$ | $O_v$ | $\theta$   | 贯通支管  | 隐蔽部分  |
|---------|----------|--------|-------|------------|-------|-------|
| 0.3     | 10       | 0.4    | 25%   | $30^\circ$ |       |       |
| 0.5     | 20       | 0.7    | 50%   | $45^\circ$ | 受压(C) | 焊(W)  |
| 0.7     | 30       | 1.0    | 75%   | $60^\circ$ | 受拉(T) | 不焊(N) |
| 0.9     |          |        |       |            |       |       |

## 2.2 节点破坏模式及其分布规律

有限元分析的结果显示,K形搭接节点主要发生以下三种破坏模式:支管/主管杆件破坏(记为BMF/CMF);支管局部屈曲破坏(记为BLB);支管局部屈曲与主管管壁塑性联合破坏(记为BLB & CP)。具体的破坏模式如图5所示。

以  $\theta=60^\circ$  的 90 个 CW 型节点的破坏模式为例,其破坏模式的分布规律如下:

(1) BMF 模式:所占比例为 13/90,主要分布在  $\gamma$  很小(10)、 $\beta$  较小(0.3,0.5)、 $\tau$  较小(0.4,0.7)的情况下,即主管为厚壁而支管直径小且为薄壁的节点中。该类节点主管表面的支撑作用较强,主管壁不易发生塑性破坏,而支管的截面积小,因而支管杆件全截面达到屈服而破坏。

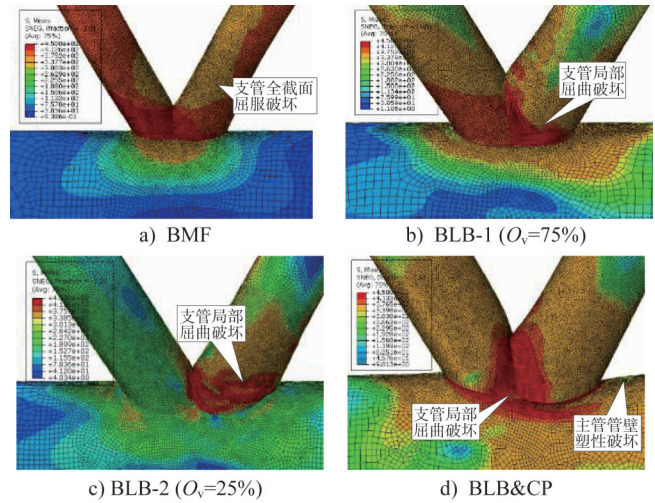


图5 节点破坏模式(单位:MPa)

Fig. 5 Joint failure modes (unit: MPa)

从结果上看, $O_v$ 较小时更易发生BMF模式破坏。

(2) BLB破坏模式:所占比例为 28/90,主要分布在  $O_v=75\%$  的大部分节点和  $O_v < 75\%$  且  $\tau=0.4$  的大部分节点中,其原因为搭接率较大时,两支管搭接处刚度较大,大部分支管轴力不经过主管壁而直接通过支管搭接部分传递,故破坏发生在支管而非主管上;而当  $\tau$  较小时,支管相对主管较为薄弱,搭接支管因被搭接支管和主管连接处的刚度分布不均匀而容易发生局部屈曲。

(3) BLB&CP破坏模式:该破坏模式最为普遍,所占比例为 49/90,主要集中在  $O_v$  不大、 $\tau$  较大的情况;此时支管荷载同时从支管搭接部分和主管表面传递,因而均发生破坏。

## 2.3 各参数对承载力的影响

对于有限元分析结果,采用如下破坏准则中最先发生的情况来确定节点极限承载力:(1) 支管荷载-位移曲线达到峰值;(2) 根据LU等<sup>[16]</sup>提出的变形准则,受压支管的标定点  $P_b$  (定义为由支管冠点外伸一倍支管直径的位置)的轴向变形达到主管直径的 3% ( $0.03d$ );(3) 支管或主管达到全截面屈服。

由于搭接节点较少发生单纯的主管壁塑性破坏,为确定搭接节点承载力公式的基本形式,将有限元分析得到的节点承载力除以支管全截面屈服荷载  $A_b f_{yb}$  作为K形搭接节点的无量纲承载力,称为节点效率系数,后续的研究将以节点效率系数作为参数分析和公式回归的因变量。

### 2.3.1 主管夹角 $\theta$ 对节点效率的影响

剔除发生杆件破坏(BMF/CMF)的数据后,分别将  $\theta=45^\circ$  和  $\theta=30^\circ$  的CW型节点承载力与  $\theta=60^\circ$  且其他参数相同的CW型节点进行比较,如图6所示。

结果表明,其他参数相同时,随着  $\theta$  的减小,多数节

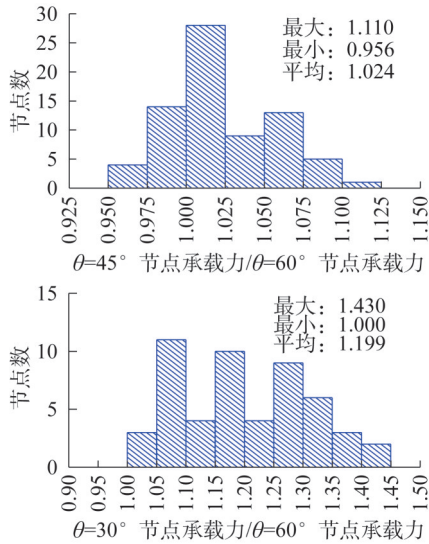


图6 不同θ的节点承载力比较

Fig. 6 Comparison of bearing capacity of joints with different θ values

点的承载力(节点效率)有所提高。如图6所示,θ=45°与θ=60°的节点相比,承载力提高幅度平均值为2.4%,最大值为11%;θ=30°与θ=60°的节点相比,提高幅度平均值为19.9%,最大值为43%。若按照间隙节点计算公式,将承载力公式中的θ项取作1/sinθ,则θ=45°与θ=60°的节点相比,承载力提高幅度为22.5%;θ=30°与θ=60°的节点相比,承载力提高幅度为73.2%。由此可见,搭接节点中主支管夹角θ对节点承载力的影响远小于间隙节点承载力公式中采用的1/sinθ函数对节点承载力的影响。

考虑到实际工程中θ<45°或θ>60°的K形搭接节点应用相对较少,在建立K形搭接节点承载力公式时,仅以θ=60°节点的承载力数据作为公式拟合的基础,而不考虑θ的影响,在简化承载力计算公式的同时,承载力计算

略偏保守,但又不失经济性。

### 2.3.2 节点几何尺寸(β、γ、τ、O<sub>v</sub>)对节点效率的影响

提取θ=60°的CW型节点的有限元结果,绘制节点效率随无量纲几何参数β、γ、τ、O<sub>v</sub>的变化趋势图(图7~图10)。其余三类节点(TW、CN、TN)受几何参数的影响规律与CW型节点基本一致,在此不再重复给出。从图中可以看出:

(1) 节点效率随着支主管直径比β的增大而降低,原因在于:当其他参数不变时,β越大则支管径厚比越大,截面更薄弱,且因为支管搭接,支管截面的刚度分布不均匀,支管更容易发生局部屈曲破坏。因此,当O<sub>v</sub>=25%时,β对节点效率的影响较小;O<sub>v</sub>越大,节点效率随β的降低幅度越大。

(2) 节点效率随着主管径厚比γ的增大而降低,原因在于:当其他参数一定时,γ越大,主管和支管截面更薄弱,主管塑性破坏和支管局部屈曲都更容易发生。同时,γ对节点效率的影响趋势和影响程度受其他几何参数的影响较小。

(3) 支主管壁厚比τ对节点效率的影响与O<sub>v</sub>、γ有关。当τ由0.4增大到0.7时,对于γ≤10的节点,节点效率大多有所提高。其余情况下,节点效率均随τ的增大而降低,且O<sub>v</sub>越大,降低幅度越小;当O<sub>v</sub>=75%时,τ对节点效率的影响很小。这是由于支管屈曲破坏的发生同时与支管壁厚和沿截面刚度分布有关,因而受τ/γ和O<sub>v</sub>共同控制。

(4) O<sub>v</sub>对节点效率的影响与τ、β有关。当τ=0.4时,随着O<sub>v</sub>的增大,节点效率略有降低;当τ=0.7时,随着O<sub>v</sub>的增大,节点效率的变化趋势不一,大体而言,β较小时,节点效率为增长趋势,β较大时则相反;当τ=1.0时,节点效率基本上随O<sub>v</sub>的增大而增大,且β越大,增长幅度越小。

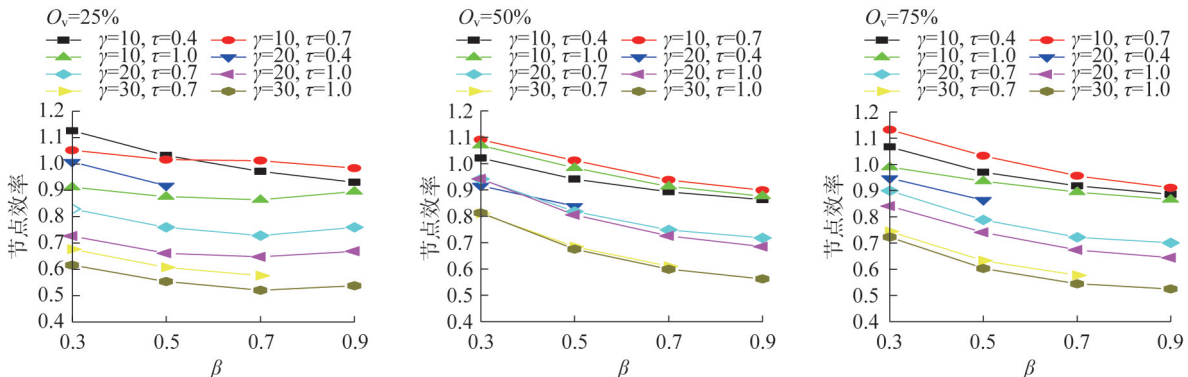


图7 β对节点效率的影响

Fig. 7 Effect of β on joint efficiency

### 2.3.3 节点构造(搭接顺序和隐蔽部分焊接与否)的影响

取θ=60°,几何参数相同的CW、TW、CN、TN四类

节点之间的承载力比值见图11~图12。在节点承载力方面,各类构造总体上TW型优于CW型优于CN型优于

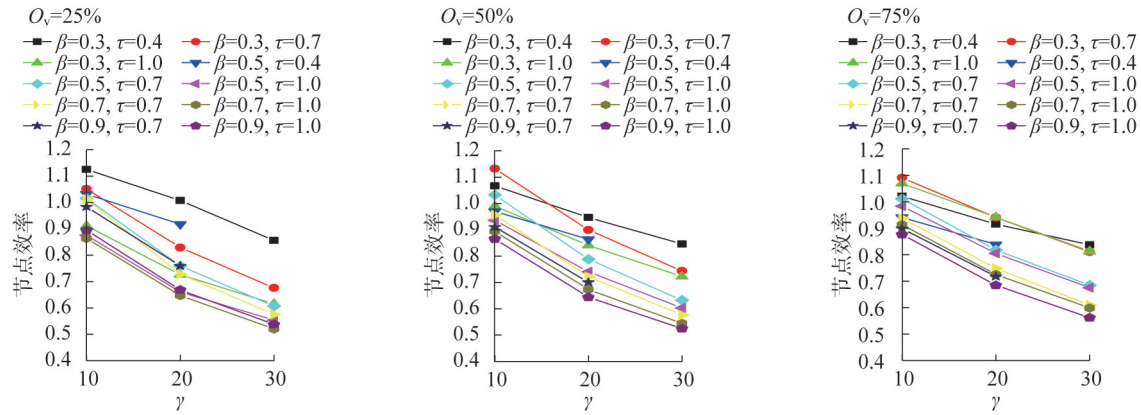


图 8  $\gamma$  对节点效率的影响

Fig. 8 Effect of  $\gamma$  on joint efficiency

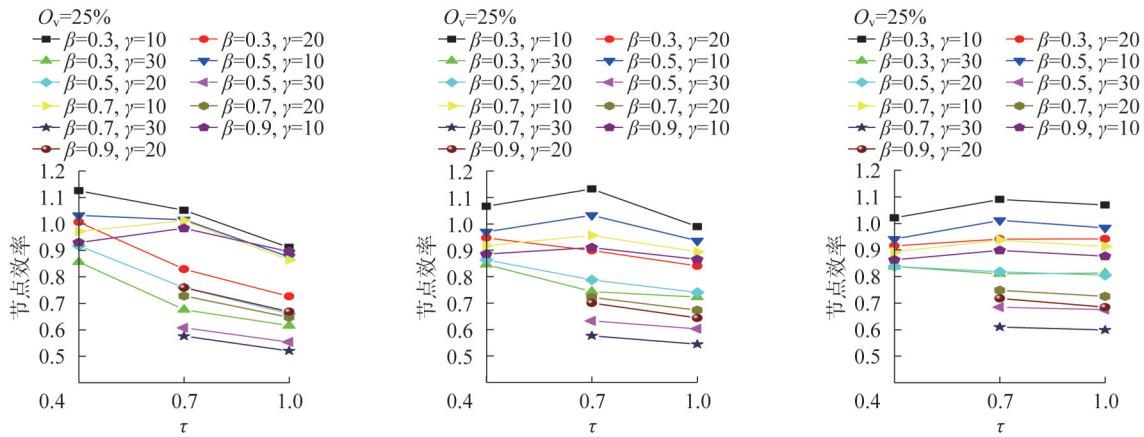


图 9  $\tau$  对节点效率的影响

Fig. 9 Effect of  $\tau$  on joint efficiency

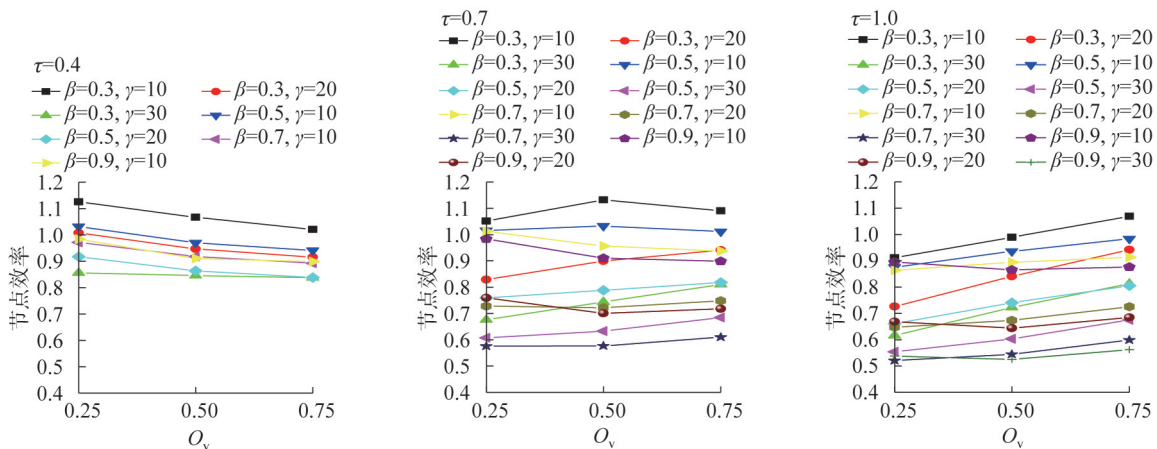


图 10  $O_v$  对节点效率的影响

Fig. 10 Effect of  $O_v$  on joint efficiency

TN 型,具体而言:

(1) 隐蔽部分均焊接的情况下, TW 型节点的承载力比 CW 型节点平均高出 6%, 贯通支管受拉更有利; 隐蔽部分均不焊接的情况下, TN 型节点的承载力比 CN 型节点承载力平均降低 4%, 说明贯通支管受压更有利。但总体来说, 支管搭接顺序对于搭接节点承载力的影响较小。

(2) 贯通支管均受压时, CN 型节点的承载力比 CW 型节点承载力平均降低 4%, 最大降低 11%, 说明隐蔽部分不焊接会造成节点承载力的略微降低。然而在贯通支管受拉时, 这种降低幅度将更为显著, 表现为 TN 型节点的承载力比 TW 型节点承载力平均降低 13%, 最大降低 30%。

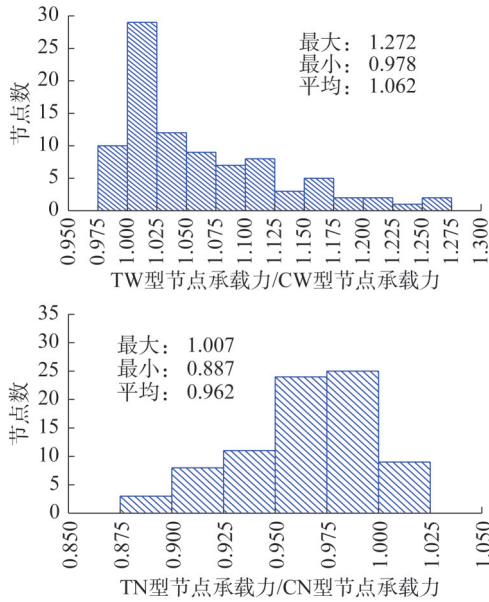


图 11 不同搭接顺序的节点承载力比较( $\theta=60^\circ$ )

Fig. 11 Comparison of bearing capacity of joints with different overlapping sequences ( $\theta=60^\circ$ )

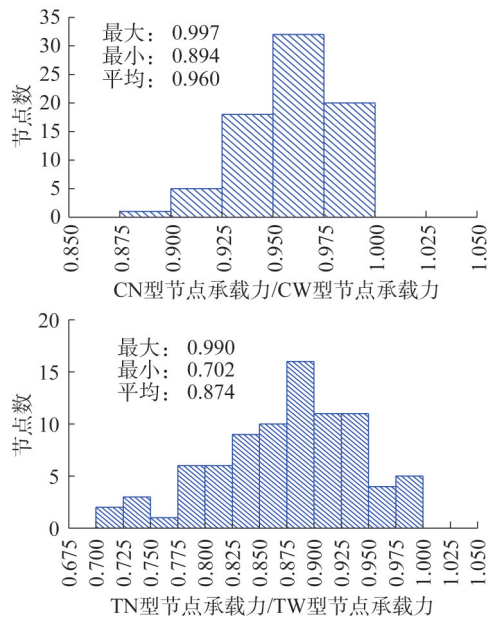


图 12 隐蔽部分焊与不焊的节点承载力比较( $\theta=60^\circ$ )

Fig. 12 Comparison of bearing capacity between welded and unwelded joints in concealed parts ( $\theta=60^\circ$ )

### 3 搭接节点极限承载力计算公式

#### 3.1 极限承载力计算公式

基于节点效率的概念,将K形搭接节点极限承载力的计算公式采用如下形式表达:

$$f(\beta, \gamma, \tau, O_v) = \frac{N}{A_b f_{yb}} \quad (1)$$

式中: $A_b$ 为支管截面面积; $f_{yb}$ 为支管钢材的屈服强度。根据上一节中节点承载力随几何参数变化趋势的分析,节

点效率 $f(\beta, \gamma, \tau, O_v)$ 可构造为如下形式:

$$f(\beta, \gamma, \tau, O_v) = \frac{k_1}{\beta^{O_v} \gamma \tau^{n-O_v} + k_2} + k_3 \quad (2)$$

式中: $k_1, k_2, k_3$ 为常数,且 $k_1 > 0$ 。经尝试, $n=0.8$ 时,对有限元数据的拟合效果较好。因此,K形搭接节点承载力公式形式取为:

$$\frac{N}{A_b f_{yb}} = \frac{k_1}{\lambda + k_2} + k_3 \quad (3)$$

式中: $\lambda = \beta^{O_v} \gamma \tau^{0.8-O_v}$ 。 $\lambda$ 是反映节点可能发生何种破坏模式的重要参数。根据2.2节分析可知,当 $\beta, \gamma$ 和 $\tau$ 均较小时,节点为BMF模式,此时 $\lambda$ 较小;而当 $O_v$ 较小, $\tau$ 较大时,节点为BLB&CP破坏模式,此时 $\lambda$ 较大。因此,伴随着 $\lambda$ 的增加,节点效率呈现出逐渐降低的趋势,节点依次会发生BMF、BLB和BLB&CF的破坏模式。

分别对 $\theta=60^\circ$ 时的CW、TW、CN、TN型节点的有限元数据进行回归分析,得到 $k_1, k_2, k_3$ 的最佳拟合值,代入公式(3),得到区分四种节点类型的承载力公式(3a)~(3d),以及不区分节点类型的公式(3e)。公式(3a)~(3d)具有与公式(3)相同的形式,其适用的节点类型和对应的拟合参数总结在表2中。将5个公式的节点承载力预测值与有限元结果进行比较,结果见表2。公式(3e)无需区分搭接顺序和隐蔽部分焊接与否,使用上更加方便,而精度也在可接受范围内,其承载力预测值与有限元结果比值的概率分布见图13。公式(3e)对节点效率的预测结果与 $\lambda$ 的关系如图14所示,在各个 $\lambda$ 区间,数据点都相对均匀地分布在预测曲线两侧,这也反映了公式(3e)对不同破坏模式下节点效率即承载力的预测结果较好。综合考虑节点承载力变化的规律以及公式的简洁性和设计的经济性,建议以公式(3e)作为K形圆管搭接节点新的承载力计算公式。此外在节点设计时,还应当进行主管、支管杆件截面强度的验算。

表 2 公式(3a)~(3e)的承载力预测值与有限元结果的比较( $\theta=60^\circ$ )

Table 2 Comparison of the results between formula (3a)~(3e) prediction and FEA ( $\theta=60^\circ$ )

| 公式编号 | 适用类型 | 最佳拟合的公式参数 |       |        | 公式预测值/有限元计算值 |      |
|------|------|-----------|-------|--------|--------------|------|
|      |      | $k_1$     | $k_2$ | $k_3$  | 平均值          | 离散系数 |
| (3a) | CW   | 40.55     | 27.79 | -0.205 | 1.00         | 3.5% |
| (3b) | TW   | 33.74     | 28.47 | 0.026  | 1.01         | 5.1% |
| (3c) | CN   | 32.29     | 24.23 | -0.114 | 1.01         | 4.3% |
| (3d) | TN   | 27.19     | 21.18 | -0.073 | 1.01         | 5.2% |
| (3e) | 四类   | 32.90     | 25.20 | -0.084 | 1.01         | 7.2% |

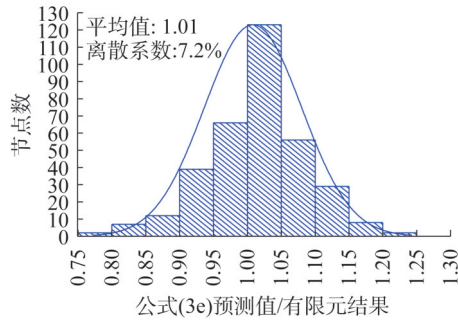


图 13 公式 (3e) 的承载力预测值与有限元结果比值的概率分布 ( $\theta=60^\circ$ )

Fig. 13 Probability distribution of the ratio between predicted bearing capacity of formula (3e) and finite element results ( $\theta=60^\circ$ )

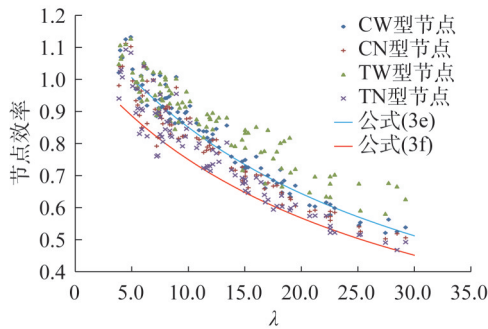


图 14  $\lambda$  不同时公式 (3e)、(3f) 预测的节点效率 ( $\theta=60^\circ$ )

Fig. 14 Joint efficiency predicted by formulas (3e) and (3f) under different  $\lambda$  ( $\theta=60^\circ$ )

$$N = \left( \frac{40.55}{\lambda + 27.79} - 0.205 \right) A_b f_{yb} \quad (3a)$$

$$N = \left( \frac{33.74}{\lambda + 28.47} + 0.026 \right) A_b f_{yb} \quad (3b)$$

$$N = \left( \frac{32.29}{\lambda + 24.23} - 0.114 \right) A_b f_{yb} \quad (3c)$$

$$N = \left( \frac{27.19}{\lambda + 21.18} - 0.073 \right) A_b f_{yb} \quad (3d)$$

$$N = \left( \frac{32.90}{\lambda + 25.20} - 0.084 \right) A_b f_{yb} \quad (3e)$$

### 3.2 具有 95% 保证率的设计公式

为方便实际设计中使用, 需要把平均值公式 (3e) 转化为具有 95% 保证率的公式 (3f)。以  $P_{FE}$  表示节点承载力有限元计算值, 以  $P_{mean}$  表示公式 (3e) 的计算值, 以  $P_{95\%}$  表示公式 (3f) 计算值。假设  $(P_{mean}/P_{FE})$  服从正态分布, 那么  $P_{95\%}/P_{mean} = 1 - 1.645\sigma(P_{FE}/P_{mean}) = 1 - 1.645 \times 0.072 = 0.882$ 。

因此, 具有 95% 保证率的承载力设计公式为:

$$N = 0.882 \times \left( \frac{32.9}{\lambda + 25.2} - 0.084 \right) A_b f_{yb} = \left( \frac{29.0}{\lambda + 25.2} - 0.074 \right) A_b f_{yb} \quad (3f)$$

公式 (3f) 对节点效率的预测值相对  $\lambda$  的变化趋势如

图 14 所示。对于四类节点, 公式 (3f) 预测值与有限元结果之比值的平均值分别为 0.823、0.871、0.910 和 0.946, 离散系数分别为 0.064、0.041、0.048 和 0.058。尽管对 TN 型节点的承载力预测结果最为激进, 但仍能给出相对合理的预测。另外, 根据 2.3.3 节的分析, 本文建议在贯通支管可能受拉的情况下支管内隐蔽部分应当施焊; 《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)<sup>[17]</sup> 中第 13.2.2 条也建议承受轴心压力的支管宜在下方 (即避免受拉支管贯通)。因此, 在实际工程中, TN 型节点是不被推荐的。总体而言, 公式 (3f) 能很好地预测 K 形圆管搭接节点效率相对参数  $\lambda$  的变化趋势, 且兼顾安全性与经济性的设计需要, 因此已被现行《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)<sup>[17]</sup> 所采用, 用于 K 形圆管搭接节点的设计。该公式中节点几何参数的适用范围为:  $0.2 \leq \beta \leq 1.0, \gamma \leq 50, d_i/t_i \leq 60, 0.2 \leq \tau \leq 1.0, \theta \geq 30^\circ, 0.25 \leq O_v \leq 1.0$ 。

公式 (3e) 和 (3f) 是基于支管对称且几何参数相同的节点的有限元结果回归得到的, 因此给出了相等的对应于受压或受拉支管的节点承载力; 当应用于支管不对称的情况时, 可将受压或受拉支管的几何参数代入公式 (3e) 或 (3f) 中分别计算节点受压或受拉承载力, 并根据支管实际受力情况 (内力比), 取某一支管率先达到其承载力时的支管内力作为最终的节点承载力。

## 4 计算公式与试验数据的比较

### 4.1 与同济大学试验数据的比较

将平均值公式 (3e) 的承载力预测值分别与同济大学陈誉等<sup>[13]</sup>、徐祥斌<sup>[14]</sup>的试验数据进行比较, 如表 3 所示。在陈誉等<sup>[13]</sup>的全部 10 个试验节点中, 有 7 个节点的节点效率大于 1, 剔除这 7 个数据后, 公式计算值与试验数据吻合得很好。

表 3 公式 (3e) 承载力预测值与同济大学试验数据的比较  
Table 3 Comparison of the results between formula (3e) prediction and tests from Tongji University

| 选取的试验数据                             | 试件数量 | 公式 (3e) 承载力预测值/试验值 |      |
|-------------------------------------|------|--------------------|------|
|                                     |      | 平均值                | 离散系数 |
| 陈誉等 <sup>[13]</sup> 试验所有节点数据        | 10   | 0.907              | 7.3% |
| 陈誉等 <sup>[13]</sup> 试验中节点效率 < 1 的数据 | 3    | 0.978              | 1.6% |
| 徐祥斌 <sup>[14]</sup> 试验节点 JD-1 数据    | 1    | 1.055              | —    |

### 4.2 与 MAKINO 管节点数据库的比较

公式 (3e) 承载力预测值与 MAKINO 管节点试验数据库<sup>[18]</sup>中数据的比较如表 4 所示。用于比较的数据经如下筛选而得: (1) 剔除主管直径小于 100 mm 的节点数

据;(2)剔除 $\tau > 1.0$ 或 $O_v < 25\%$ 的节点数据;(3)剔除缺少支管屈服强度 $f_{yb}$ 记录的节点数据;(4)剔除两支管与主管夹角不等的节点数据。值得注意的是,数据库中编号为K606~K610的5个节点数据,其公式承载力预测值/试验值的平均值高达1.34。可能是由于这批节点的支主管屈服强度比 $f_{yb}/f_{yc}$ 高达1.28,故节点在主管上发生了本文研究之外的破坏模式。将这5个节点去除后,公式计算值与试验承载力值吻合较好。

表4 公式(3e)承载力预测值与Makino管节点数据库的比较

Table 4 Comparison of the results between formula (3e) prediction and tests in Makino Database

| 选取的试验数据                                           | 试件数量 | 公式(3e)承载力预测值/试验值 |       |
|---------------------------------------------------|------|------------------|-------|
|                                                   |      | 平均值              | 离散系数  |
| 经筛选的Makino数据库中 $\theta=60^\circ$ 的数据(*)           | 41   | 0.986            | 17.6% |
| 数据(*),不包含节点效率 $>1$ 的数据                            | 37   | 1.009            | 16.6% |
| 数据(*),不包含节点效率 $>1$ 的数据和 $f_{yb}/f_{yc} > 1.2$ 的数据 | 32   | 0.957            | 6.5%  |
| 经筛选的Makino数据库中 $\theta=45^\circ$ 的数据              | 9    | 1.052            | 16.8% |

## 5 计算公式的适用性

公式(3e)建立在两支管对称且几何参数相同的K形搭接节点的基础之上,为研究两支管不对称情况下公式的适用性,在保证两支管垂直于主管方向分力相互平衡,且搭接率 $O_v=50\%$ 的情况下,分别对以下三种情况的非对称K形搭接节点进行有限元分析,并与公式预测值进行比较:(1)两支管截面相同,但倾角不等(支管倾角 $\theta_1$ 、 $\theta_2$ 分别取 $60^\circ$ 和 $45^\circ$ );(2)两支管截面不同( $\beta$ 分别取为0.3和0.7、 $\tau$ 分别取为0.7和1.0),但倾角相等;(3)两支管倾角、截面均不同(各参数取值同上),但两支管轴向应力比相等。以上三类节点主管径厚比 $\gamma$ 考虑10和20两种情况(直径仍取300 mm),且均按照CW、TW两类构造进行建模分析,共48个模型,从而验证公式对于支管不对称搭接节点的适用性。

同时还选取Makino管节点试验数据库中的5个N型搭接节点试验数据,其中支管倾角 $\theta_1$ 、 $\theta_2$ 分别为 $90^\circ$ 和 $45^\circ$ ,与公式预测值进行比较。承载力平均值公式(3e)计算的节点效率与有限元或者试验得到的节点效率对比如图15所示,由图可知,公式(3e)计算得到的节点效率普遍略低于实际节点效率,公式预测值与实际值之比的平均值和离散系数分别为0.887和0.073,具有足够的安全富余量。因此对于上述两支管不对称的三类搭接节点以及N型搭

接节点的承载力,公式(3e)具有普遍的适用性。

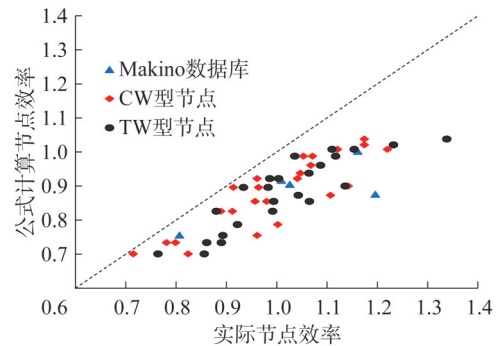


图15 公式(3e)节点效率计算值与实际节点效率对比  
Fig. 15 Comparison between the calculated joint efficiency values of formula (3e) and the actual joint efficiency

## 6 结论与建议

(1)我国前版《钢结构设计规范》(GB 50017—2003)和欧洲规范中的K形节点承载力公式是以环模型为理论基础得到的半理论半经验公式,反映了节点的主管塑性破坏模式,机理上并不适合以支管屈服破坏为主要破坏模式的搭接节点,且不能全面反映主要几何参数,尤其是壁厚比 $\tau$ 对承载力的影响。

(2)有限元参数分析结果表明,K形搭接节点的承载力随着 $\theta$ 的减小有所增长,但增长幅度远小于采用 $1/\sin\theta$ 项时节点承载力增长的幅度;节点效率随 $\gamma$ 的增大而降低; $O_v$ 、 $\beta$ 和 $\tau$ 对节点效率的影响存在相互作用;构造方面优劣依次为TW型节点、CW型节点、CN型节点、TN型节点。

(3)在保证K形搭接节点贯通支管受压的前提下,隐蔽部分不焊接使得节点承载力平均降低4%,考虑到施工的便利性,受压贯通支管内隐蔽部分可不予施焊;反之在贯通支管可能受拉的情况下,由于承载力降幅平均为13%,最大降幅达30%,贯通支管内隐蔽部分应当施焊。

(4)本文提出的平面K形圆钢管搭接节点承载力计算公式更符合节点实际受力状态和破坏模式。公式形式简单,物理意义明确,与有限元结果以及国内外试验数据吻合良好。目前已被最新的《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)所采纳,可用于实际工程设计。

## 参考文献:

- [1] 中华人民共和国建设部,中华人民共和国建设部和国家质量监督检验检疫总局. 钢结构设计规范:GB 50017—2003[S].北京:中国计划出版社,2003.  
Ministry of Construction of the People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Code for Design of Steel Structures: GB 50017—2003 [S]. Beijing:

- China Planning Press, 2003. (in Chinese)
- [ 2 ] TOGO T. Experimental study on mechanical behavior of tubular joints [D]. Osaka: Osaka University, 1967.
- [ 3 ] KUROBANE Y, MAKINO Y, OCHI K. Ultimate resistance of unstiffened tubular joints [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1984, 110(2): 385-400. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1984)110:2(385).
- [ 4 ] European Committee for Standardization. Eurocode 3: Design of Steel Structures—Part 1-8: Design of Joints; EN 1993-1-8 [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2005.
- [ 5 ] 中国工程建设协会标准. 钢管结构技术规程: CECS 280—2010[S]. 北京: 中国计划出版社, 2010.  
China Association for Engineering Construction Standardization. Technical Specification for Structures with Steel Hollow Sections; CECS 280—2010[S]. Beijing: China Planning Press, 2010. (in Chinese)
- [ 6 ] 胡习兵, 刘学耀, 袁智深, 等. 高强度N型搭接钢管节点力学性能研究[J]. *空间结构*, 2021, 27(3): 81-87. DOI: 10.13849/j.issn.1006-6578.2021.03.081.  
HU Xibing, LIU Xueyao, YUAN Zhishen, et al. Mechanical property on high strength overlapped tubular N-joints [J]. *Spatial Structures*, 2021, 27(3): 81-87. DOI: 10.13849/j.issn.1006-6578.2021.03.081. (in Chinese)
- [ 7 ] ZHAO X Z, LIU J T, XU X B, et al. Hysteretic behaviour of overlapped tubular k-joints under cyclic loading [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 145: 397-413. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.02.035.
- [ 8 ] 陈誉, 赵宪忠, 陈以一. 平面K型圆钢管搭接节点有限元参数分析与极限承载力计算公式[J]. *建筑结构学报*, 2006, 27(4): 30-36. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2006.04.005.  
CHEN Yu, ZHAO Xianzhong, CHEN Yiyi. Parametric analysis and design equation of ultimate capacity for unstiffened, overlapped CHS K-joints [J]. *Journal of Building Structures*, 2006, 27(4): 30-36. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2006.04.005. (in Chinese)
- [ 9 ] WARDENIER J. A uniform effective width approach for the design of CHS overlap joints [C]//Proceedings of the 5th International Conference on Advances in Steel Structures. Singapore: Research Publishing Services, 2007.
- [ 10 ] International Institute of Welding. Static design procedure for welded hollow-section joints-Recommendations; ISO 14346: 2013[S]. Paris: International Institute of Welding, 2012.
- [ 11 ] GAZZOLA F, LEE M M K. Assessment of strength equations for overlapped tubular K-joints [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2002, 128 (1) : 119-124. DOI: 10.1061/(asce)0733-9445(2002)128:1(119).
- [ 12 ] KUROBANE Y. New ultimate strength formulae for CHS K joints [C]//11th International Symposium and IIW International Conference on Tubular Structures. London: Routledge, 2006.
- [ 13 ] 赵宪忠, 陈誉, 陈以一, 等. 平面K型圆钢管搭接节点静力性能的试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2006, 27(4): 23-29, 36. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2006.04.004.  
ZHAO Xianzhong, CHEN Yu, CHEN Yiyi, et al. Experimental study on static behavior of unstiffened, overlapped CHS K-joints [J]. *Journal of Building Structures*, 2006, 27(4): 23-29, 36. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2006.04.004. (in Chinese)
- [ 14 ] 徐祥斌. 平面K型圆钢管搭接节点滞回性能研究[D]. 上海: 同济大学, 2010.  
XU Xiangbin. Research on hysteretic behavior of unstiffened overlapped circular hollow section K-joints [D]. Shanghai: Tongji Univeristy, 2010. (in Chinese)
- [ 15 ] LEE M M K, WILMSHURST S R. Numerical modelling of CHS joints with multiplanar double-K configuration [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 1995, 32(3): 281-301. DOI: 10.1016/0143-974X(95)93899-F.
- [ 16 ] LU L H, DE WINKEL G D, YU Y, et al. Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints [C]//6th International Symposium on Tubular Structures. London: Routledge, 2021.
- [ 17 ] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国质量监督检验检疫总局. 钢结构设计标准: GB 50017—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. (in Chinese)
- [ 18 ] MAKINO Y, KUROBANE Y, OCHI K, et al. Database of test and numerical analysis results for unstiffened tubular joints [DB/CD]. Paris: IIW Doc.XV-E-96-220, 1996.