文章编号：0253-374X(2026)01-0054-11　　**DOI**：10.11908/j.issn.0253-374x.24300

圆钢管KK′X型节点性能的参数分析与设计公式

童乐为[1,2]，菅广跃[1,2]，颜　阳[1,3]，赵成云[4]，张得旺[4]，吴　斌[5]

（1. 同济大学 土木工程学院，上海 200092；2. 上海装配式建筑技术集成工程技术研究中心，上海 200011；3. 中铁上海设计院集团有限公司，上海 200070；4. 昌达建筑科技有限公司，浙江 嘉兴 314009；5. 上海金钢科技有限公司，上海 201913）

摘要：采用经试验验证的有限元模型，对空间KK′X型圆钢管间隙节点极限承载力进行各类参数分析。研究揭示：τ_K和τ_X对节点极限承载力影响较小，其余几何参数影响较大；随着X支管轴力增大，K支管在节点处的极限承载力显著降低；主管轴压应力对节点极限承载力不利，主管轴拉应力对节点极限承载力影响很小。在钢结构设计标准关于平面K型节点承载力计算公式的基础上，提出了采用几何调整系数μ_{KKX}和支管轴力比影响系数ψ_m表达的基于主管塑性破坏、轴力作用下的空间KK′X型节点极限承载力计算公式，其准确性得到了有限元和试验结果的验证。按照钢结构设计标准采用的校正法，最终提出了空间KK′X型圆钢管间隙节点的承载力设计公式，为该种复杂管节点的工程应用提供了设计指南。

关键词：空间KK′X型圆钢管节点；参数分析；主管塑性破坏；极限承载力；设计公式

中图分类号：TU391　　**文献标志码**：A

Parametric Analysis and Design Formulas for Circular Hollow Section KK′X Joints

TONG Lewei[1,2], *JIAN Guangyue*[1,2], *YAN Yang*[1,3], *ZHAO Chengyun*[4], *ZHANG Dewang*[4], *WU Bin*[5]

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanghai Engineering Research Center of Assembly Building Technology Integration, Shanghai 200011, China; 3. China Railway Shanghai Design Institute Group Co., Ltd., Shanghai 200070, China; 4. Changda Steel Structures Co., Ltd., Jiaxing 314009, China; 5. Shanghai Eterna Green Technology Co., Ltd., Shanghai 201913, China)

Abstract: Parametric analysis for the ultimate bearing capacity (UBC) of multiplanar KK′X gap joints in circular hollow section (CHS) trusses is conducted using the finite element (FE) model validated by tests. The study reveals that τ_K and τ_X have minimal impact on the UBC of the joints, whereas other geometric parameters exert a greater influence. UBC of K-brace significantly decreases with the increase of axial force in the X-brace. The axial compressive force in the chord member adversely affects the UBC, while axial tension has little impact. Based on the calculation formulas for UBC of uniplanar K-joints in design standard of steel structures, the formula for UBC of multiplanar KK′X joints subjected to axial force on K-brace with chord plasticization failure is proposed by means of geometric adjustment coefficient μ_{KKX} and influence coefficient ψ_m considering the ratio of axial force between braces. The accuracy of this formula has been validated by FE analysis and experimental data. Using the calibration method prescribed in design standard of steel structures, a design formula for UBC of multiplanar CHS KK′X joints is finally recommended, providing a practical design guideline for the engineering application of this type of complicated tubular joints.

Keywords: circular hollow section (CHS) KK′X joints; parametric analysis; plasticization failure of chord member; ultimate bearing capacity (UBC); design formula

由支管与主管直接焊接而成的圆钢管桁架结构具有形式多样的节点形式，其中，KK′X型节点是目前有工程应用需要而缺乏设计规范指导的一种新型节点，它由空间KK型节点与平面X型节点在主管处交汇焊接形成。KK′X型节点共有6根支管相交于主管，节点受力非常复杂。我国现行的《钢结构设计标准》[1]（下文简称钢标）和《钢管结构技术规程》CECS 280：2010[2]以及国际上欧洲规范Eurocode 3[3]、CIDECT设计指南[4]和ISO设计指南[5]等都没有给出空间KK′X型节点的承载力设计公式。

文献[6]对KK′X型间隙节点进行试验研究和有限元数值模拟，本文进一步应用经试验验证可靠

收稿日期：2024-09-15
基金项目：上海市高峰学科建设项目(2019010301)；中铁上海院集团科研计划(集-20-63)
第一作者：童乐为，教授，博士生导师，工学博士，主要研究方向为钢与组合结构。E-mail：tonglw@tongji.edu.cn
通信作者：颜　阳，高级工程师，博士生，主要研究方向为高性能结构及新型结构。E-mail：yanyang@sty.sh.cn

论文拓展介绍

有效的有限元模型,进行大量的节点参数的有限元分析,研究各类几何参数和荷载参数对节点极限承载力的影响规律。然后,在参数分析结果和试验结果的基础上,研究提出节点极限承载力的计算公式。

1　节点极限承载力参数分析

1.1　考虑的节点影响参数

空间KK′X型间隙圆钢管节点涉及的参数可分为几何参数和荷载参数。节点主要几何参数如图1所示:D和T分别为主管直径与壁厚;d_X和t_X分别为X支管直径与壁厚;d_K和t_K分别为K支管直径与壁厚;θ为主管与K支管夹角;φ为K支管在主管横截面上投影的夹角;g_l为K支管沿主管纵向间隙;g_t为K支管沿主管横向间隙。

相关量纲为一几何参数定义为:γ为主管径厚比,$\gamma = D/(2T)$;β_K为K支管与主管直径比,$\beta_K = d_K/D$;τ_K为K支管与主管壁厚比,$\tau_K = t_K/T$;β_X为X支管与主管直径比,$\beta_X = d_X/D$;τ_X为X支管与主管壁厚比,$\tau_X = t_X/T$。

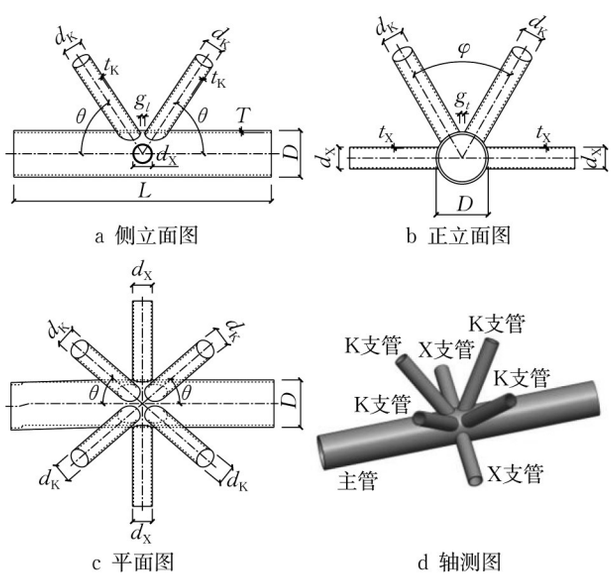

图1　圆钢管KK′X型间隙节点几何参数的符号

Fig. 1　Symbol of geometric parameters of CHS KK′X gap joint

在进行参数分析时,主管直径D均取300 mm,变化的几何参数涉及量纲为一几何参数γ、β_K、τ_K、β_X、τ_X和角度参数θ、φ。钢标给出了一般圆钢管节点各几何参数的建议取值范围:$\gamma \leqslant 50 \times (235/f_y)$,$0.2 \leqslant \beta \leqslant 1.0$,$0.2 \leqslant \tau \leqslant 1.0$,$\theta \geqslant 30^\circ$,$60^\circ \leqslant \tau \leqslant 120^\circ$。另外,考虑节点几何参数取值范围时,要保证支管不产生搭接。经综合考虑,各几何参数的取值见表1。在实际工程中,空间KK′X型节点的K支管一是主要的受力杆件,往往决定了节点的承载力大小和受力特点;X支管一般作为联系杆件,受力较小,但X支管的拉压性质及其轴力大小对节点的受力性能也有着十分重要的影响。为了研究X支管轴力对节点承载力的影响规律,将X支管轴力与K支管轴力绝对值之比定义为量纲为一荷载参数——支管轴力比m_{XK},其表达式如式(1)所示。按照定义,$m_{XK} > 0$代表X支管受拉,$m_{XK} < 0$代表X支管受压。

$$m_{XK} = \frac{N_X}{|N_K|} \tag{1}$$

式中:N_X为X支管轴力值,以拉为正,以压为负;N_K为K支管轴力值。

由于空间KK′X型节点的X支管轴力比K支管轴力小,所以一般有$-1 \leqslant m_{XK} \leqslant 1$。为了考虑更广泛的情况,将$m_{XK}$的取值范围适当扩大,本文取$-10 \leqslant m_{XK} \leqslant 10$。

为了研究主管轴力对节点的影响,定义荷载参数——主管轴向应力比n,表达式如式(2)所示:

$$n = \frac{N_{CH}}{A \cdot f_y} \tag{2}$$

式中:N_{CH}为扣除K支管传递轴力后的主管轴力大小,即为主管直接所受的轴力大小,以拉为正,以压为负;A为主管横截面积;f_y为主管钢材屈服强度。

钢标采用管节点两侧主管轴心压应力中较小值的绝对值σ来描述主管轴压力的大小,当节点两侧均受压时,定义的主管轴向应力比n也可表示为

$$n = \frac{N_{CH}}{A \cdot f_y} = \frac{\sigma}{f_y} \tag{3}$$

为了保证主管轴力不超过其屈服强度,$|n|$不宜取过大。经综合考虑后,取$-0.8 \leqslant n \leqslant 0.8$。

节点有限元模型材料采用Q355B钢材[7]($E = 2.06 \times 10^5$MPa,$\upsilon = 0.3$,$f_y = 355$MPa,$f_u = 470$ MPa),钢材本构为双折线模型,应变强化刚度为1% E。共建立了416个KK′X型节点模型,包括①255个X支管和主管不施加轴力($m_{XK}=0$, $n=0$)情况下不同几何参数的节点;②125个X支管施加轴力、主管不施加轴力($m_{XK}=0$, $n\neq0$)情况下不同m_{XK}的节点;③36个X支管和主管均施加轴力($m_{XK}\neq0$, $n\neq0$)情况下不同n的节点。节点有限元模型的参数取值见表1,共计416个节点模型数。

1.2　节点破坏模式

大量的节点参数分析模型得到了2种破坏模式,分别为主管塑性破坏和支管轴向屈服。绝大部

表1 KK′X型节点参数分析取值

Tab. 1 Values for parametric study of KK′X joints

性质	参数	取值	节点模型数/个
几何参数	γ	10, 15, 20, 25, 30	35
	β_K	0.2, 0.3, 0.35, 0.4, 0.5	35
	τ_K	0.4, 0.6, 0.7, 0.8, 1.0	40
	β_X	0.2, 0.3, 0.35, 0.4, 0.5	35
	τ_X	0.4, 0.6, 0.7, 0.8, 1.0	40
	θ	40°, 45°, 50°, 55°, 60°	35
	φ	60°, 70°, 80°, 90°, 100°	35
荷载参数	m_{XK}	0, ±0.05, ±0.1, ±0.2, ±0.3, ±0.4, ±0.5, ±0.7, ±1.0, ±2.0, ±3.0, ±6.0, ±10.0	125
	n	0, ±0.2, ±0.4, ±0.6, ±0.8	36

分节点的破坏模式属于前者,少量部分节点的破坏模式属于后者。

主管塑性破坏模式是指主管管壁大面积区域形成较大程度的塑性发展,不能继续承受支管增大的轴力,或者节点处主管管壁变形过大,超过变形极限$3\%D$[8],影响节点刚度和结构整体承载性能。发生主管塑性破坏模式时,节点达到极限承载力状态时的Mises应力分布如图2所示,应力超过屈服强度的区域显示为灰色。在节点相贯线附近,主管管壁的大片区域进入塑性;主管和支管远离相贯线的区域应力较小,未到达屈服强度。

支管轴向屈服破坏模式是指支管全截面屈服,支管难以承受更大的轴力。发生支管轴向屈服模式时,节点达到极限承载力状态时的Mises应力分布如图3所示。此时,主管管壁的塑性区域面积较小;K支管全截面达到屈服强度,绝大部分区域进入塑性。

在节点设计时可根据支管轴力选用合适的钢管截面来避免支管屈服破坏,因此,重点研究主管塑性破坏模式的节点承载力计算公式。

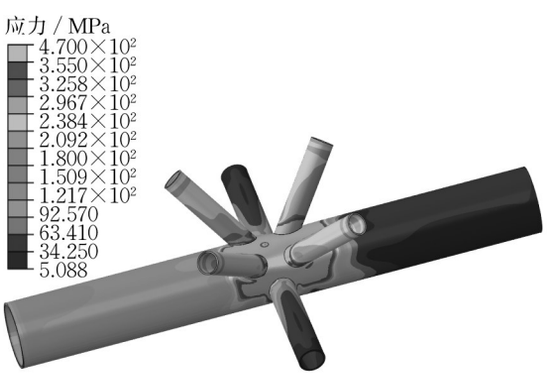

图2 主管塑性破坏时节点Mises应力分布

Fig. 2 Mises stress distribution during chord plasticzation failure

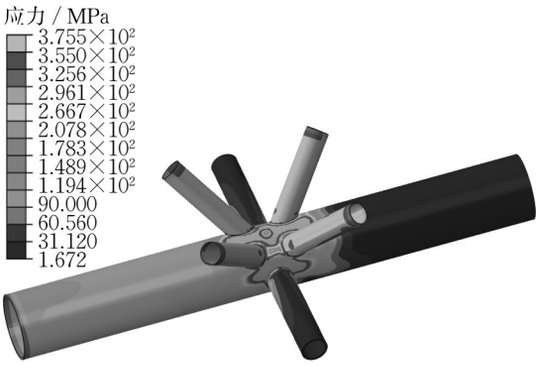

图3 支管轴向屈服时节点Mises应力分布

Fig. 3 Mises stress distribution during brace axial yield

1.3 几何参数对节点极限承载力的影响

几何参数分析考虑了表1所列的γ、β_K、τ_K、β_X、τ_X、θ和φ等7个参数的影响。

1.3.1 γ的影响

以γ为变量,分别取γ为10、15、20、25、30这5个值;针对每个γ值,又有7个节点模型KKX1—KKX7,分别考虑不同的β_K、τ_K、β_X、τ_X、θ和φ值。如此,共进行5×7=35个节点模型的分析。KKX1取β_K=0.3、τ_K=1.0、β_X=0.3、τ_X=1.0、θ=50°、φ=80°。KKX2—KKX7从参数分别是改变KKX1其中一个参数,保持其他参数不变,即KKX2取β_K=0.4,KKX3取τ_K=0.6,KKX4取β_X=0.4,KKX5取τ_X=0.6,KKX6取θ=60°,KKX7取φ=60°。

图4给出了节点有限元模型的极限承载力$N_{u,FEM}$随γ的变化曲线,可见随着γ的增大,$N_{u,FEM}$显著降低,这是因为γ越大,主管管壁越薄,主管径向刚度越小,主管管壁变形更容易发生,使得节点的承载力下降。

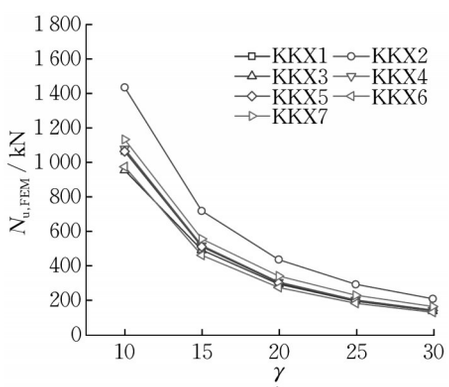

图4 γ对节点极限承载力的影响

Fig. 4 Effect of γ on UBC

1.3.2 β_K的影响

以β_K为变量,分别取β_K为0.20、0.30、0.35、

0.40、0.50这5个值；针对每个β_K值，又有7个节点模型KKX1—KKX7，分别考虑不同的γ、τ_K、β_X、τ_X、θ和φ值。如此，共进行5×7=35个节点模型的分析。KKX1取γ=25，τ_K=1.0，β_X=0.3，τ_X=0.8，θ=50°，φ=80°。KKX2—KKX7的参数分别是改变KKX1其中一个参数，保持其他参数不变，即KKX2取γ=15，KKX3取τ_K=0.7，KKX4取β_X=0.4，KKX5取τ_X=0.4，KKX6取θ=55°，KKX7取φ=70°。

图5给出了节点极限承载力$N_{u,FEM}$随β_K的变化曲线，可见随着β_K的增大，$N_{u,FEM}$显著提高，这是因为β_K越大，K支管直径越大，支管与主管的相贯线更长，支管对主管的作用面积也更大，应力沿相贯线的分布更加均匀，因此节点承载力越大。

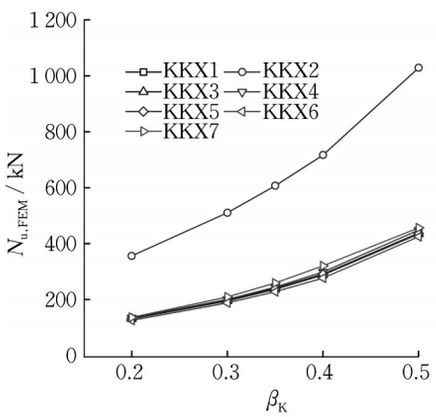

图5　β_K对节点极限承载力的影响

Fig. 5　Effect of β_K on UBC

1.3.3　τ_K的影响

以τ_K为变量，分别取τ_K为0.4、0.6、0.7、0.8、1.0这5个值；针对每个τ_K，又有8个节点模型KKX1—KKX8，分别考虑不同的γ、β_K、β_X、τ_X、θ和φ值。如此，共进行5×8=40个节点模型的分析。KKX1取γ=15、β_K=0.35、β_X=0.2、τ_X=0.7、θ=55°、φ=70°。KKX2—KKX8的参数分别是改变KKX1其中一个参数，保持其他参数不变，即KKX2取γ=10，KKX3取γ=20，KKX4取β_K=0.4，KKX5取β_X=0.4，KKX6取τ_X=1.0，KKX7取θ=45°，KKX8取φ=100°。

图6给出了节点极限承载力$N_{u,FEM}$随τ_K的变化曲线，其中，发生K支管轴向屈服破坏的节点采用实心符号图例，发生主管塑性破坏的节点采用空心符号图例。可见当$\gamma \leqslant 10$、$\tau_K \leqslant 0.7$或$10 < \gamma \leqslant 20$、$\tau_K \leqslant 0.4$时，节点破坏形式为K支管轴向屈服破坏；在发生主管塑性破坏的节点中，τ_K对节点的承载力影响很小，这是因为τ_K对相贯线长度和K支管对主管的作用面积影响很小。

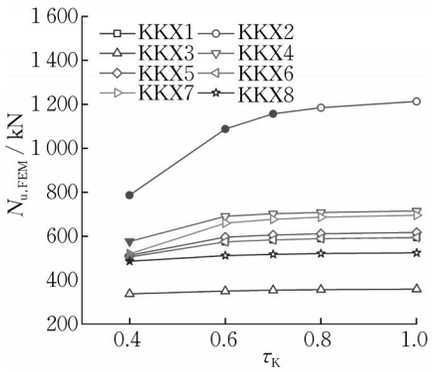

图6　τ_K对节点极限承载力的影响

Fig. 6　Effect of τ_K on UBC

1.3.4　β_X的影响

以β_X为变量，分别取β_X为0.20、0.30、0.35、0.40、0.50等5个值；针对每个β_X值，又有7个节点模型KKX1—KKX7，分别考虑不同的γ、β_K、τ_K、τ_X、θ和φ值。如此，共进行5×7=35个节点模型的分析。KKX1取γ=25、β_K=0.4、τ_K=1.0、τ_X=1.0、θ=55°、φ=80°。KKX2—KKX7的参数分别是改变KKX1其中一个参数，保持其他参数不变，即KKX2取γ=15，KKX3取β_K=0.3，KKX4取τ_K=0.6，KKX5取τ_X=0.6，KKX6取θ=45°，KKX7取φ=70°。

图7给出了节点极限承载力$N_{u,FEM}$随β_X的变化曲线。可见随着β_X的增大，$N_{u,FEM}$提高，但增幅有限。这是因为在m_{XK}=0时，X支管类似于主管侧壁的外部加劲肋，对于主管变形有一定约束作用。β_X越大，X支管直径越大，约束作用越强。

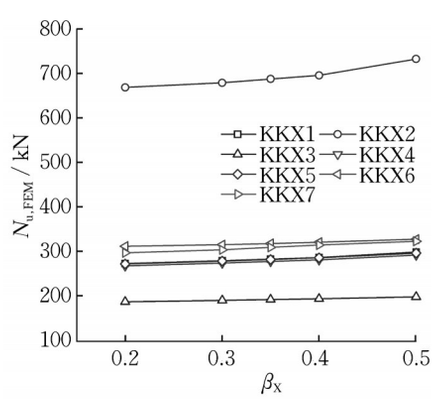

图7　β_X对节点极限承载力的影响

Fig. 7　Effect of β_X on UBC

1.3.5　τ_X的影响

以τ_X为变量，分别取τ_X为0.4、0.6、0.7、0.8、1.0这5个值；针对每个τ_X值，又有8个节点模型

KKX1—KKX8,分别考虑不同的γ、β_K、τ_K、β_X、θ和φ值。如此,共进行5×8=40个节点模型的分析。KKX1取γ=20、β_K=0.4、τ_K=0.7、β_X=0.4、θ=60°、φ=90°。KKX2—KKX8参数分别是改变KKX1其中一个参数,保持其他参数不变,即KKX2取γ=25,KKX3取γ=30,KKX4取β_K=0.2,KKX5取τ_K=1.0,KKX6取β_X=0.3,KKX7取θ=50°,KKX8取φ=60°。

图8给出了节点极限承载力$N_{u,FEM}$随τ_X的变化曲线,可见τ_X对$N_{u,FEM}$几乎没有影响,这是因为τ_X反映的是X支管与主管壁厚之比,虽然τ_X越大,X支管壁厚越大,但是X支管对主管的作用面积基本不变,所以X支管对主管管壁变形的约束作用也基本不变,节点极限承载力几乎没有变化。

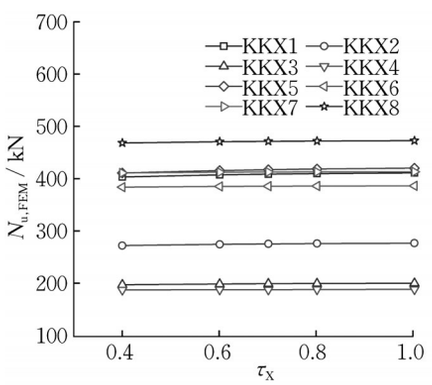

图8 τ_X对节点极限承载力的影响

Fig. 8 Effect of τ_X on UBC

1.3.6 θ的影响

以θ为变量,分别取θ为40°、45°、50°、55°、60°这5个值;针对每个θ值,又有7个节点模型KKX1—KKX7,分别考虑不同的γ、β_K、τ_K、β_X、τ_X和φ值。如此,共进行5×7=35个节点模型的分析。KKX1取γ=20、β_K=0.3、τ_K=0.8、β_X=0.4、τ_X=0.4、φ=60°。KKX2—KKX7的参数分别是改变KKX1其中一个参数,保持其他参数不变,即KKX2取γ=30,KKX3取β_K=0.35,KKX4取τ_K=1.0,KKX5取β_X=0.3,KKX6取τ_X=1.0,KKX7取φ=80°。

图9给出了节点极限承载力$N_{u,FEM}$随θ的变化曲线,可见随着θ的增大$N_{u,FEM}$降低。这是因为θ越大,K支管的轴力在垂直于主管管壁方向的分量越大,同时K支管与主管的相贯线越短,对主管的作用面积减小,所以θ增大使得节点的极限承载力降低。

1.3.7 φ的影响

以φ为变量,分别取φ为60°、70°、80°、90°、100°这5个值;针对每个φ值,又有7个节点模型KKX1—KKX7,分别考虑不同的γ、β_K、τ_K、β_X、τ_X和θ值。如此,共进行5×7=35个节点模型的分析。KKX1取γ=20、β_K=0.35、τ_K=1.0、β_X=0.35、τ_X=0.4、θ=45°。KKX2—KKX7的参数分别是改变KKX1其中一个参数,保持其他参数不变,即KKX2取γ=30,KKX3取β_K=0.3,KKX4取τ_K=0.7,KKX5取β_X=0.4,KKX6取τ_X=1.0,KKX7取θ=55°。

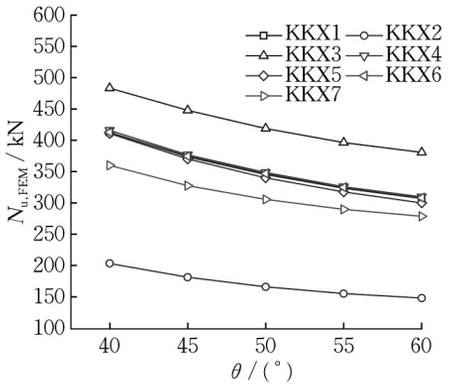

图9 θ对节点极限承载力的影响

Fig. 9 Effect of θ on UBC

图10给出了节点极限承载力$N_{u,FEM}$随φ的变化曲线,可见随着φ的增大$N_{u,FEM}$降低。这是因为φ反映了各支管的空间位置关系,节点承载力的空间效应较为明显。当φ增大,2根受压K支管处于更加互相对立的方向,在2个相对方向的轴压力作用下,节点更容易变形,2根受拉K支管同理。所以节点承载力随着φ的增大而减小。

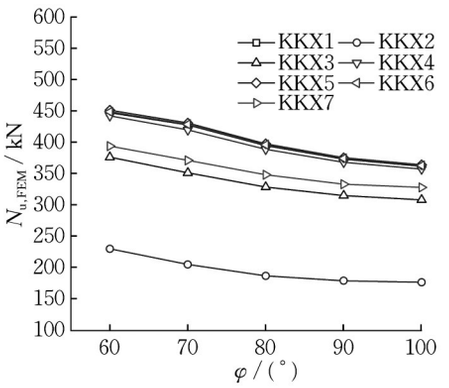

图10 φ对节点极限承载力的影响

Fig. 10 Effect of φ on UBC

1.4 荷载参数对节点极限承载力的影响

荷载参数分析考虑了表1所列的m_{XK}和n参数的影响。

1.4.1 m_{XK}的影响

图11给出了不同γ和β_K时$N^K_{u,KKX}/N^{K,0}_{u,KKX}$比值随

m_{XK}的变化曲线，其中$N^{K}_{u,KKX}$为KK′X型节点处K支管的极限承载力，$N^{K,0}_{u,KKX}$为$m_{XK}=0$时KK′X型节点处K支管的极限承载力。图11a为$-10\leqslant m_{XK}\leqslant 10$，从更广范围上反映了$m_X$对节点承载力的影响趋势。如前文所述，实际工程中一般有$-1<m_{XK}<1$，图11b给出了$-1\leqslant m_{XK}\leqslant 1$范围内$N^{K}_{u,KKX}/N^{K,0}_{u,KKX}$的变化曲线。

由图11可知，在不同的几何参数组合下，$N^{K}_{u,KKX}/N^{K,0}_{u,KKX}$随$m_{XK}$的变化趋势基本是相同的，特别是在$-1\leqslant m_{XK}\leqslant 1$范围内，所以可以用单一自变量的函数$f(m_{XK})$来描述$m_{XK}$对节点承载力的影响；总体来看，$m_{XK}=0$时节点承载力达到最大值，随着$m_{XK}$的绝对值的增大，曲线呈下降趋势，说明X支管不受轴力时节点承载力最大，X支管受拉和受压对于节点承载力均是不利的；相比于$m_{XK}>0$的情况，$m_{XK}<0$时曲线下降幅度更大，说明X支管受压比受拉对节点承载力更不利。

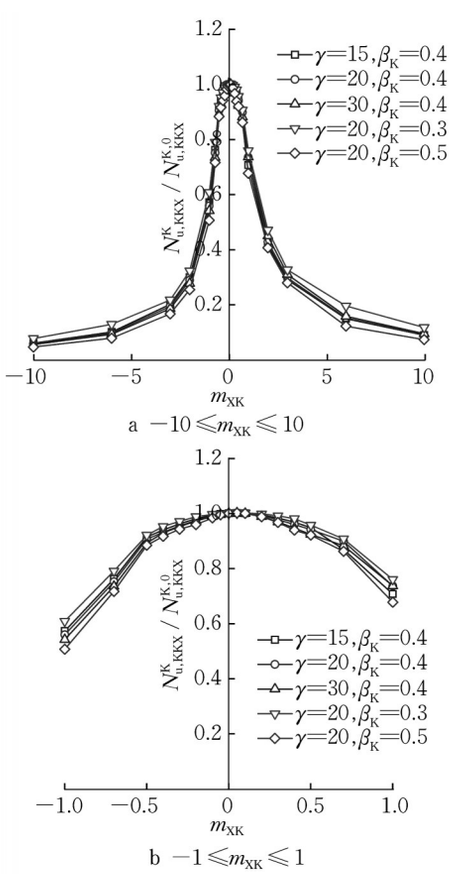

图11　m_{XK}对节点极限承载力的影响

Fig. 11　Effect of m_{XK} on UBC

1.4.2　n的影响

图12给出了节点极限承载力比值随n的变化曲线。当$n<0$时，随着n的绝对值的增大，节点的承载力显著降低，说明主管轴压力对节点承载力是不利的。当$n>0$时，节点承载力比值基本都在1的附近，且大部分节点略大于1，说明主管轴拉力对节点承载力的影响较小，且轴拉力较小时可以略微提高节点承载力。主管轴力对节点承载力的影响可解释为，主管轴压力加剧了节点处的变形；主管轴拉力使得节点区域刚度增加，局部变形不容易发生，但影响较小。

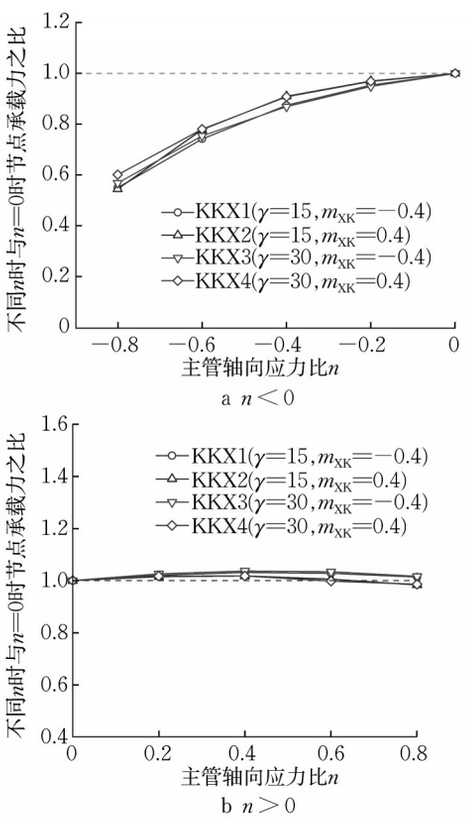

图12　n对节点极限承载力的影响

Fig. 12　Effect of n on UBC

2　节点极限承载力计算公式研究

2.1　极限承载力计算公式的表达形式

空间管节点受力复杂，提出承载力计算公式难度大，因此国内外钢结构设计规范关于空间管节点的计算公式都是在平面管节点计算公式的基础上提出修正系数，即找到前者与后者的关系，例如空间TT型节点和KK型节点的计算公式分别是平面T型节点和K型节点计算公式的函数关系或修正。本文也按照此技术路线，研究KK′X型节点与K型节点、KK型节点、X型节点的内在联系，提出修正或调整系数，最终提出KK′X型节点极限承载力的计算公式。

对于主管塑性破坏模式的圆钢管相贯节点,一般采用环向模型进行分析,环向模型下节点极限承载力计算公式的一般形式为[9]

$$N_u = f(\beta) f(\gamma) f(g) f(n) \frac{T^2 \cdot f_y}{\sin\theta} \tag{4}$$

式中:f_y为钢管材料的屈服强度;$f(\beta)$和$f(\gamma)$分别为考虑量纲为一几何参数β和γ影响的函数;$f(g)$为考虑是否搭接和支管间隙影响的函数;$f(n)$为考虑主管轴力影响的函数。

根据钢标的计算公式,当受压支管和受拉支管几何尺寸相同时,平面K型节点的支管承载力设计值$N_{d,K}$为[1]

$$N_{d,K} = \frac{11.51}{\sin\theta}\left(\frac{D}{T}\right)^{0.2} \phi_n \phi_d \phi_a T^2 f \tag{5}$$

式中:参数ϕ_n、ϕ_d、ϕ_a均按照钢标的公式计算;f为钢管材料的强度设计值。

需要指出的是钢标的管节点承载力设计公式是采用校正法由节点极限承载力计算公式转换而来,基于极限状态设计法的设计原则,考虑荷载分项系数和材料抗力分项系数,通过校正法换算为极限状态法。校正法的换算公式见式(6),即将研究获得的管节点极限承载力公式代入等式右侧N_u,并且将N_u中的钢材屈服强度f_y替换为钢材强度设计值f,即可得到节点承载力设计值N_d的计算公式[10-11]:

$$N_d = \frac{\gamma_m \cdot \gamma_R}{K} \cdot N_u \tag{6}$$

式中:N_d为节点承载力设计值;N_u为研究获得的节点极限承载力计算公式;γ_m为荷载分项系数,可取1.3;γ_R为材料抗力分项系数,可取1.087;K为总安全系数,可取1.7。

式(5)所示的钢标中的平面K型节点承载力设计值计算公式即采用上述校正法换算得到,即

$$N_{d,K} = \frac{\gamma_m \cdot \gamma_R}{K} \cdot N_{u,K} \tag{7}$$

式中:$N_{u,K}$为平面K型节点的支管极限承载力。

参照校正法,可将平面K型节点承载力设计值计算公式反推,即将式(5)所示的$N_{d,K}$表达式(其中f替换为f_y)代入式(7)左侧的$N_{d,K}$,则可以反推得到平面K型节点的支管极限承载力$N_{u,K}$计算公式(8):

$$N_{u,K} = \frac{13.84}{\sin\theta_c}\left(\frac{D}{T}\right)^{0.2} \phi_n \phi_d \phi_a T^2 f_y \tag{8}$$

本文空间KK′X型节点的极限承载力计算公式按照以下2个步骤的技术路线获得。

(1)求解$N_{u,KKX}^{K,0}$表达式,分析拟合μ_{KKX}。首先针对X支管无轴力的情况(相当于KK型节点),求解空间KK′X型节点与平面K型节点的极限承载力关系,它们的关系可表达为

$$N_{u,KKX}^{K,0} = \mu_{KKX} \cdot N_{u,K} \tag{9}$$

$$\mu_{KKX} = f(\gamma, \beta_K, \tau_K, \beta_X, \tau_X, \theta, \varphi) \tag{10}$$

式中:$N_{u,KKX}^{K,0}$为X支管无轴力(m_{XK}=0,参见式(1))时空间KK′X型节点的K支管极限承载力;$N_{u,K}$为平面K型节点的支管极限承载力,即为式(8);μ_{KKX}为KK′X型节点极限承载力的几何调整系数,是各几何参数的函数,根据$N_{u,K}$和前述的$N_{u,KKX}^{K,0}$参数分析结果来拟合。

(2)求解$N_{u,KKX}^{K}$表达式,分析拟合ψ_m。求解KK′X型节点极限承载力在X支管有轴力与无轴力时的关系,它们的关系可表达为

$$N_{u,KKX}^{K} = \psi_m \cdot N_{u,KKX}^{K,0} \tag{11}$$

$$\psi_m = f(m_{XK}) \tag{12}$$

式中:$N_{u,KKX}^{K}$为X支管有轴力时($m_{XK}\neq 0$)KK′X型节点的K支管极限承载力;ψ_m为KK′X型节点极限承载力在X支管有轴力与无轴力之间比值的影响系数,是m_{XK}的函数关系。

将式(9)中$N_{u,KKX}^{K,0}$表达式代入式(11)右侧,则得

$$N_{u,KKX}^{K} = \mu_{KKX} \cdot \psi_m \cdot N_{u,K} \tag{13}$$

按照式(1)支管轴力比m_{XK}的定义和表达式,m_{XK}也可按照式(14)来表示,也就是反映了$N_{u,KKX}^{X}$与$N_{u,KKX}^{K}$的内在联系。

$$m_{XK} = \frac{N_X}{N_K} = \frac{N_{u,KKX}^{X}}{N_{u,KKX}^{K}}$$

即

$$N_{u,KKX}^{X} = m_{XK} \cdot N_{u,KKX}^{K} \tag{14}$$

式中:$N_{u,KKX}^{X}$为KK′X型节点的X支管极限承载力。

2.2 极限承载力计算公式拟合

2.2.1 几何调整系数μ_{KKX}的拟合

KK′X型节点主要有7个几何参数,由前文分析可知,τ_K和τ_X对节点极限承载力的影响可忽略不计,且钢标中N_K的计算公式中也不包含参数τ_K,故不考虑τ_K和τ_X的影响,选取γ、β_K、β_X、θ和φ这些重要影响参数,并对角度参数进行量纲为一化处理。为了保证影响参数的单调性,用$\sin\theta$代替θ,用$\cos\varphi$代替φ(若采用$\sin\varphi$会有$\sin 80^\circ = \sin 100^\circ$,从而无法保证自变量的单调性)。经过上述处理后,则式(10)修改为

$$\mu_{KKX} = f(\gamma, \beta_K, \beta_X, \sin\theta, \cos\varphi) \tag{15}$$

根据245个$m_{XK}=0$的节点有限元模型(主管塑性破坏模式,255个模型已扣除10个发生K支管轴向屈服破坏模式的节点)参数分析得到的空间

KK′X型节点极限承载力$N_{u,KKX}^{K,0}$，同时，按照钢标公式(8)计算得到相同管节点尺寸的平面K型节点的极限承载力$N_{u,K}$，最终根据式(9)得到几何调整系数μ_{KKX}。图13给出了μ_{KKX}随各几何参数的变化曲线。

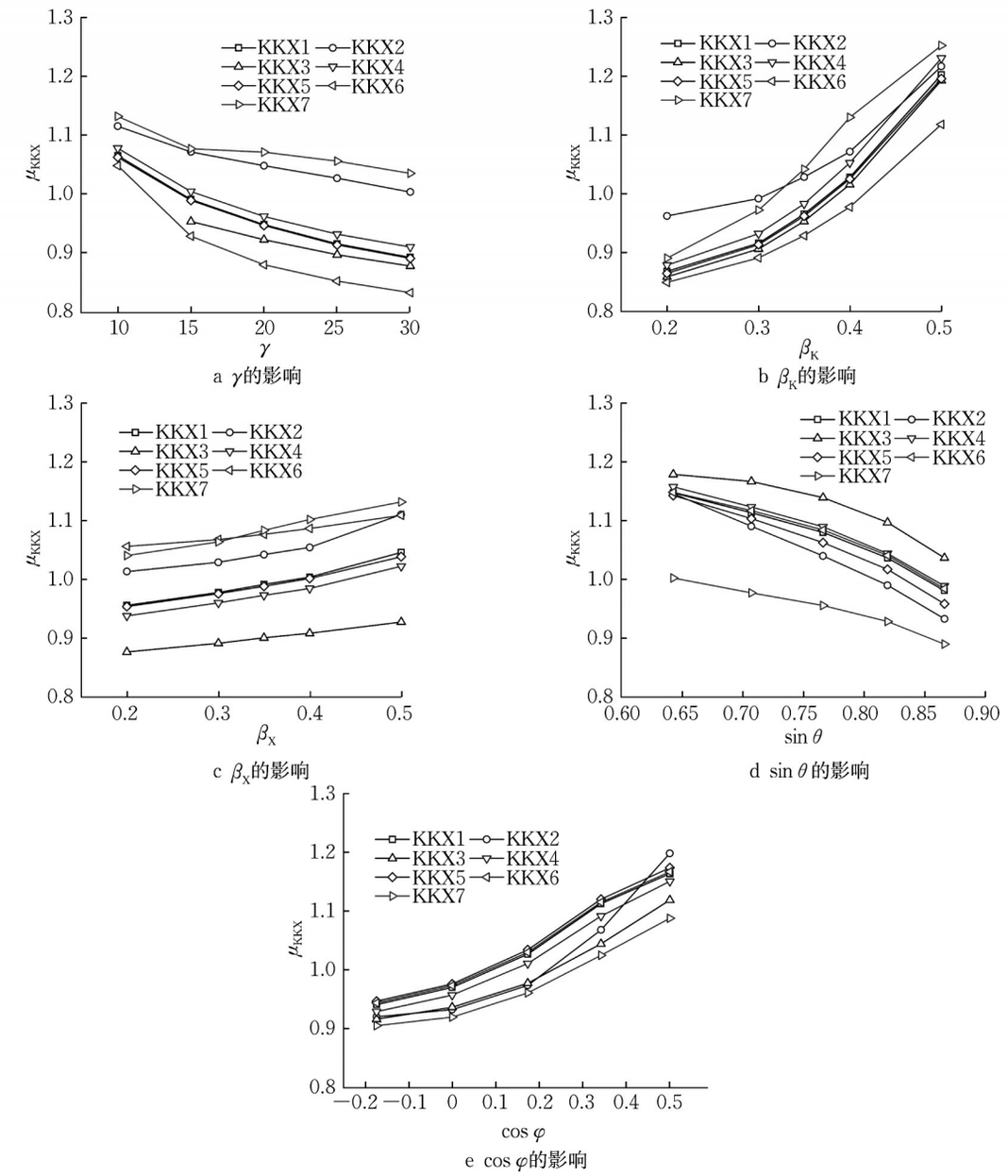

图13　几何参数对μ_{KKX}的影响

Fig. 13　Effect of geometric parameters on μ_{KKX}

根据图13调整系数μ_{KKX}随各几何参数的变化规律，可用指数函数描述γ、β_K、$\sin\theta$和$\cos\varphi$对μ_{KKX}的影响，可用一次函数描述β_X对μ_{KKX}的影响。设定μ_{KKX}的3种函数形式为

$$\mu_{KKX}=a_1e^{b_1\gamma}+a_2e^{b_2\beta_K}+a_3\beta_X+a_4e^{b_3\sin\theta}+a_5e^{b_4\cos\varphi}+c \tag{16}$$

$$\mu_{KKX}=a_1e^{b_1\gamma+b_2\beta_K}+a_2\beta_X+a_3e^{b_3\sin\theta+b_4\cos\varphi}+c \tag{17}$$

$$\mu_{KKX}=a_1(b_1\beta_X+c_1)e^{b_2\gamma+b_3\beta_K+b_4\sin\theta+b_5\cos\varphi}+c_2 \tag{18}$$

式中：a_i、b_i、c_i为待求系数。

应用多元非线性拟合方法，对上述245个发生主管塑性破坏的节点模型数据进行拟合得到各待求系数。可采用相关系数的平方(R^2)来反映拟合效果，R^2越接近1，说明公式的拟合效果越好。式(16)、(17)和(18)的相关系数R^2分别为0.949、0.922和0.925，表明采用式(16)拟合效果最好。

最终采用式(16)拟合的μ_{KKX}计算公式，为

$$\mu_{KKX}=0.54e^{-0.12\gamma}+0.012e^{6.8\beta_K}+0.23\beta_X-0.51e^{0.72\sin\theta}+0.2e^{1.2\cos\varphi}+1.37 \tag{19}$$

2.2.2 支管轴力比影响系数φ_m的拟合

由式(11)定义可知,φ_m为$m_{XK}\neq 0$时节点极限承载力$N^{K}_{u,KKX}$与$m_{XK}=0$(X支管无轴力)时节点极限承载力$N^{K,0}_{u,KKX}$之比,所以图11即为各节点模型的φ_m随m_{XK}的变化曲线。根据φ_m随m_{XK}的变化规律,可假定φ_m的函数形式为

$$\varphi_m=\frac{1+am_{XK}}{1+bm_{XK}+cm_{XK}^2} \tag{20}$$

式中:a、b、c为待求系数。

在实际工程中,X支管作为联系杆其轴力小于承受主要荷载的K支管,即有$-1\leqslant m_{XK}\leqslant 1$,因此按照此取值范围,依据85个节点模型的计算结果,拟合得到φ_m的表达式式(21),其R^2为0.969,说明拟合效果较好。

$$\varphi_m=\frac{1+0.4m_{XK}}{1+0.4m_{XK}+0.45m_{XK}^2} \tag{21}$$

2.2.3 主管轴力影响系数φ_n的分析

主管轴压力对KK′X节点极限承载力的影响通过主管轴力影响系数φ_n来反映。式(13)没有单独涉及φ_n,是因为平面K型节点极限承载力$N_{u,K}$计算公式中已经包含了φ_n这一影响系数(见式(5))。

钢标指出当管节点两侧或一侧主管受拉时取$\varphi_n=0$;当主管两侧都受压时φ_n则为

$$\varphi_n=1-0.3\frac{\sigma}{f_y}-0.3\left(\frac{\sigma}{f_y}\right)^2 \tag{22}$$

$$\varphi_n=\begin{cases}1+0.3n-0.3n^2 & n<0\\ 1 & n\geqslant 0\end{cases} \tag{23}$$

式中:σ为节点两侧主管轴心压应力中较小值的绝对值。

当采用本文定义的主管轴向应力比n时,式(22)可表示成式(23)。

关于钢标的φ_n计算公式,有以下几点需要说明:

(1)钢标采用$n=0$时,节点承载力乘以系数φ_n反映主管轴力对节点承载力的影响,主管无轴力时,$\varphi_n=1$。所以,φ_n可理解为$n\neq 0$与$n=0$时节点极限承载力之比。图12实质上就反映了本文空间KK′X型节点有限元模型计算的φ_n随n的变化曲线。

(2)当节点的一侧或者两侧主管受拉时,$\varphi_n=1$。当节点的两侧都受压时,$0<\varphi_n<1$,反映节点承载力降低,σ越大,φ_n越小,承载力降低越显著。这与本文前面分析的主管轴力对KK′X型节点承载力的影响规律是一致的。

(3)钢标式(23)的φ_n计算公式不仅适用于平面K型节点,同样适用于平面X、T型、空间KK、KT型节点,这反映主管轴力对不同几何形式的圆管节点承载力的影响规律有一定的共性。

为了进一步探究钢标φ_n计算公式是否适用于本文空间KK′X型节点,将前面有限元模型的计算结果与钢标式(23)中φ_n的计算值进行对比,如图14所示。可见$n<0$时φ_n的有限元值与钢标公式计算值基本一致,且大部分节点的φ_n有限元值比钢标公式计算值略大。这说明当主管受压时,钢标的φ_n计算公式同样适用于本文空间KK′X型节点,并且是偏于安全的。当主管受拉时,如前文所述,可忽略其影响,φ_n同样可以取1。

综上所述,钢标式(23)的φ_n计算公式也适用于空间KK′X型节点。

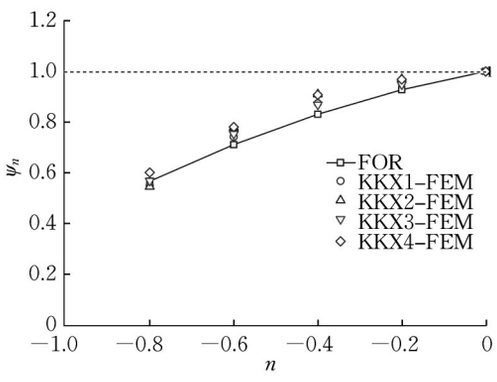

图14 φ_n有限元值与式(23)计算值对比

Fig. 14 Comparison of φ_n between FE and Formula (23)

2.2.4 空间KK′X型节点极限承载力计算公式

根据前述的研究结果,空间KK′X型节点的K支管极限承载力$N^{K}_{u,KKX}$可按照式(13)计算,为

$$N^{K}_{u,KKX}=\mu_{KKX}\cdot\varphi_m\cdot N_{u,K}$$

其中几何调整系数μ_{KKX}按照式(19)计算;支管轴力比影响系数φ_m按照式(21)计算;平面K型节点极限承载力$N_{u,K}$按照式(8)计算。

空间KK′X型节点的X支管极限承载力$N^{X}_{u,KKX}$可按照式(14)计算,为

$$N^{X}_{u,KKX}=m_{XK}\cdot N^{K}_{u,KKX}$$

其中支管轴力比m_{XK}按照式(1)计算。

表2为以上$N^{K}_{u,KKX}$、$N^{X}_{u,KKX}$计算公式的适用范围。

3 节点极限承载力计算公式的验证

为验证本文提出的空间KK′X型节点极限承载力计算公式的可靠性,将其与有限元值、试验值进行

表2　拟合公式适用范围

Tab. Applicable scope of the fitting formula

参数	适用范围
γ	[10, 30]
β_K, β_X	[0.2, 0.5]
τ_K, τ_X	[0.4, 1.0]
θ	[40°, 60°]
φ	[60°, 100°]
m_{XK}	[−1, 1]
n	[−0.8, 0.8]

比较。由于X支管极限承载力$N^X_{u,KKX}$与K支管极限承载力$N^K_{u,KKX}$之间存在比例关系，所以只需对比K支管的极限承载力。图15给出了节点极限承载力本文公式计算值$N_{u,FOR}$与有限元值$N_{u,FEM}$的对比（两者比值的直方图），可见大部分比值为0.95～1.05，最大值为1.130，最小值为0.890，平均值为0.993，标准差为0.028，变异系数为0.028，表明计算公式与有限元分析吻合较好。

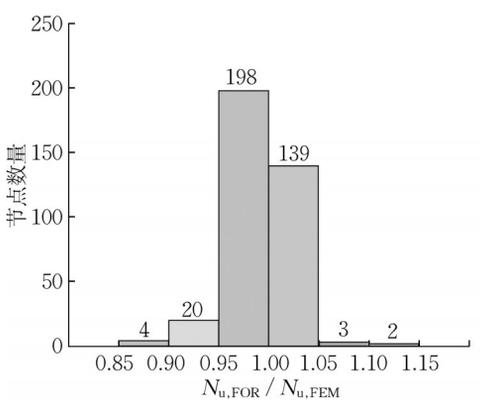

图15　KK′X型节点极限承载力比值直方图

Fig. 15　Histogram of ratio $N_{u,FOR}$/ $N_{u,FEM}$ of KK′X joints

同时将本文的节点极限承载力计算公式值$N_{u,FOR}$与2个节点试件KKX-1和KKX-2的极限承载力试验值$N_{u,Test}$进行对比，如表3所示，可见两者差别在8%以内，表明仍然符合较好。

表3　节点极限承载力公式计算值与试验值对比

Tab. 3　Comparison of calculated and experimental values of UBC of joints

试件编号	$N_{u,FOR}$ /kN	$N_{u,Test}$ /kN	$N_{u,FOR}$ / $N_{u,Test}$
KKX−1	203.8	195.3	0.96
KKX−2	315.1	288.9	0.92

4　节点承载力设计公式的研究

第3节讨论的是空间KK′X型节点极限承载力计算公式，有必要在此基础上提出供工程应用的设计公式。为此按照前面第2节所述的校正法[10-11]，将式(13)KK′X型节点的K支管极限承载力$N^K_{u,KKX}$代入式(6)右侧的N_u，并将钢管材料的屈服强度f_y替换为强度设计值f，即可得到KK′X型节点K支管的承载力设计值$N^K_{d,KKX}$，为

$$N^K_{d,KKX}=\frac{\gamma_m\cdot\gamma_R}{K}\cdot\mu_{KKX}\cdot\psi_m\cdot N_{u,K} \tag{24}$$

同理，由于平面K型节点的承载力设计公式采用相同的校正法换算而来，故有式(25)：

$$N_{d,K}=\frac{\gamma_m\cdot\gamma_R}{K}\cdot N_{u,K} \tag{25}$$

将式(24)右侧部分用式(25)中$N_{d,K}$表示，则最终可得到$N^K_{d,KKX}$的表达式为

$$N^K_{d,KKX}=\mu_{KKX}\cdot\psi_m\cdot N_{d,K} \tag{26}$$

式中：$N^K_{d,KKX}$为空间KK′X型节点K支管的承载力设计值；μ_{KKX}为空间KK′X型节点承载力的几何调整系数，按照式(19)计算；ψ_m为空间KK′X型节点承载力的支管轴力比影响系数，按照式(21)计算；$N_{d,K}$为平面K型节点的支管承载力设计值，按照式(5)计算。

同时，空间KK′X型节点的X支管承载力设计值$N^X_{d,KKX}$的计算公式为

$$N^X_{d,KKX}=m_{XK}\cdot N^K_{d,KKX} \tag{27}$$

式(26)和式(27)给出了基于主管塑性破坏的、轴力作用下空间KK′X型圆钢管间隙节点承载力设计公式，其适用范围见表2。

5　结论

(1)空间KK′X型圆钢管间隙节点参数的有限元分析揭示γ和β_K对节点极限承载力影响最大，当其他几何参数不变时，节点极限承载力随着γ的增大而显著降低，随着β_K的增大而显著提高；β_X、θ和φ对节点极限承载力影响较大，当其他几何参数不变时，节点极限承载力随着β_X的增大而增大，随着θ的增大而减小，随着φ的增大而减小；τ_K和τ_X对节点极限承载力影响很小，节点极限承载力的计算公式可忽略它们的影响。

(2)支管轴力比m_{XK}对空间KK′X型节点极限承载力$N^K_{u,KKX}$的影响十分显著，$m_{XK}=0$时节点的极限承载力$N^{K,0}_{u,KKX}$达到最大值，X支管受压和受拉均使得K支管处节点极限承载力降低，X支管受压比受拉对节点极限承载力更为不利。在不同几何参数组合下，$N^K_{u,KKX}/N^{K,0}_{u,KKX}$随$m_{XK}$的变化趋势基本相同，可以

用单一自变量的函数$f(m_{XK})$来描述m_{XK}对节点极限承载力的影响。

(3)主管轴向应力比n对空间KK′X型节点极限承载力的影响可分2种情况:当$n<0$时,随着主管轴压应力的增大,节点极限承载力显著降低;当$n>0$时,较小和较大的主管轴拉应力分别会略微提高和降低节点极限承载力,总体上主管轴拉力对节点极限承载力的影响幅度很小,可以忽略不计。

(4)在钢结构设计标准的平面K型节点极限承载力计算公式的基础上,提出了采用几何调整系数μ_{KKX}和支管轴力比影响系数ψ_m表达的基于主管塑性破坏、轴力作用下空间KK′X型圆钢管间隙节点极限承载力计算公式,其准确可靠性得到了有限元和试验结果的验证。

(5)按照钢结构设计标准采用的校正法,进一步提出了普通钢材强度的空间KK′X型圆钢管间隙节点的承载力设计公式,为工程设计应用提供了指南。

作者贡献声明:

童乐为:课题研究负责人,技术路线制定与分析,论文修改、审定。

菅广跃:课题试验研究、数值分析,论文初稿撰写。

颜　阳:研究选题、立项、企业资助等负责人,课题工程应用设计研究主管。

赵成云:课题工程应用施工研究,试件加工负责人。

张得旺:课题工程应用施工研究,试件加工实施。

吴　斌:课题工程应用设计研究。

参考文献:

[1] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 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. Standard for design of steel structures: GB50017—2017 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.

[2] 中国工程建设标准化协会. 钢管结构技术规程: CECS 280: 2010[S]. 北京: 中国计划出版社,2010.
China Engineering Construction Standardization Association. Technical specification for steel pipe structure: CECS 280:2010 [S]. Beijing: China Planning Press,2010.

[3] European Committee for Standardization. Design of steel structures, part 1-8, design of joints: Eurocode 3 [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2005.

[4] WARDENIER J, KUROBANE Y, PACKER J A, *et al*. Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading [S]. Cologne: Verlag TÜV Rheinland, 2008.

[5] International Standards Organization. Static design procedure for welded hollow section joints: recommendations: ISO 14346: 2013 [S]. Geneva: International Standards Organization, 2013.

[6] 颜阳,菅广跃,童乐为, 等. 圆钢管KK′X型节点性能的试验和数值分析[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2026, 54(1):40.
YAN Yang, JIAN Guangyue, TONG Lewei, *et al*. Experimental and numerical investigation on behavior of circular hollow section KK′X joints [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2026,54(1):40.

[7] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构通用规范: GB 55006—2021[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2021.
Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. General specification for steel structures: GB 55006—2021[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2021.

[8] KUROBANE Y, MAKINO Y., OCHI K. Ultimate resistance of unstiffened tubular joints [J]. Journal of Structural Engineering. 1984, 110(2): 385.

[9] WARDENIER J, PACKER J A, ZHAO Xiaoling, *et al*. Hollow sections in structural applications [M]. Delft: Delft University of Technology, 2000.

[10] 陈继祖, 陆化普. 焊接管节点设计承载力公式研究[J]. 大连工学院学报, 1986,47(2): 47.
CHEN Jizu, LU Huapu. Formula for design bearing capacity of welded tubular joints [J]. Journal of Dalian University of Technology, 1986,47(2): 47.

[11] 沈祖炎. 直接焊管结构节点极限承载力的计算[J]. 钢结构, 1991,34(4), 34.
SHEN Zuyan. Calculation of ultimate bearing capacity of joints in directly-welded tubular structures [J]. Steel Constructions, 1991, 34(4): 34.