

DOI:10.16799/j.cnki.esdqyfh.2022.06.054

# 平面KT型圆钢管搭接节点有限元参数分析与承载力公式研究

陈昆鹏, 李刚

(中国市政工程中南设计研究院有限公司, 湖北 武汉 430014)

**摘要:** 采用有限元软件,通过合理选用边界条件、加载方式、单元形状与类型、材料以及其几何非线性模型等建立有限元模型,以文献[1]试验结果为基础,验证了模型的可靠性。参数化分析结果表明:被搭接支管受压时,其隐蔽部分是否焊接对节点承载力影响不大;被搭接支管受拉时,隐蔽部分是否焊接对节点承载力有较大影响。几何参数 $\beta$ (支管主管直径比)、 $\gamma$ (主管壁厚比)对平面KT型圆钢管搭接节点承载力有显著影响,且 $\beta$ 、 $\gamma$ 的值对节点承载力也相互影响。 $\gamma$ 较小时, $\tau$ 对节点承载力有显著影响, $\gamma$ 较大时, $\tau$ 对节点承载力影响不大。搭接率 $O_0$ 对节点承载力影响不显著。利用多元线性回归分析技术,对有限元参数化分析结果进行回归分析,得到平面KT型圆钢管搭接节点承载力参数公式。最后,从适用性、安全性、连续性等方面验证了参数公式的可靠性。

**关键词:** 平面KT型圆钢管搭接节点;参数分析;承载力;参数公式

中图分类号: U441+.5

文献标志码: A

文章编号: 1009-7716(2022)06-0207-07

## 0 引言

近年来,国内外学者对钢管相贯节点进行了较多的研究<sup>[2-4]</sup>,提出了平面T、Y、X、N、间隙型K、KT以及搭接型K等圆钢管节点在轴向荷载作用下的承载力公式,并被国内外相关规范采用。对于平面KT搭接型节点,因其所需考虑参数较多,除了几何参数外,其支杆的搭接顺序、隐蔽部分是否焊接、被搭接支管拉、压性质变化等因素对承载力也有较大的影响,将上述所有因素全部考虑在内给出其在轴向荷载作用下的承载力公式较困难,所以有关平面KT搭接型圆管节点承载力公式方面的研究较少。《欧洲钢结构设计规范》(BS EN 1993-1-2:2005)<sup>[5]</sup>、《国际焊接协会规范》(XIII-1965-03/XV-1127-03)<sup>[6]</sup>等只给出了平面间隙性KT圆管节点承载力公式,未能给出搭接型承载力公式。

文献[1]对三个平面KT型搭接节点进行了试验研究,研究了其搭接顺序、隐蔽部分是否焊接等因素对节点承载力的影响,试验发现受压直腹杆贯通时承载力较高,隐蔽部分不焊接时节点承载力有一定下降。文献[1]在文献[2]的基础上对平面KT型搭接节点进行了参数分析,给出了平面KT搭接型节点

承载力公式,但其未考虑被搭接支杆拉、压性质变化、隐蔽部分是否焊接对节点承载力的影响,其提出的搭接系数 $\psi$ 。文章认为全部大于1,此结论在 $\beta$ 值(支管与主管直径比)较大时与计算结果较符合,当 $\beta$ 较小时,与实际情况不符合。

本文采用有限元软件,合理考虑单元形状与性质、边界条件、加载方式、材料与几何非线性等,建立有限元模型,并以文献[1]试验结果为基础,验证有限元模型的可靠性。随后,利用已验证后模型,对支杆搭接顺序、隐蔽部分是否焊接、被搭接支管拉、压性质变化以及节点几何等参数对节点极限承载力的影响,对其进行大规模参数化分析,最后采用多元线性回归分析技术对有限元分析结果进行回归分析,得出了平面KT型圆钢管搭接节点承载力公式。

## 1 平面KT型搭接型圆钢管节点主要参数

本文所研究平面KT型圆钢管搭接节点如图1所示,其中影响其极限承载力的参数主要有:主管直径 $d$ ,支管直径 $d_i$ ,主管壁厚 $t$ ,支管壁厚 $t_i$ ,两支管搭接长度 $q$ ,支管与主管搭接部分在主管上的投影长度 $p$ ,隐蔽部分是否焊接,被搭接支管拉、压性质变化等。一般无量纲参数表示:支管与主管直径之比 $\beta=d_i/d$ ,支管与主管厚度之比 $\tau=t_i/t$ ,弦杆径厚比 $\gamma=d/(2t)$ ,搭接率 $O_0=-q/p$ ,腹杆与弦杆的夹角 $\theta_i$ ,其中搭接率与 $\theta_i$ 两个不是独立的变量,对无偏心搭接节点来说,两

收稿日期: 2022-03-14

作者简介: 陈昆鹏(1988—),男,硕士,工程师,从事市政结构设计工作。

者之间的关系为:

$$O_v = (d_i/2 - (d/2)\tan(\pi/2 - \theta_i) + d_i/2\cos(\pi/2 - \theta_i)) / (d_i \cos(\pi/2 - \theta_i)) \quad (1)$$

式中: $O_v$ 为搭接率; $d$ 为主管直径, $m$ ; $d_i$ 为支管直径, $m$ ;腹杆与弦杆的夹角 $\theta_i,^\circ$ 。

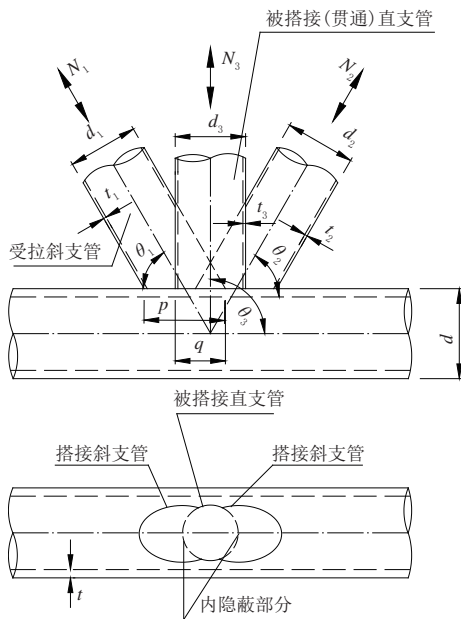


图1 平面KT型圆钢管搭接节点(直腹杆贯通)

考虑目前工程中常用钢管结构的尺寸,本文有限元分析时保持弦杆直径 $d=245\text{ mm}$ 不变,左、中、右三根支管尺寸完全一样,其他参数见表1。本文拟合的公式适用范围同《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)<sup>[9]</sup>右三根支管尺寸中平面K型圆钢管搭接节点。

## 2 有限元模型建立与验证

### 2.1 有限元模型建立

#### 2.1.1 单元类型

Lee<sup>[10]</sup>全面总结了管节点有限元分析的各种技巧,在承载力分析方面,其认为采用壳单元与实体单元区别不大,但壳单元计算成本较实体单元明显较少,所以承载力计算时,其推荐采用壳单元。本文为了进一步验证壳单元与实体单元的区别,在保持边界条件、几何尺寸、材料本构等条件相同,分别选用壳单元与实体单元进行分析,其对比结果如图2所示。

由图2可知,计算平面KT搭接型节点极限承载力时,采用壳单元与实体单元差别不大,本文以下参数分析全部采用有限元单元库中三维四节点壳单元shell181模拟。有限元模拟不考虑焊缝以及残余应力的影响。

#### 2.1.2 加载方式与边界条件

各支管轴力所加荷载比例为图3所示桁架圆圈

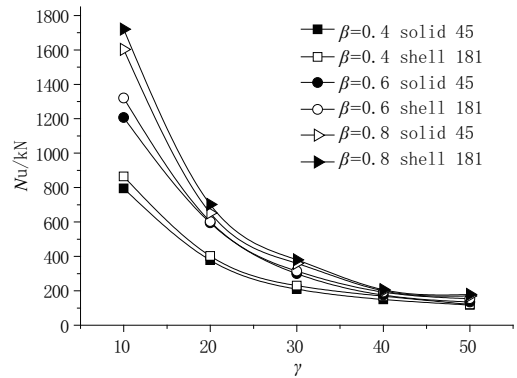


图2 壳单元与实体单元比较

处节点的各支管比例。当 $\theta=30^\circ$ 时,左、中、右腹杆加载比例为:4.484 : -1 : -3.579,当 $\theta=45^\circ$ 时,左、中、右腹杆加载比例为:3.535 : -1 : -2.121,当 $\theta=60^\circ$ 时,左、中、右腹杆加载比例为:3.993 : -1 : -3.268,其中负号表示受压。当模拟被搭接支管受拉时,将左、中、右支管同时反向加载即可,有限元分析时主管端部不施加荷载。

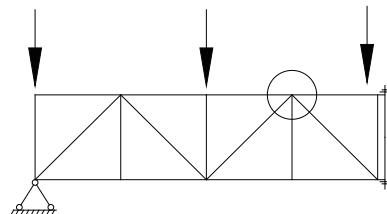


图3 内力计算模型

对于边界条件,其中文献[11]对各种边界条件进行了模拟,发现采用图4所示边界条件得到的有限元结果与试验值较一致,且相关文献[11]大多采用图4所示的边界条件。本文有限元模拟时也采用此边界条件,即主管左端采用固定端约束,右端采用定向滑动支座约束,左、中、右支管均采用滑动铰支座。主、支管长度均从节点区域向外延伸3倍直径,以消除端部约束的影响。

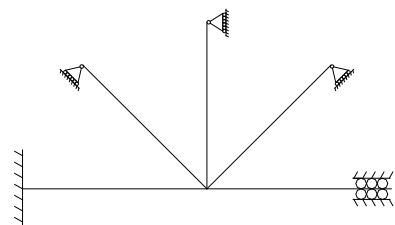


图4 边界条件

#### 2.1.3 材料模型

参考 Lee<sup>[10]</sup>,本文有限元模拟时采用的材料模型为多线性模型,材料本构模型如图5所示,弹性模量取为 $2.06 \times 10^5\text{ MPa}$ ,泊松比取为0.3,采用多线性等向强化理论,弹塑性遵守 von Mises 屈服准则以及相关流动法则。屈服平台塑性应变一般在 $(10\sim 25)\epsilon_y$ 之间,本文取为 $20\epsilon_y$ 。根据前人大量试验结果,强化阶

段切线模量取为  $1/200E$  时与大多钢材材性试验较一致,且采用此多线性模型,经验证切线模量的大小对平面KT搭接型节点极限承载力的影响不大。钢材选用Q345,屈服强度取345 MPa,极限强度  $f_u$  取为  $1.5f_y$ 。

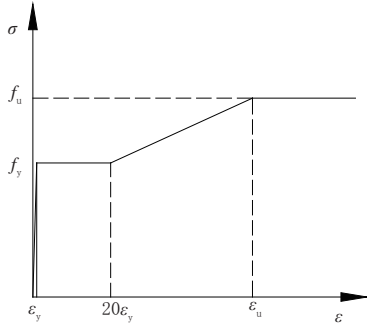


图5 材料模型

### 2.1.4 网格划分

网格划分时,首先对节点整体进行自由化分,然后对节点区域进行局部细化,网格划分结果如图6和图7所示。

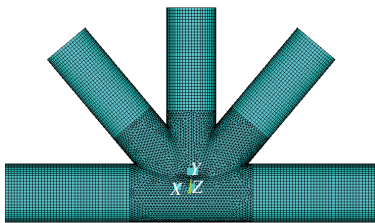


图6 节点整体网格划分图

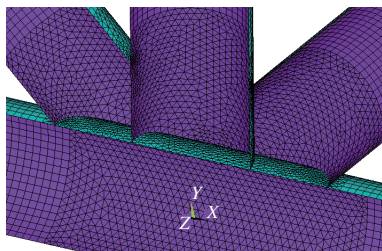


图7 节点内部网格划分图

### 2.2 有限元模型验证

验证有限元模型时,边界条件、加载方式、单元类型采用上述选择,材料弹性模量、切线模量、屈服强度、极限强度均与试验<sup>[1]</sup>保持一致。为了进一步确保有限元模型的正确,在相同条件下本文采用abaqus有限元软件进行了分析,节点验证、对比分析结果见表1。SJ1与SJ2支管尺寸为  $168\text{ mm} \times 6.26\text{ mm}$ ,斜支管与主管夹角均为  $50^\circ$ 。其中节点极限承载力取准则I(作用在腹杆上的轴力出现极值点,以极值点为极限承载力)与准则II(弦杆管壁沿腹杆方向变形达到  $0.03d_0$ ,以此变形值对应的腹杆轴力为极限承载力)确定的较小值。

由表1可知,有限元分析所得极限承载力比试

表1 有限元模型验证结果

试件名称	弦杆/mm $d_0 \times t_0$	腹杆/mm $d_0 \times t_0$	承载力/kN			误差/%	
			ansys	abaqus	试验	ansys	abaqus
SJ1	203 × 12.1	168 × 6.26	1 692	1 643	1 749	-3.3	-6.1
SJ2	203 × 12.1	168 × 6.26	1 326	1 294	1 370	-3.2	-5.6

验结果偏小,其中有限元计算结果与试验偏差较小,两中软件计算结果与试验最大误差均在10%以内,因此有限元模型是可靠的。

## 3 平面KT搭接钢管节点参数分析

### 3.1 参数概述

如前所述,影响平面KT型圆钢管搭接节点极限承载力的参数主要有支管、主管直径之比  $\beta$ 、主管径厚比  $\gamma$ 、支管与主管壁厚之比  $\tau$ 、搭接率  $O_v$ ,支管搭接顺序,被搭接支管拉、压性质变化等参数。首先分析支管搭接顺序对节点极限承载力的影响,确定搭接顺序后,以此搭接顺序进行其它参数分析。然后分别分析当被搭接杆件受压和受拉时隐蔽部分是否焊接对节点承载力的影响,建立拉、压两种情况下隐蔽部分是否焊接的承载力参数公式。

如前所述,平面KT型圆钢管搭接节点参数较多,本文参数分析时固定主管直径  $d=245\text{ mm}$  不变,节点参数见表2。

表2 平面KT型圆钢管搭接节点参数

$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$O_v$	被搭接腹杆拉、压变化	隐蔽部分是否焊接
0.2	10	0.2	0.25	受压	是
0.4	20	0.4	0.5		
0.6	30	0.6	0.75	受拉	否
0.8	40	0.8	1		
1	50	1			

### 3.2 平面KT型圆钢管搭接节点参数分析

#### 3.2.1 支管搭接顺序对节点承载力影响

支管主要有以下几种搭接顺序:受压直支管贯通、受拉斜支管贯通以及受压斜支管贯通。三种搭接顺序荷载位移曲线如图8所示。分析支管搭接顺序对节点极限承载力影响时,保持其他参数不变且中间直支管受压。由图8可知,三种搭接方式中,受压直支管贯通与受拉斜支管贯通极限承载力相差不大,受压斜支管贯通时节点极限承载力下降较大。施工时,受压直腹杆贯通方式较方便,受拉斜腹杆贯通则较为复杂,考虑以上因素,本文建议设计施工时均要采用直腹杆贯通的方式。本文其他参数分析时均

采用此种搭接顺序。

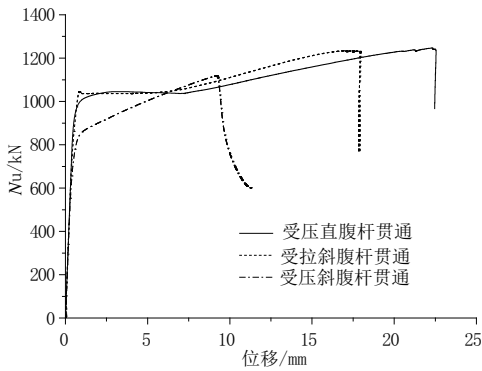


图8 腹杆搭接顺序对节点承载力影响

### 3.2.2 被搭接支管拉、压变化时隐蔽部分是否焊接对节点极限承载力的影响

平面KT型圆钢管搭接节点与间隙型节点的区别就是支管在主管处有重叠部分，由于施工时往往先将三根支管简单固定，然后再进行全部焊接，所以施工时存在被搭接支管隐蔽部分是否焊接的问题。隐蔽部分是否焊接对节点极限承载力的影响与被搭接支管受力性质有关。当被搭接支管分别受拉、压时，被搭接支管隐蔽部分是否焊接对节点极限承载力的影响如图9、10所示。

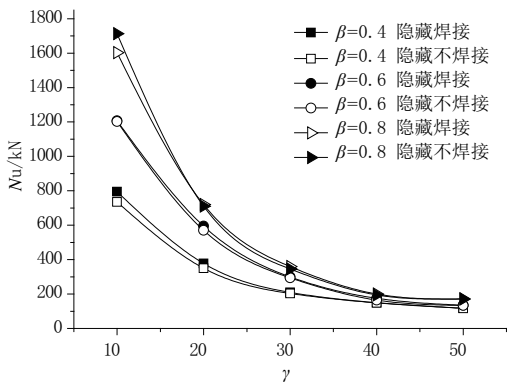


图9 支管受压时隐蔽部分是否焊接对节点承载力影响

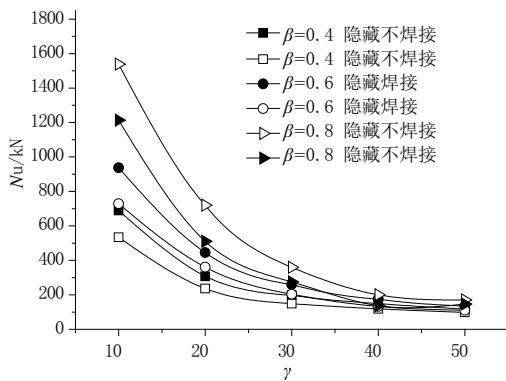


图10 支管受拉时隐蔽部分是否焊接对节点承载力影响

由图9可知，当被搭接支管受压时，隐蔽部分是否焊接对节点承载力影响不是很大，因为受压时隐蔽部分即使不焊接，因为被搭接支管与主管之间有很大摩擦作用，且施工预拼装时隐蔽部分小分区

域一般会有焊接，因此受压时被搭接杆件一般不会与弦杆分离，所以此时隐蔽部分不焊接对节点承载力影响不显著，根据以上分析，当被搭接支管受压，拟合节点承载力参数公式时可均按焊接一种情况处理。

由图10可知，当被搭接支管受拉时，隐蔽部分不焊接其节点承载力较焊接显著降低。图11为隐蔽部分不焊接的节点达到极限承载力时的变形图，易知，支管受拉时隐蔽部分不焊接，支管与主管容易发生脱离，造成节点承载力显著降低。因此，当被搭接支管受拉，拟合节点承载力参数公式时是否焊接要分别处理。

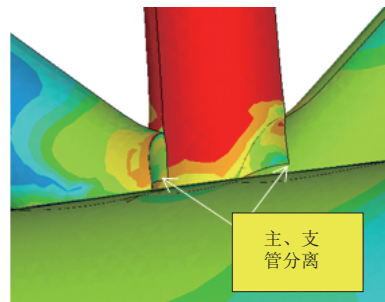
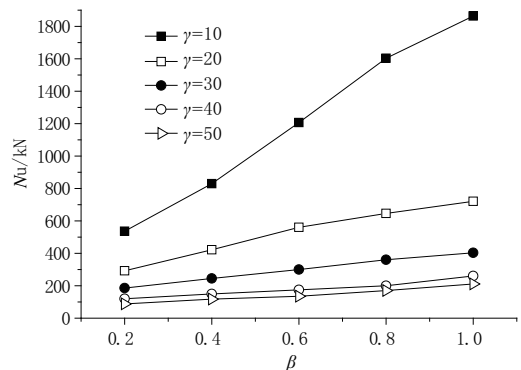


图11 隐蔽部分不焊接受拉时节点变形

### 3.2.3 β值对节点极限承载力的影响

β为腹杆与弦杆之比，图12所示为β对节点极限承载力的影响。由图12可知，β对节点极限承载力有显著影响，节点承载力随β值增大而提高，且β值对节点承载力的影响与主管径厚比γ值有关。当γ<10时，由于主管管壁较厚，刚度大，节点极限承载力由支管控制，一般发生支管屈服破坏，所以节点极限承载力随β值增大而显著增大。当β值较小时，主管管壁较小，刚度小，在荷载作用下主管管壁变形较大，节点极限承载力一般由主管控制，因此，当γ值较大时，随β值增大，节点极限承载力提高不明显。



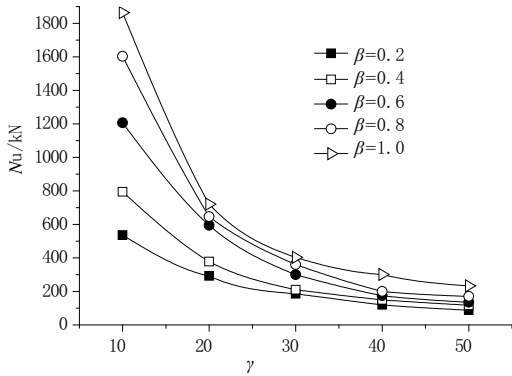
(τ=0.5, O=0.4 被搭接腹杆受压, 隐蔽部分焊接)

图12 β对节点承载力的影响

### 3.2.4 γ值对节点极限承载力的影响

γ为主管径厚比，图13为γ对节点极限承载力

的影响。由图 13 可知,  $\gamma$  对节点极限承载力也有显著影响, 节点承载力随  $\gamma$  值增大而急剧下降, 且  $\gamma$  值对节点承载力的影响与支、主管直径比  $\beta$  值有关。当  $\gamma$  较小时, 即主管壁厚较大, 节点易发生支管的屈曲破坏, 节点极限承载力由腹杆决定, 此时  $\beta$  值大小对节点承载力影响较大。当  $\gamma$  较大时, 即主管壁厚较小, 主管管壁易发生较大的塑性变形, 节点承载力一般由主管控制, 此时增大  $\beta$  值, 节点承载力增大不明显。



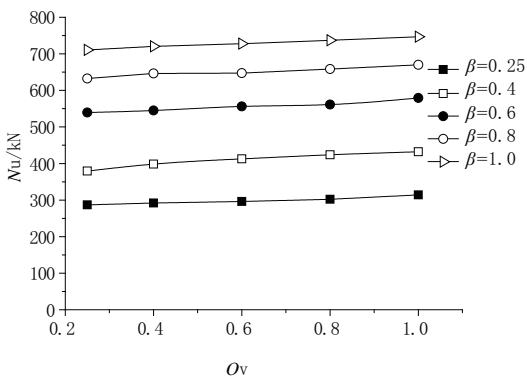
( $\tau=0.5, O_v=0.4$  被搭接腹杆受压, 隐藏部分焊接)

图 13  $\gamma$  对节点承载力的影响

鉴于  $\beta, \gamma$  之间对节点承载力影响有密切关系, 因此设计时, 工程师需要选用合理的  $\beta, \gamma$  值, 使节点承载力既能到设计要求, 同时又能使钢材消耗最少。

### 3.2.5 $O_v$ 值对节点极限承载力的影响

由图 14 可知, 随着  $O_v$  值增加, 承载力成近似线性增长, 但增长缓慢,  $O_v$  对节点承载力影响不显著。随  $O_v$  增加, 节点区域交汇部分增多, 节点区域刚度增大, 但搭接支管与主管连接部分减少, 造成节点承载力降低, 两者因素抵消, 造成  $O_v$  增加而节点承载力增加不明显, 所以通过提高搭接率不能有效提高平面 KT 型圆钢管搭接节点极限承载力。



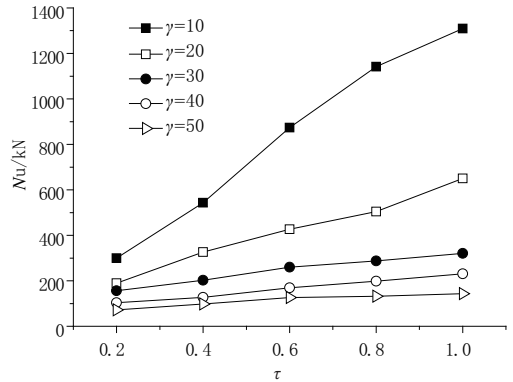
( $\tau=0.5, \gamma=20$  被搭接腹杆受压, 隐藏部分焊接)

图 14  $O_v$  对节点承载力的影响

### 3.2.5 $\tau$ 值对节点极限承载力的影响

由图 15 可知,  $\tau$  对节点承载力的影响与  $\gamma$  值有关, 当  $\gamma$  较小时, 由于主管管壁较厚, 刚度大, 节点极

限承载力由支管控制, 一般发生支管屈服破坏, 所以节点极限承载力随  $\tau$  值增大而显著增大。当  $\gamma$  值较大时, 主管管壁厚度较小, 刚度小, 在荷载作用下主管管壁变形较大, 节点极限承载力一般由主管控制, 因此, 当  $\gamma$  值较大时, 随  $\tau$  值增大, 节点极限承载力提高不明显。



( $O_v=0.4, \gamma=20$  被搭接腹杆受压, 隐藏部分焊接)

图 15  $\tau$  对节点承载力的影响

## 4 平面 KT 型搭接节点承载力参数公式

### 4.1 承载力参数公式

目前《钢结构设计标准》(GB 50017—2017) 已给出平面 KT 间隙性节点承载力公式, 为了保持规范的一致性和连续性, 本文在平面 KT 间隙型承载力参数公式的基础上拟合平面 KT 型搭接节点承载力公式, 只在其基础上增设一个搭接系数  $\psi_0$ 。

由前述参数分析可知,  $\psi_0$  受节点几何参数  $\beta, \gamma, \tau, O_v$  以及被搭接杆件拉、压变化以及被搭接杆件隐藏部分是否焊接影响。根据当被搭接杆件受压时, 隐藏部分是否焊接对节点承载力影响不大, 因此给出参数公式时, 将隐藏部分是否焊接两种情况合并为一种情况。而当被搭接腹杆受拉时, 根据本文前面分析得知, 此时, 被搭接腹杆隐藏部分是否焊接对接点承载力影响较大, 所以, 拟合公式时, 要将这两种情况分开考虑。

根据以上分析, 平面 KT 型搭接节点承载力公式可表示如下:

$$N_2 \sin \theta_2 + N_3 \sin \theta_3 \leq N_{\text{ck}}^{\text{pl}} \sin \theta_1 \quad (2)$$

$$N_1 \sin \theta_1 \leq N_{\text{ck}}^{\text{pl}} \sin \theta_1 \quad (3)$$

$$N_{\text{ck}}^{\text{pl}} = \frac{11.51}{\sin \theta_1} \left( \frac{d}{t} \right)^{0.2} \psi_n \psi_d \psi_0 t^2 f \quad (4)$$

$$\psi_0 = \begin{cases} m_1 \beta^{a_1} \gamma^{b_1} \tau^{c_1} O_v^{d_1} & (\text{被搭接支管受压}) \\ m_1 \beta^{a_1} \gamma^{b_1} \tau^{c_1} O_v^{d_1} & (\text{被搭接支管受拉} \\ & \text{且隐藏部分焊接}) \\ m_1 \beta^{a_1} \gamma^{b_1} \tau^{c_1} O_v^{d_1} & (\text{被搭接支管受拉} \\ & \text{且隐藏部分不焊接}) \end{cases} \quad (5)$$

式中: $N_1$ 为支管受力,kN; $N_2$ 为支管受力,kN; $N_3$ 为支管受力,kN; $\psi_0$ 为搭接系数; $\psi_n$ 为主管受压折减系数; $\psi_d$ 为与 $\beta$ 相关的参数; $t$ 为主管壁厚,mm; $d$ 为主管直径,mm; $f$ 为杆件材料强度,MPa; $\beta$ 为支管与主管直径之比; $\gamma$ 为主管径厚比; $\tau$ 为支管与主管厚度之比; $O_v$ 为搭接率; $\theta_1$ 、 $\theta_2$ 、 $\theta_3$ 为支杆与主管之间的夹角,如图1所示。其中 $m$ 、 $a$ 、 $b$ 、 $c$ 、 $d$ 为待定参数。当支管直径不同时, $\beta=(d_1+d_2+d_3)/(3d)$ 。 $\psi_n$ 为主管受压折减系数: $\psi_n=1-0.3(\sigma/f_y)-0.3(\sigma/f_y)^2$ ,当节点两侧或者一侧弦杆受拉时, $\psi_n=1$ ; $\psi_d$ 为与 $\beta$ 相关的参数,当 $\beta \leq 0.7$ 时, $\psi_d=0.069+0.93\beta$ ,当 $\beta > 0.7$ 时, $\psi_d=2\beta-0.68$ ; $\psi_a$ 为参数:

$$\psi_a = 1 + 2.19 \left(1 - \frac{20.1}{6.6 + d/t}\right) (1 - 0.77\beta) \quad (6)$$

如前所述,对搭接系数 $\psi_0 = m_i \beta^{a_i} \gamma^{b_i} \tau^{c_i} O_v^{d_i}$ 两式两边取自然对数,得

$\ln \psi_0 = \ln m_i + a_i \ln \beta + b_i \ln \gamma + c_i \ln \tau + d_i \ln O_v$ ,通过置信度为95%的多元线性回归分析,求得 $m_i$ 、 $a_i$ 、 $b_i$ 、 $c_i$ 、 $d_i$ 线性值,最后得:

$$\psi_0 = \begin{cases} 1.3 \beta^{0.13} \gamma^{0.09} \tau^{0.5} O_v^{0.05} & \text{(被搭接支管受压)} \\ 0.55 \beta^{0.3} \gamma^{0.27} \tau^{0.58} O_v^{-0.25} & \text{(被搭接支管受拉} \\ & \text{且隐蔽部分焊接)} \\ 0.68 \beta^{0.03} \gamma^{0.19} \tau^{0.61} O_v^{-0.09} & \text{(被搭接支管受拉} \\ & \text{且隐蔽部分不焊接)} \end{cases} \quad (7)$$

通过回归得到的平面KT型搭接节点参数公式计算表2中各几何尺寸的节点,与有限元结果进行比较,参数公式计算结果与有限元结果之比平均值为0.8972,方差为0.0023,离散度为0.0056,可知,所拟参数公式可以计算平面KT型圆钢管搭接节点承载力。

#### 4.2 承载力参数公式验证

由于有限元分析时,三根支管取相同尺寸,主管不受压力,钢材取Q345,而实际中,三根腹杆尺寸有可能不相同,主管可能受压力,且设计时选用钢材品种可能为其它钢种,为了验证所得参数公式的适应性、连续性等,本文从以上几个方面验证参数公式的可靠性。验证时,受压直腹杆贯通且隐蔽部分焊接。

##### 4.2.1 支杆不对称时承载力参数公式验证

改变三根支管几何尺寸,使三者参数均不相同,保持 $O_v=0.4$ 、 $\tau=0.5$ 不变,对 $\gamma=10$ 、20、30、40、50,  $\beta=0.2$ 、0.4、0.6、0.8、1.0的平面KT型搭接节点(被搭接腹杆受压,隐蔽部分焊接)进行有限元分析,将有限元结果与利用参数公式计算结果进行比较,其比较结果如图16所示。

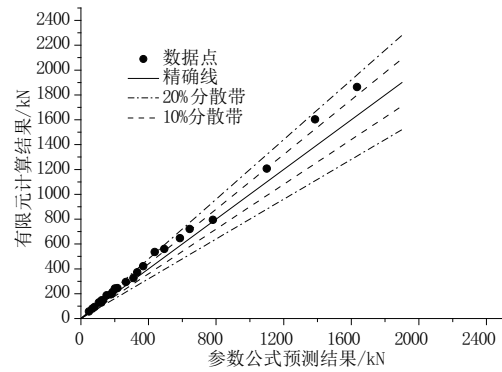


图16 支杆不对称时参数公式模型预测

由图16可知,参数公式预测结果比有限元分析结果偏小,说明拟合参数公式偏于安全,且大部分点在10%分散带内,少数点10%~20%分散带之间,所有点均在20%分散带以内,说明所拟合的参数公式可以较好地预测支杆不对称平面KT型搭接节点极限承载力。

##### 4.2.2 主管受压力时承载力参数公式验证

同支管加载一样,在主管右端定向滑动端施加轴向荷载 $N$ , $N$ 与弦杆屈服荷载之比为 $n$ , $n$ 依次取0.2、0.4、0.6、0.8与1.0,同时保持 $O_v=0.4$ 、 $\tau=0.5$ 不变、被搭接腹杆受压且隐蔽部分焊接进行有限元分析,将有限元计算结果与参数公式预测结果进行比较,比较结果如图17所示。由图17可知,参数公式预测结果比有限元分析结果偏小,说明拟合的参数公式偏于安全,且绝大部分点在10%分散带内,少数点10%~20%分散带之间,所有点均在20%分散带以内,说明所拟合的参数公式可以很好地预测主管承受轴向荷载的平面KT型搭接节点的极限承载力。

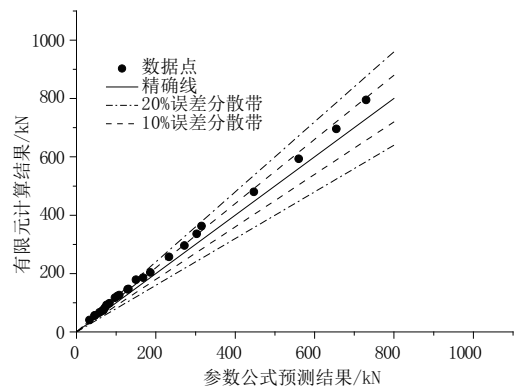


图17 主管受压时参数公式模型预测

##### 4.2.3 钢材不同时承载力参数公式验证

有限元参数化分析时,采用的参数基于目前结构中的主流钢材Q345,但实际上有可能会涉及到其他钢种,如Q235、Q390以及Q420等,为了验证采用Q345钢材料性能数据拟合的平面KT型搭接圆管节

点参数公式能否适用其它型号钢材,现将材料性能数据改成其它型号钢材(如Q235、Q390、Q420、Q460),进行有限元分析,有限元分析时保持 $O_v=0.4$ , $\tau=0.5$ 不变、被搭接腹杆受压且被搭接支管隐蔽部分焊接,改变 $\beta$ 值,进行有限元参数分析,有限元结果与参数公式预测结果比较如图18所示。

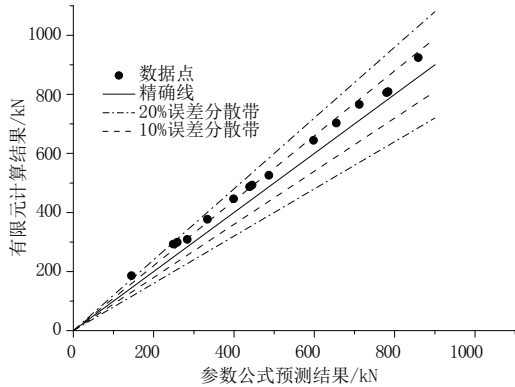


图18 钢种不同时参数公式模型预测

由图18可知,采用拟合的参数公式预测其他不同钢种的平面KT型搭接节点承载力公式时,除极少数点出现有限元分析结果小于参数公式预测值,大部分点均分布在10%分散带内,少数点分散10%~20%分散带之间,所有点均在20%分散带以内,说明所拟合的参数公式可以很好地预测采用不同型号钢材的平面KT型圆钢管搭接节点的承载力。

#### 4.2.4 参数公式与规范比较

采用Eurocode 3相关规范以及本文拟合的参数公式分别计算文献[1]中SJ1与SJ2节点(计算时各参数均与试验节点参数保持一致),比较结果见表3。由表3可知,Eurocode 3与本文参数公式两种计算值均小于试验值,说明两公式均可预测平面KT型圆钢管搭接节点承载力,且本文拟合的参数公式更接近试验值,采用Eurocode 3相关规范计算值偏保守。

表3 参数公式(3)比较 单位:kN

试件名称	试验	式(3)		European3	
		计算	比值	计算	比值
SJ1	1 749	1 426	0.82	1 283	0.73
SJ2	1 571	1 426	0.91	1 302	0.83

## 5 结论

(1)有限元模型建立与验证:选用合适的边界条

件、材料模型、加载方式等建立有限元模型,以试验结果<sup>[1]</sup>为基础,最后验证了有限元模型的可靠性;

(2)有限元参数化分析:被搭接支杆受压时,隐蔽部分是否焊接对节点承载力影响不显著,被搭接支杆受拉时,隐蔽部分是否焊接对节点承载力有较大影响。几何参数 $\beta$ 、 $\gamma$ 对平面KT型搭接节点承载力有显著影响,两者之间相互影响。当 $\gamma$ 较小时, $\tau$ 对节点承载力有显著影响,当 $\gamma$ 较大时, $\tau$ 对节点承载力影响不大。搭接率 $O_v$ 对节点承载力影响不显著,因此设计时不能简单靠提高搭接率来提高节点承载力。

(3)参数公式验证:参数公式预测结果较有限元计算结果偏小,说明拟合所得参数公式满足安全型要求,且大部分对比结果均在10%误差分散带内,极少数对比结果分布10%~20%误差分散带内,所有对比结果均在20%误差分散带内,说明参数公式具有一定的可靠性。本文拟合的参数公式与Eurocode 3相关规范的公式相比较,两者均可预测平面KT型搭接节点承载力,前者与试验值更接近,后者偏于保守。

#### 参考文献:

- [1] 赵宪忠,陈誉,陈以一.平面KT型圆钢管搭接节点静力性能的试验研究[J].工业建筑,2010,40(4):107-111.
- [2] Kurobane, Y. New ultimate strength formulae for CHS K joints[J]. Welding in the World, 2006(Suppl):242-249.
- [3] Gho, W. M., Y. Yang. Parametric equation for static strength of tubular circular hollow section joints with complete overlap of braces [J].Journal of structural engineering, 2008, 134 (3): 393-401.
- [4] Chen, Y., X. Zhao. Finite element parametric analysis and design equation of bearing capacity for unstiffened uniplanar overlapped CHS KT-joints[J]. Journal of Building Structures,2011(4): 19.
- [5] EN1993-1-8, Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints[S].
- [6] ISO 1995, Petroleum and natural gas industries-offshore structures: part 2:fixed steel structures[S].
- [7] CIDECT 1991, Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading[S].
- [8] ANSI/AWS D1 1990, 1-90 Structural welding code: steel[S].
- [9] GB 50017-2017, 钢结构设计标准[S].
- [10] Lee, M. . Strength, stress and fracture analyses of offshore tubular joints using finite elements.Journal of Constructional Steel Research [J].1999,51(3): 265-286.
- [11] 陈誉.平面K型圆钢管搭接节点静力性能研究[D].上海:同济大学,2006.