

支管轴压下高强钢圆管 X 形节点的承载力计算公式

宁 鹏¹, 童乐为¹, 朱小利²

(1. 同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 上海中侨职业技术大学 建筑工程学院, 上海 201514)

摘要: 研究了支管受压的 Q460、Q690、Q960 高强钢圆管 X 形节点的静力性能。采用经试验数据验证的有限元模型进行节点有限元参数分析, 研究高强钢牌号、支管与主管外径之比(β)、主管外径与其管壁厚度之比(2γ)、主管轴向应力比(n)对节点性能的影响; 与有限元参数分析和文献中试验结果对比, 评价我国钢结构设计标准计算公式的适用性。结果表明, 节点发生主管塑性破坏, 节点承载力多由主管局部变形限值(3% 主管外径)确定; 多数情况下钢结构设计标准计算公式高估了高强钢圆管 X 形节点的承载力; 主管受到压力或较大拉力时均会降低节点承载力。最后, 针对不同钢材牌号的圆管 X 形节点给出了建议的 2γ 范围。基于主管塑性破坏, 提出了考虑高强钢屈服强度、主管拉压效应的圆管 X 形节点承载力计算公式。

关键词: 高强钢系列; 圆管 X 形节点; 有限元分析; 主管拉压效应; 承载力

中图分类号: TU392.3

文献标志码: A

Bearing Capacity Formula of High-strength Steel CHS X-joints Under Axial Compression

NING Peng¹, TONG Lewei¹, ZHU Xiaoli²

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. School of Architecture and Engineering, Shanghai Zhongqiao Vocational and Technical University, Shanghai 201514, China)

Abstract: The static performance of circular hollow section (CHS) X-joints using Q460, Q690, Q960 high-strength steel under axial compression was investigated. Using the finite element (FE) model verified by experimental results, extensive FE parametric analyses of joints were carried out. The effects of high-strength steel grades, brace-to-chord diameter ratios (β), chord diameter-to-wall thickness ratios (2γ), and chord axial stress ratios (n) on the structural behavior of joints were studied. Then, the suitability of the bearing capacity

formula adopted by Chinese Standard GB 50017—2017 was evaluated against the results obtained from FE parametric analyses and literature test results. The conclusions can be drawn that the failure mode of joints is chord plastification, and the joint bearing capacity is often determined by the chord indentation limit, i. e., 3% of chord diameter; the bearing capacities of high-strength steel CHS X-joints are overestimated by the formula of Chinese Standard GB 50017—2017 in most cases; the chord subjected to pressure or larger tensile forces will reduce the joint bearing capacity. Finally, the ranges of 2γ for different steel grades are recommended. Based on the plastic failure of the chord, the bearing capacity formula of CHS X-joints is proposed, considering the yield strengths of high-strength steel and the chord preload effect.

Keywords: high-strength steel series; circular hollow section (CHS) X-joints; finite element analysis (FEA); chord preload effect; bearing capacity

钢管桁架结构已在工程结构中广泛应用, 通常采用普通强度结构钢。国际上, 一般将屈服强度 460 MPa 及以上的结构钢称为高强度钢(下文简称高强钢)。近年来各国都在发展高强钢在土木工程领域中的应用, 这可提高结构承载能力、减小构件截面和焊接量, 具有良好的经济和社会效益。因此, 在钢管结构中推广应用高强钢已是发展趋势。

国内外有关普通钢材的管桁架焊接节点(下文简称管节点)性能研究已经取得丰富的成果, 并纳入钢结构设计标准、指南中^[1-3]。目前高强钢管节点静力性能的研究还比较有限, 国内这方面的研究相对匮乏。2004 年, Liu 等^[4]采用数值方法研究了 S460 矩形管 K 形间隙节点的性能, 发现其量纲一承载力比相同条件下 S235 节点的低 10%~16%。2011 年, Puthli 等^[5]对 S355~S770 圆

收稿日期: 2022-11-22

基金项目: 国家自然科学基金(51778457)

第一作者: 宁 鹏, 博士生, 主要研究方向为钢结构。E-mail: ningpeng96@tongji.edu.cn

通信作者: 朱小利, 教授级高级工程师, 工学硕士, 主要研究方向为钢结构。

E-mail: 279732487@qq.com



论文
拓展
介绍

管(CHS)X形节点试件进行了支管受压试验。结果表明,节点承载力要大于欧洲规范(EC3)的公式计算值。2012年和2015年,Mohan等^[6-7]采用数值方法研究了C450矩形管T、X、N和K形节点的性能。2017年,Becque等^[8]开展了C450矩形管T、X形节点的支管受压试验。结果表明,国际管结构委员会(CIDECT)的计算公式低估了节点承载力。2017年,Lee等^[9]开展了HSA800(屈服强度650 MPa)圆管X形节点的支管受压试验,发现EC3公式低估了节点承载力。2017年和2018年,Lan等^[10-11]采用数值方法研究了支管受压的S460~S1100圆管X形节点的性能。2020年,Lan等^[12]开展了Q960圆管T、X形节点的支管受压试验。结果表明,节点均发生主管塑性破坏。2021年,Lan等^[13]提出了支管受压的S460~S1100圆管T形节点承载力计算公式。

我国《钢结构设计标准》^[1](下文简称《钢标》)指出:采用Q420、Q460钢时,节点承载力设计值的折减系数取0.9,采用Q390钢时折减系数取0.95。EC3规定^[2,14]:钢材牌号为S355~S460时,折减系数取0.9,S460~S700时取0.8。国内外钢结构设计规范有关管节点承载力的计算公式实际上来源于以往对普钢管节点的研究成果,但不适用于高强钢管节点承载力计算,若要使用则需考虑折算系数。然而,折算系数是一个固定值,难以充分发挥高强钢优势。

以支管受压的Q460、Q690、Q960高强钢圆管X形节点为对象,研究其静力性能。首先,针对文献中的节点试件参数,应用Abaqus软件建立节点的有限元模型并进行计算,将计算结果与文献中试验结果进行对比,验证有限元模型的可靠性;然后,采用经验证的有限元模型进行大量的节点参数分析,并分别将有限元结果、文献中试验结果与《钢标》公式计算结果进行对比,评价《钢标》公式的适用性;最后,

分析各节点参数的影响规律,基于现行《钢标》提出节点承载力的精细化计算公式。

1 有限元模型验证与节点参数分析

1.1 节点有限元模型建立

1.1.1 节点尺寸和材料属性

文献[5,9,12]中对若干个高强钢圆管X形节点试件进行了支管受压试验。选取其中12个节点试件进行有限元分析,试件编号分别为R32^[5]、R69^[5]、R75^[5]、X90-420-0.62-26^[9]、X90-650-0.62-26^[9]、X90-650-0.75-16^[9]、X1~X6^[12]。试件形状及试验装置如图1所示,试件尺寸如表1所示。主管的钢材力学性能如表2所示。文献[5,9]中仅列出了钢材屈服强度和抗拉强度,故钢材弹性模量近似取210 GPa,抗拉强度应变值取10%^[10]。文献[12]中节点试件的高强钢应力-应变曲线如图2所示。

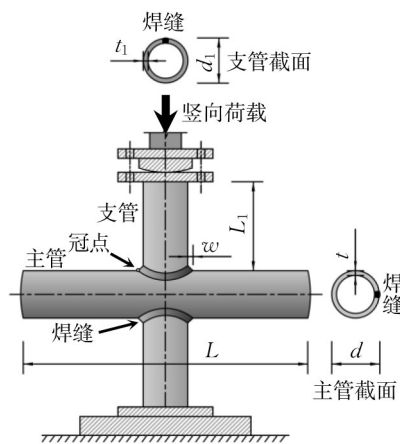


图1 圆管X形节点试件及试验装置

Fig.1 CHS X-joint specimens and test setup

表1 圆管X形节点试件尺寸

Tab.1 Measured dimensions of CHS X-joint specimens

节点编号	d/mm	t/mm	d_1/mm	t_1/mm	w/mm	β	2γ
R32 ^[5]	324.7	14.80	177.9	8.40		0.55	22
R69 ^[5]	159.2	9.20	60.6	5.20		0.38	17
R75 ^[5]	244.7	22.00	194.6	16.00		0.80	11
X90-420-0.62-26 ^[9]	650.0	25.00	400.0	25.00		0.62	26
X90-650-0.62-26 ^[9]	650.0	25.00	400.0	25.00		0.62	26
X90-650-0.75-16 ^[9]	400.0	25.00	300.0	15.00		0.75	16
X1 ^[12]	251.3	4.63	234.6	4.69	6.1	0.93	54
X2 ^[12]	252.1	4.71	216.9	4.72	6.1	0.86	54
X3 ^[12]	251.5	4.68	174.9	4.70	5.5	0.70	54
X4 ^[12]	251.4	4.73	150.8	4.69	5.7	0.60	53
X5 ^[12]	202.3	4.72	174.3	4.65	6.4	0.86	43
X6 ^[12]	235.2	4.66	202.5	4.64	6.5	0.86	50

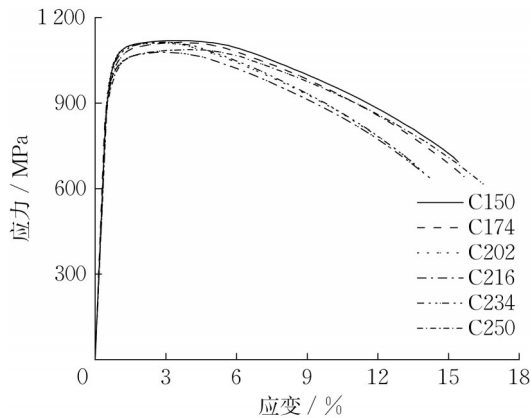
注: d 为主管外径; t 为主管壁厚; L 为主管长度; d_1 为支管外径; t_1 为支管壁厚; L_1 为支管长度; w 为焊脚长度; $\beta=d_1/d$; $2\gamma=d/t$ 。

表2 圆管钢材的基本力学性能

Tab.2 Basic mechanical properties of CHS

节点/圆管编号	E/GPa	f_y /MPa	f_u /MPa	ϵ_u /‰	f_y/f_u
R32 ^[5]	210	734	802	10.0	0.92
R69 ^[5]	210	858	879	10.0	0.98
R75 ^[5]	210	811	863	10.0	0.94
X90-420-0.62-26 ^[9]	210	478	586	10.0	0.82
X90-650-0.62-26 ^[9]	210	798	914	10.0	0.87
X90-650-0.75-16 ^[9]	210	806	938	10.0	0.86
C150 ^[12]	203	1 008	1 119	3.5	0.90
C174 ^[12]	208	974	1 114	3.4	0.87
C202 ^[12]	203	1 016	1 112	2.8	0.91
C216 ^[12]	204	969	1 080	2.9	0.90
C234 ^[12]	211	994	1 115	2.9	0.89
C250 ^[12]	202	950	1 086	4.1	0.87

注:C后数字表示圆管名义外径,与节点X1~X6相对应;E为弹性模量; f_y 为屈服强度; f_u 为抗拉强度; ϵ_u 为抗拉强度应变值。

图2 高强钢应力-应变曲线^[12]Fig.2 Stress-strain curves of high-strength steel^[12]

节点试件R32^[5]、R69^[5]、R75^[5]、X90-420-0.62-26^[9]、X90-650-0.62-26^[9]、X90-650-0.75-16^[9]的钢材应力-应变关系采用两折线强化模型,节点试件X1~X6^[12]的钢材应力-应变关系按图2考虑。钢材采用von Mises屈服准则和各向同性强化法则,钢材泊松比统一取0.3。

1.1.2 边界条件和加载方式

节点有限元模型的边界条件与试件支座条件(见图1)保持一致。如图3所示,有限元模型的主管两端为自由端,约束上、下支管端部除轴向平动自由度以外的所有自由度。有限元模型采用位移加载方式,即在上、下支管端部施加等值反向的轴向位移,使支管受到轴向压力作用。

1.1.3 单元类型和网格划分

分别采用壳单元、实体单元对各节点试件进行建模和计算,并对比2种有限元模型的计算结果。

壳单元模型采用壳单元S4R,建模时不考虑节点焊缝,并细化主、支管相交区域的网格。实体单元

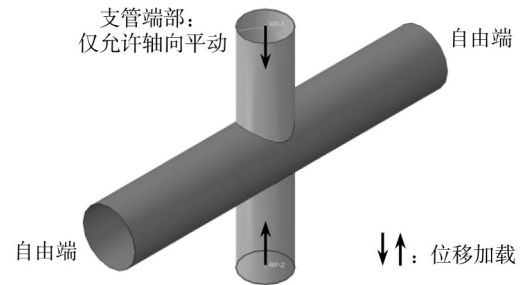


图3 有限元模型的边界条件和加载方式

Fig.3 Boundary conditions and loading mode of FE models

模型采用实体单元C3D8R,沿管壁厚度方向布置4层单元;采用实体单元C3D6模拟节点焊缝,焊缝与主、支管表面建立绑定约束。以节点试件X4为例,壳单元和实体单元模型的网格划分如图4所示。

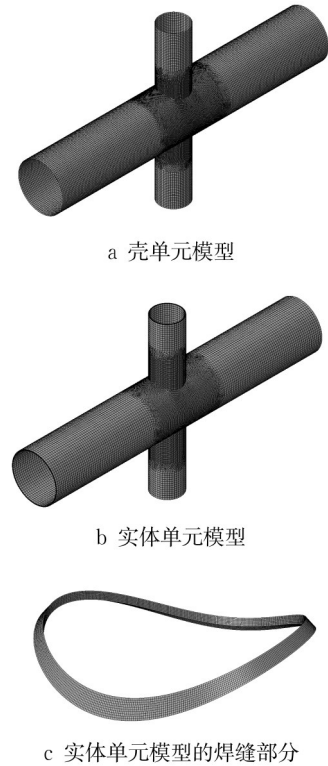


图4 节点试件X4有限元模型的网格划分

Fig.4 Mesh layouts of FE models of joint X4

1.2 有限元模型计算结果的对比与验证

对12个节点试件进行了有限元分析,以冠点位移表征节点变形,绘制受压支管轴力-节点变形曲线($N-\delta$ 曲线)。根据有限元分析或文献中试验得到的 $N-\delta$ 曲线,节点承载力 N_u 按下式计算:

$$N_u = \text{最先达到} \{N_{\text{peak}}, N_{3\%d}\} \quad (1)$$

式中: N_{peak} 为 $N-\delta$ 曲线最高点对应的支管轴力; $N_{3\%d}$ 为节点变形为 $3\%d$ (d 为主管直径)时的支管轴力。

节点承载力的有限元分析与试验结果对比如表 3 所示, N - δ 曲线对比如图 5 所示。如表 3 所示, $N_{u,shell}/N_{u,test}$ 均值为 0.98, $N_{u,solid}/N_{u,test}$ 均值为 0.98。由此可知,壳单元模型和实体单元模型均可以较准确地计算节点承载力,且差异很小。如图 5 所示, N - δ 曲线的有限元分析与试验结果吻合较好。以节点 X2 为例,节点破坏模式有限元分析与试验结果对比如图 6 所示。2 种有限元模型的破坏模式均与试验结果保持一致,均发生由主管管壁局部弯曲导致的塑性破坏。其余节点有限元和试验的破坏模式均与节点 X2 的类似。可见,2 种有限元模型均可以准确地模拟节点试件的破坏模式。

表 3 节点承载力有限元分析与试验结果对比

Tab.3 Comparison of joint bearing capacity between FEA and experimental results					
节点编号	$N_{u,shell}/\text{kN}$	$N_{u,solid}/\text{kN}$	$N_{u,test}/\text{kN}$	$N_{u,shell}/N_{u,test}$	$N_{u,solid}/N_{u,test}$
R32 ^[5]	1 579	1 531	1 774	0.89	0.86
R69 ^[5]	508	498	519	0.98	0.96
R75 ^[5]	5 368	5 303	5 298	1.01	1.00
X90-420-0.62-26 ^[9]	3 573	3 536	3 759	0.95	0.94
X90-650-0.62-26 ^[9]	5 258	5 221	5 612	0.94	0.93
X90-650-0.75-16 ^[9]	6 770	6 667	6 965	0.97	0.96
X1 ^[12]	408	412	393	1.04	1.05
X2 ^[12]	332	328	325	1.02	1.01
X3 ^[12]	214	231	222	0.96	1.04
X4 ^[12]	175	190	188	0.93	1.01
X5 ^[12]	356	346	342	1.04	1.01
X6 ^[12]	341	330	322	1.06	1.02
均值				0.98	0.98
变异系数				0.051	0.053

注: $N_{u,shell}$ 和 $N_{u,solid}$ 分别为壳单元和实体单元有限元模型的计算结果; $N_{u,test}$ 为文献中试验结果。

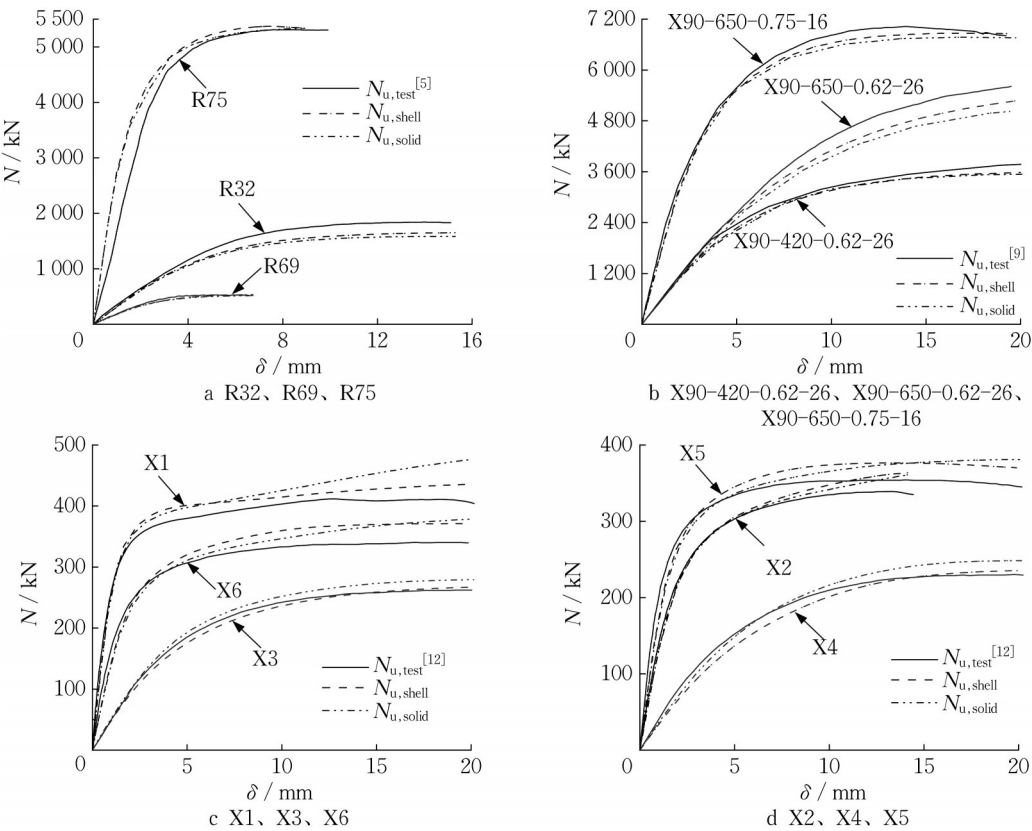


图 5 节点 N - δ 曲线有限元分析与试验结果对比

Fig.5 Comparison of joint N - δ curves between FEA and experimental results

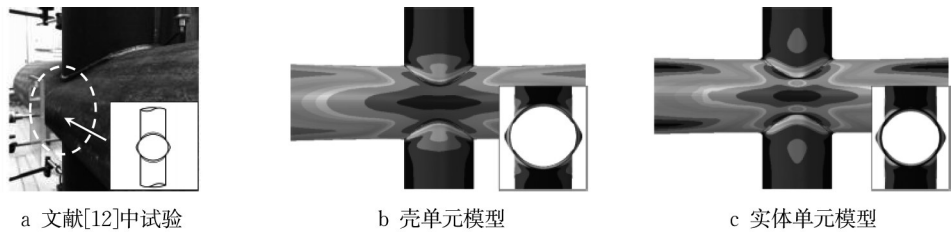


图6 节点X2破坏模式有限元分析与试验结果对比

Fig.6 Comparison of failure mode of joint X2 between FEA and experimental results

以上分析验证了所建立有限元模型的可靠性,2种单元有限元模型计算结果的差异很小。考虑到实体单元模型的建模和计算用时较长,后续的节点有限元参数分析均采用壳单元模型。

1.3 节点有限元参数分析

为了研究各节点参数对高强度钢管节点性能的影响,共设计了1 203个支管受压的高强度圆管X形节点的有限元算例(下文简称算例),考察的节点参数包括高强度牌号、主管外径与其管壁厚度之比 2γ ($2\gamma=d/t$)、支管与主管外径之比 β ($\beta=d_1/d$)、主管轴向应力比 n ($n=\sigma/f_y$, σ 为主管轴向应力)。

算例的主管外径 d 取150 mm。算例的钢材牌号为Q460、Q690、Q960。每一牌号设计了81个 $n=0$ 和320个 $n\neq 0$ 的算例。对于 $n=0$ 的算例, 2γ 分别取10、15、20、25、30、35、40、45、50, β 分别取0.2、0.3、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8、0.9、1.0。对于 $n\neq 0$ 的算例, 2γ 分别取10、20、30、40、50, β 分别取0.3、0.5、0.7、0.9, n 分别取 ± 0.8 、 ± 0.7 、 ± 0.6 、 ± 0.5 、 ± 0.4 、 ± 0.3 、 ± 0.2 、 ± 0.1 ($n>0$ 时主管受拉)。

算例的支管与主管管壁厚度之比 τ ($\tau=t_1/t$)取1.0。由图7有限元分析结果可知,几何参数 τ 对 $N-\delta$ 曲线的影响很小,故不考虑 τ 的影响。为避免主管过短而影响节点受力,算例的主管长度 L 取 $6d^{[10-11]}$,相应的支管长度 L_1 取 $3d_1$ 。表4汇总了本算例的节点参数范围,并对比了现行《钢标》规定。

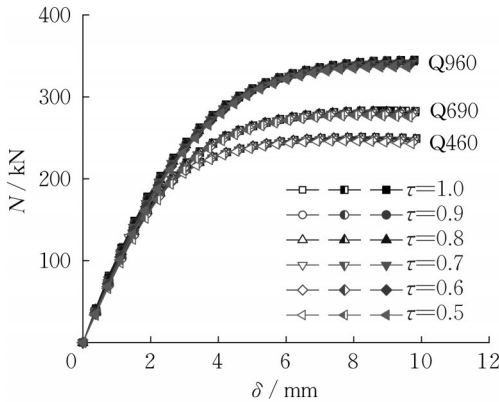


图7 几何参数 τ 对节点 $N-\delta$ 曲线的影响($\beta=0.5, 2\gamma=25$)
Fig.7 Effect of geometric parameter τ on joint $N-\delta$ curve ($\beta=0.5, 2\gamma=25$)

表4 圆管X形节点参数范围

Tab.4 Ranges of parameters of CHS X-joints

项目	钢材牌号	β	2γ	n	τ	θ
《钢标》规定范围	Q235~Q460	[0.2, 1.0]	$\leq 100\epsilon_k^2$		[0.2, 1.0]	[30°, 90°]
本算例分析范围	Q460、Q690、Q960	[0.2, 1.0]	[10, 50]	[-0.8, 0.8]	1.0	90°

注: θ 为支管轴线与主管轴线的夹角; ϵ_k 为钢号修正系数, $\epsilon_k = \sqrt{235/f_y}$ 。

为了更真实地反映高强度牌号的影响,算例采用的高强度圆管的基本力学性能参考了Chen等^[15]得到的拉伸试验结果。高强度圆管的力学性能如表5所示,高强度钢的应力-应变关系按下式进行计算^[15-16]:

$$\sigma = f_y \left(\frac{\epsilon_p}{0.002} \right)^{\frac{1}{\lambda} + K\epsilon_p^m} \quad (2)$$

$$\epsilon = \epsilon_p + \frac{f_y}{E} \left(\frac{\epsilon_p}{0.002} \right)^{\frac{1}{\lambda} + K\epsilon_p^m} \quad (3)$$

$$K = \frac{\log_{f_u/f_y} \left(\frac{\epsilon_u - f_y/E}{0.002} - \lambda \right)}{\left(\epsilon_u - \frac{f_y}{E} \right)^m} \quad (4)$$

式中: ϵ_p 为塑性应变; K 为计算参数; λ 和 m 为拟合系数。

根据上述节点参数及高强度钢应力-应变曲线,建立所有算例的有限元模型并进行计算。为了避免节点变形过大,采用 $3\%d$ 作为节点变形限值^[3],节点承载力 $N_{u,FE}$ 按式(1)确定。

表 5 高强钢圆管的基本力学性能^[15]Tab.5 Basic mechanical properties of high-strength steel CHS^[15]

钢材牌号	E/GPa	f_y/MPa	f_u/MPa	$\epsilon_u/\%$	λ	m
Q460	217	624	695	7.60	7.9	0.35
Q690	208	758	808	4.71	10.1	0.35
Q960	206	959	1 045	3.02	7.0	0.60

2 节点计算结果对比与分析

2.1 《钢标》计算方法

图 8 为圆环塑性铰模型,用于计算圆管 X 形节点极限承载力。该模型假设节点破坏时主管截面形成了 6 个塑性铰,基于圆环塑性铰模型推导得到的圆管 X 形节点极限承载力 $N_{u,x}$ 如下所示^[17]:

$$N_{u,x} = \frac{c_0}{(1 - c_1\beta)} \phi_n \frac{t^2 f_y}{\sin \theta} \quad (5)$$

式中: c_0 和 c_1 为系数; ϕ_n 为考虑主管轴向应力影响的参数; θ 为主管轴线与支管轴线夹角。

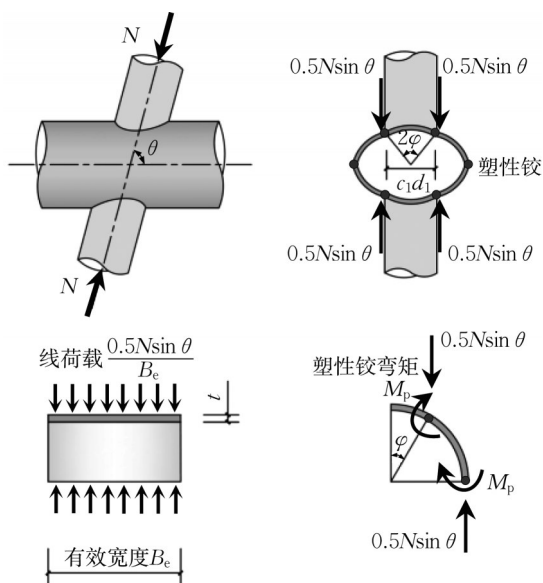


图 8 圆环塑性铰模型

Fig.8 Ring plastic hinge model

《钢标》规定,对于圆管 X 形节点,受压支管在管节点处的承载力设计值 $N_{d,GB}$ 按下式计算^[1]:

$$N_{d,GB} = \frac{5.45}{(1 - 0.81\beta)} \phi_{n,GB} \frac{t^2 f}{\sin \theta} \quad (6)$$

$$\phi_{n,GB} = \begin{cases} 1 - 0.3|n| - 0.3n^2, & n < 0 \\ 1, & n \geq 0 \end{cases} \quad (7)$$

式中: $\phi_{n,GB}$ 为《钢标》中考虑主管轴向应力影响的参数; f 为主管抗拉强度设计值。

由式(7)可见,《钢标》考虑了主管受压的不利影响,但没有考虑主管受拉的影响。《钢标》规定的节点承载力设计值计算公式是由节点极限承载力计算公式通过校准法换算得到的,极限承载力公式如下所示^[18]:

$$N_u = \frac{6.56}{(1 - 0.81\beta)} \phi_{n,GB} \frac{t^2 f_y}{\sin \theta} \quad (8)$$

式(8)是由节点试验数据回归分析得到的,公式计算值与试验值之比的均值为 1.093 1^[18]。为了与本算例的有限元分析结果进行对比,将式(8)除以 1.093 1 得到用于对比分析的节点承载力计算公式,如下所示:

$$N_{u,GB} = \frac{6.00}{(1 - 0.81\beta)} \phi_{n,GB} \frac{t^2 f_y}{\sin \theta} \quad (9)$$

若无说明,下文中的“《钢标》公式”均指式(9)。

2.2 《钢标》公式适用性评价

按式(9)计算了 1 203 个算例和文献中 12 个高强钢圆管 X 形节点试件的承载力。公式计算结果、有限元分析结果和文献中试验结果分别记作 $N_{u,GB}$ 、 $N_{u,FE}$ 和 $N_{u,test}$ 。算例公式计算结果与有限元结果对比如图 9 所示,对比统计结果如表 6 所示。

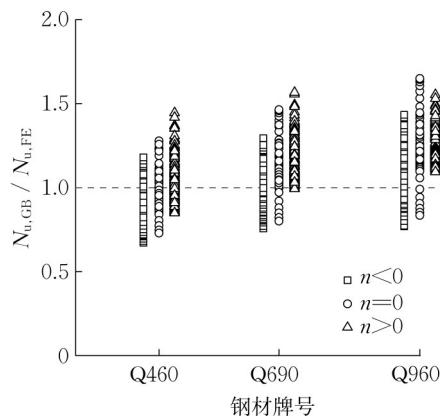


图 9 节点承载力公式与有限元分析结果对比

Fig.9 Comparison of joint bearing capacity between formula and FEA

如图 9 所示, $N_{u,GB}/N_{u,FE}$ 的离散程度随钢材牌号提高而增大。对于同一牌号, $n < 0$ 、 $n = 0$ 和 $n > 0$ 所对应的散点值依次增大,且较多的散点值大于 1.0,说明很多情况下《钢标》公式的计算结果偏不安全。

如表 6 所示,当 $n = 0$ 时, Q460、Q690 和 Q960 节点所对应比值 $N_{u,GB}/N_{u,FE}$ 的均值分别为 1.00、1.14 和 1.22。总体上,《钢标》公式能较准确地计算 Q460 节点承载力,而高估了 Q690 和 Q960 节点承载力,并且高估程度随钢材牌号提高而增大。同理,当 $n < 0$

表 6 节点承载力比值 $N_{u,GB}/N_{u,FE}$ 的统计分析结果

Tab.6 Statistical analysis results of joint bearing capacity ratio $N_{u,GB}/N_{u,FE}$

轴向应力比	$N_{u,GB}/N_{u,FE}$			
	钢材牌号	节点数	均值	变异系数
$n=0$	Q460	81	1.00	0.131
	Q690	81	1.14	0.129
	Q960	81	1.22	0.140
$n<0$	Q460	160	0.88	0.137
	Q690	160	1.00	0.134
	Q960	160	1.06	0.147
$n>0$	Q460	160	1.07	0.117
	Q690	160	1.20	0.098
	Q960	160	1.27	0.085

时,《钢标》公式低估了 Q460 节点承载力,对 Q690 节点承载力的计算较准确,而高估了 Q960 节点承载力;当 $n>0$ 时,《钢标》公式高估了 Q460、Q690 和 Q960 节点承载力,并且高估程度随钢材牌号提高而增大。由表 7 可知,对于 12 个高强钢圆管 X 形节点试件^[5,9,12],《钢标》公式高估了大多数节点试件的承载力,平均高估程度达到 21%。

以上分析表明,《钢标》公式不适用于高强钢管 X 形节点承载力计算,而且很多情况下高估了承载力。这是因为《钢标》公式未考虑 3% d 限值对承载力的限制, $\psi_{n,GB}$ 也没有准确反映主管应力的影响。

表 7 节点承载力公式与试验结果对比

Tab.7 Comparison of joint bearing capacity between formula and experimental results

节点编号	β	2γ	f_y/MPa	$N_{u,GB}/\text{kN}$	$N_{u,\text{test}}/\text{kN}$	$N_{u,GB}/N_{u,\text{test}}$
R32 ^[5]	0.55	22	734	1740	1 774	0.98
R69 ^[5]	0.38	17	858	630	519	1.21
R75 ^[5]	0.80	11	811	6 692	5 298	1.26
X90-420-0.62-26 ^[9]	0.62	26	478	3 602	3 759	0.96
X90-650-0.62-26 ^[9]	0.62	26	798	6 013	5 612	1.07
X90-650-0.75-16 ^[9]	0.75	16	806	7 702	6 965	1.11
X1 ^[12]	0.93	54	972	513	393	1.30
X2 ^[12]	0.86	54	972	427	325	1.31
X3 ^[12]	0.70	54	972	293	222	1.32
X4 ^[12]	0.60	53	972	254	188	1.35
X5 ^[12]	0.86	43	1 012	448	342	1.31
X6 ^[12]	0.86	50	990	426	322	1.32
均值						1.21
变异系数						0.113

2.3 节点参数影响分析

2.3.1 几何参数 β 和 2γ 的影响

根据 $n=0$ 节点算例的有限元结果,图 10 给出了几何参数 β 和 2γ 对节点量纲一承载力 $N_{u,FE}/(\ell^2 f_y)$ 的

影响。由图 10 可知,节点量纲一承载力随 β 的增大而增大。当 β 较小时, 2γ 对节点量纲一承载力的影响很小;当 β 较大时,节点量纲一承载力随 2γ 的增大而增大。

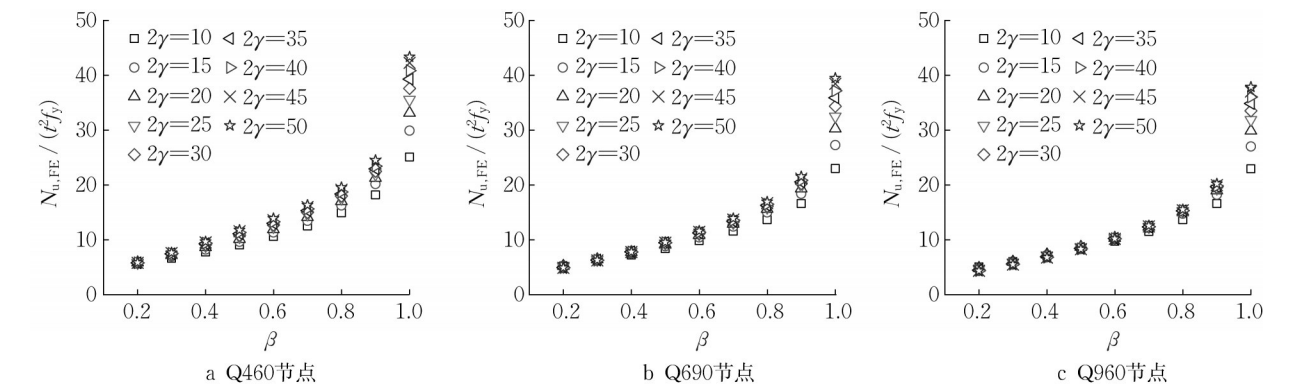


图 10 几何参数 β 和 2γ 对节点量纲一承载力的影响

Fig.10 Effects of geometric parameters β and 2γ on non-dimensional joint bearing capacity

2.3.2 高强钢牌号的影响

图 11 给出了若干个节点算例($n=0$)的 $N-\delta$ 曲线。由图 11a、b 可知,钢材牌号越高,比值 $N_{3\%d}/$

N_{peak} 则越小。换言之,钢材屈服强度越大,节点变形相对越早地达到 3% d ,导致高强钢的利用不够充分。由图 11c、d 可知,当 β 较大时,节点承载

力可由 N - δ 曲线最高点确定,此时高强钢可以被充分利用。

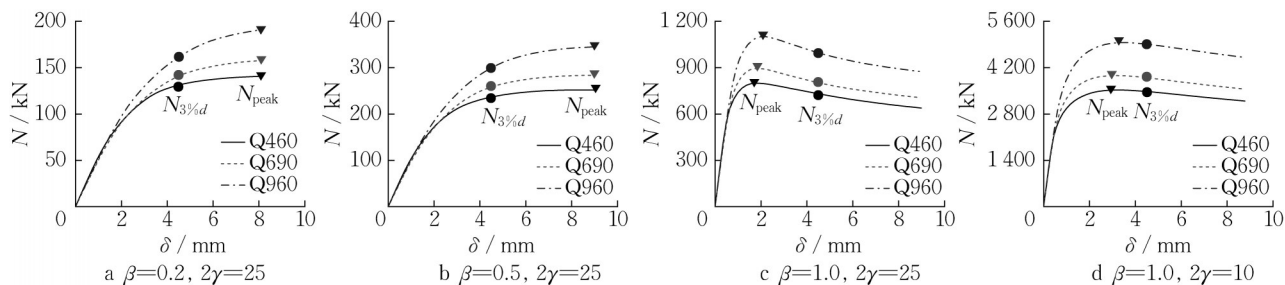


图11 圆管X形节点 N - δ 曲线

Fig.11 N - δ curves of CHS X-joints

图12给出了典型节点算例($n=0$)的钢材塑性应变分布,图中深色区域钢材处于弹性,浅色区域处于塑性。由图12a~c可知,钢材牌号越高,则主管钢材进入塑性的范围越小,相当于圆环塑性铰模型中的有效宽度 B_e 越小。不难发现,图12a~c与图11b对应,说明有效宽度越小,节点承载力越早由3% δ 限值确定。由图12d~f可知, β 越大,主管塑性应变分布越接近圆环塑性铰模型,承载力也越接近 N_{peak} 。

2.3.3 主管轴向应力比 n 的影响

其他节点参数相同的条件下,将 $n \neq 0$ 与 $n=0$ 节点算例的承载力 ($N_{u,FE}$) 相除,计算出所有 $n \neq 0$ 算例的参数 ψ_n ,并将计算结果绘制为散点图,如图13~15所示。由图13~15可知,主管受到压力或较大拉力时,节点承载力明显降低,并且降低程度随轴力增大

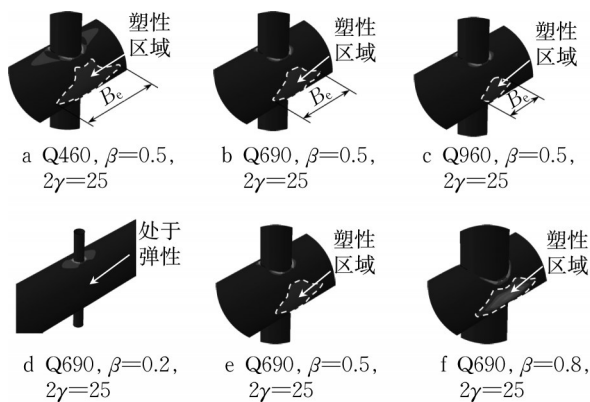


图12 圆管X形节点的塑性应变分布

Fig.12 Plastic strain distribution of CHS X-joints

而增大。主管拉力过大,则钢材在变形达到3% δ 之前发生屈服,使节点刚度减小,导致节点承载力降低。

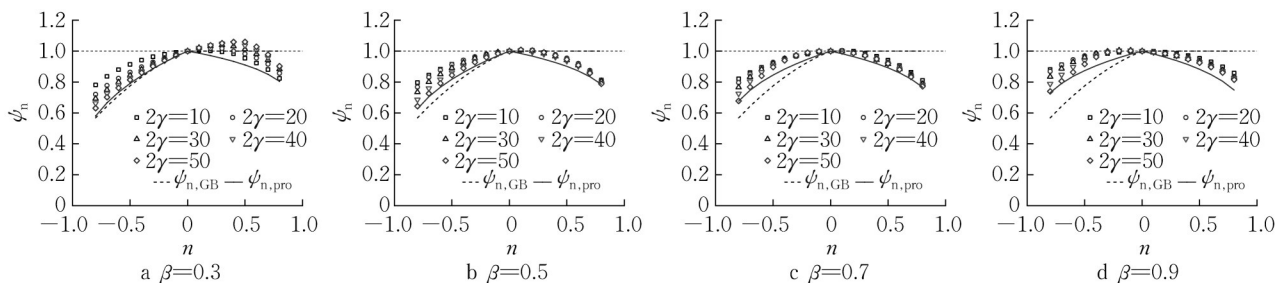


图13 Q460圆管X形节点参数 ψ_n 对比

Fig.13 Comparison of factor ψ_n for Q460 CHS X-joints

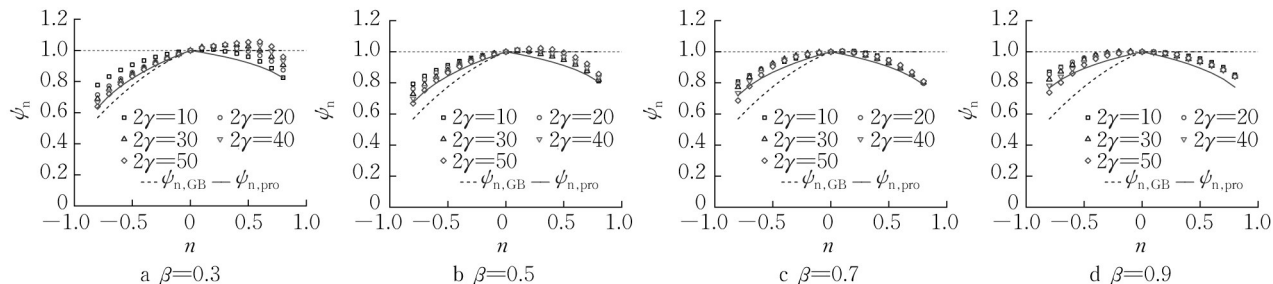
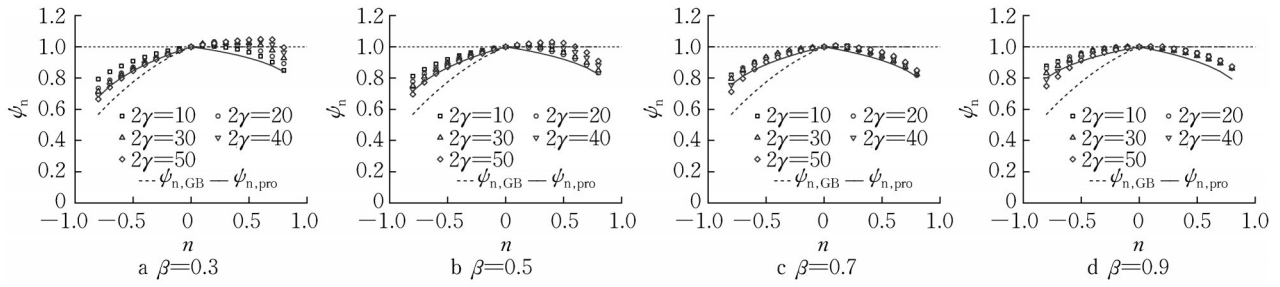


图14 Q690圆管X形节点参数 ψ_n 对比

Fig.14 Comparison of factor ψ_n for Q690 CHS X-joints

图15 Q960圆管X形节点参数 ψ_n 对比Fig.15 Comparison of factor ψ_n for Q960 CHS X-joints

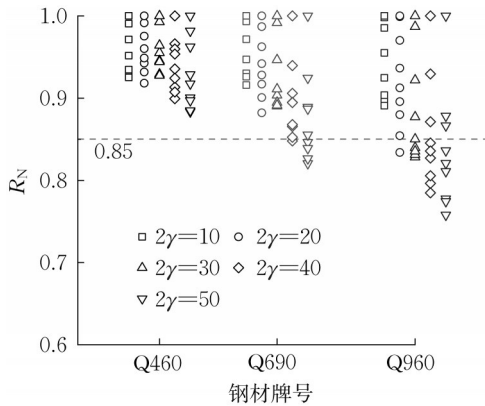
3 节点承载力计算公式

3.1 高强度利用效率指标与节点几何参数范围

为了定量研究高强度是否被充分利用,定义高强度—高强度利用效率指标 R_N ,计算式如下所示:

$$R_N = \frac{N_{u,FE}}{N_{peak}} \quad (10)$$

当 $R_N < 1$ 时,节点承载力等于 $N_{3\%d}$;当 $R_N = 1$ 时,节点承载力等于 N_{peak} ; R_N 越大,说明高强度被利用得越充分。按式(10)计算了 $n=0$ 算例的 R_N 值,计算结果如图16所示。以 R_N 不小于0.85作为较充分利用高强度的判据。对于高强度圆管X形节点的设计,参数 2γ 的取值范围建议如下:当钢材牌号为Q460时, $2\gamma \leq 50$;当钢材牌号高于Q460且不超过Q690时, $2\gamma \leq 40$;当钢材牌号高于Q690且不超过Q960时, $2\gamma \leq 30$ 。

图16 圆管X形节点的指标 R_N Fig.16 Index R_N of CHS X-joints

3.2 建议的节点承载力计算公式

首先,根据《钢标》公式和节点参数分析结论,确定新的节点承载力计算公式的表达形式;然后,对本节点算例进行筛选,对筛选后数据进行多元线性回归分析,得到关于支管受压的Q460、Q690、Q960高

强度圆管X形节点承载力计算公式,如下所示:

$$N_{u,pro} = \frac{6.62}{(1 - 0.81\beta)} \phi_g \phi_y \psi_{n,pro} \frac{t^2 f_y}{\sin \theta} \quad (11)$$

$$\phi_g = (1 + \beta)^{0.46} \gamma^{0.16} \quad (12)$$

$$\phi_y = 0.60 - 39 \frac{f_y}{E} \quad (13)$$

$$\psi_{n,pro} = (1 - |n|)^{\alpha} \quad (14)$$

$$\alpha = \begin{cases} (0.60 - 0.35\beta) \left(1 - 110 \frac{f_y}{E}\right), & n < 0 \\ (0.15 + 0.10\beta) \left(1 - 86 \frac{f_y}{E}\right), & n \geq 0 \end{cases} \quad (15)$$

式中: ϕ_g 为考虑几何参数 β 和 2γ 影响的参数; ϕ_y 为考虑高强度牌号影响的参数; $\psi_{n,pro}$ 为本方法考虑主管轴向应力影响的参数。式(13)和(15)中 f_y 采用按钢材牌号表示的屈服强度。

按式(11)计算了本算例的节点承载力,计算结果记作 $N_{u,pro}$ 。公式计算结果与有限元分析结果对比如表8所示。当 $n=0$ 时,Q460、Q690和Q960节点所对应比值 $N_{u,pro}/N_{u,FE}$ 的均值分别为1.00、1.03和0.98,当 $n \neq 0$ 时,比值 $N_{u,pro}/N_{u,FE}$ 的均值略小于1.00,表明式(11)可以准确计算反映各类高强度牌号和主管拉压效应影响的圆管X形节点承载力。

图13~15绘制了按式(7)计算的 $\psi_{n,GB}$ 曲线以及按式(14)计算的 $\psi_{n,pro}$ 曲线。由图13~15可知,由于《钢标》没有考虑主管受拉时的不利作用,因此 $n > 0$ 时 $\psi_{n,GB}$ 曲线偏于不安全,但 $n < 0$ 时 $\psi_{n,GB}$ 曲线又偏于保守。由式(14)、(15)可知,建议的 $\psi_{n,pro}$ 曲线考虑了主管受拉和受压时的不利作用,也考虑了高强度牌号和几何参数 β 的影响,因此 $\psi_{n,pro}$ 曲线与图中散点吻合较好。

基于设计需求,采用校准法将式(11)换算为节点承载力设计值计算公式,换算方法如下所示:

表 8 节点承载力比值 $N_{u,pro}/N_{u,FE}$ 的统计分析结果
Tab.8 Statistical analysis results of joint bearing capacity ratio $N_{u,pro}/N_{u,FE}$

轴向应力比	$N_{u,pro}/N_{u,FE}$			
	钢材牌号	节点数	均值	变异系数
$n=0$	Q460	81	1.00	0.073
	Q690	63	1.03	0.077
	Q960	45	0.98	0.076
$n<0$	Q460	160	0.93	0.088
	Q690	128	0.98	0.087
	Q960	96	0.95	0.087
$n>0$	Q460	160	0.95	0.063
	Q690	128	0.98	0.066
	Q960	96	0.95	0.067

$$N_{d,pro} = \frac{\gamma_r \gamma_m N_{u,pro}}{\gamma_k} \quad (16)$$

式中: $N_{d,pro}$ 为节点承载力设计值; $N_{u,pro}$ 为节点承载力, 按式(11)计算; γ_k 为塑性设计安全系数, 取 1.7; γ_m 为荷载分项系数, 近似取恒载分项系数与活载分项系数的平均值, 取 1.4; γ_r 为高强度钢管的材料抗力分项系数, 因缺乏统计资料, 且钢材牌号涵盖范围大, 偏安全地取 1.0。

采用校准法换算得到的 Q460、Q690、Q960 高强度钢管 X 形节点承载力设计值计算式如下所示:

$$N_{d,pro} = \frac{5.45}{(1 - 0.81\beta)} \phi_g \phi_y \phi_{n,pro} \frac{t^2 f}{\sin \theta} \quad (17)$$

ϕ_g 、 ϕ_y 和 $\phi_{n,pro}$ 分别按式(12)、(13)、(14)计算。对比可知, 式(17)与《钢标》规定的式(6)在表达形式上较为相近, 便于工程设计使用。

4 结论

(1) 支管在轴压作用下, 高强度圆管 X 形节点发生由主管管壁局部弯曲导致的塑性破坏。确定高强度节点承载力时, 建议将 3% d 作为节点变形限值, 以免主管局部变形过大。

(2) 高强度牌号、几何参数 β 和 2γ 均会影响节点性能, 但几何参数 τ 的影响很小; 节点量纲一承载力随 β 和 2γ 增大而增大, 且 β 越大 2γ 的影响越明显; 几何参数 β 越大, 节点破坏时主管钢材的塑性应变分布则越接近于圆环塑性铰模型。

(3) 为了充分发挥高强度钢的作用, 对于圆管 X 形节点的设计, 建议几何参数 2γ 的取值范围如下: 当钢材牌号为 Q460 时, 则 $2\gamma \leq 50$; 当钢材牌号高于 Q460 且不超过 Q690 时, 则 $2\gamma \leq 40$; 当钢材牌号高于 Q690 且不超过 Q960 时, 则 $2\gamma \leq 30$ 。

(4) 主管轴向应力比 n 、高强度牌号和几何参数 β 均对参数 ϕ_n 有影响。少数情况下主管受拉对节点承载力有少量提高作用, 但主管受到较大拉力时节点承载力会显著降低。《钢标》没有考虑主管受拉时的影响, 因此当主管受到较大拉力时, 《钢标》对参数 ϕ_n 的计算偏于不安全。

(5) 通过回归分析, 提出了基于主管塑性破坏的高强度圆管 X 形节点承载力计算式, 该计算式考虑了 Q460、Q690、Q960 高强度屈服强度、主管拉压效应等影响因素。

作者贡献声明:

宁 鹏: 有限元分析, 数据分析, 论文撰写。

童乐为: 论文撰写, 数据分析指导, 论文修改, 项目资助。

朱小利: 学术指导, 论文修改。

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 structure: GB 50017—2017 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2017.
- [2] European Committee for Standardization. Eurocode 3: design of steel structures. Part 1-8: design of joints [S]. Brussels: European Committee for Standardization, 2005.
- [3] WARDENIER J, KUROBANE Y, PACKER J A, *et al.* Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading [M]. Cologne: Verlag TÜV Rheinland, 2008.
- [4] LIU D K, WARDENIER J. Effect of the yield strength on the static strength of uniplanar K-Joints in RHS (steel grade S460, S355 and S235): IIW Doc. XV-E-04-293 [R]. Delft: International Institute of Welding Sub-commission XV-E, 2004.
- [5] PUTHLI R, BUCAK O, HERION S, *et al.* Adaptation and extension of the valid design formulae for joints made of high-strength steels up to S690 for cold-formed and hot-rolled sections: CIDECT report 5BT-1/11 [R]. Karlsruhe: CIDECT, 2011.
- [6] MOHAN M, WILKINSON T. FEA of T & X joints in grade C450 steel [C]// Proceedings of 14th International Symposium on Tubular Structures. London: CRC Press, 2012: 185-194.
- [7] MOHAN M, WILKINSON T. Finite element simulations of 450 grade cold-formed K and N joints [C]// Proceedings of 15th International Symposium on Tubular Structures. Rio de Janeiro: CRC Press, 2015: 449-456.
- [8] BECQUE J, WILKINSON T. The capacity of grade C450

(下转第 85 页)