

引用本文:刘永健,王文帅,马印平,等. 矩形钢管和矩形钢管混凝土 T 形不等宽受拉节点轴向刚度[J]. 建筑科学与工程学报,2020,37(1):1-13.

LIU Yong-jian, WANG Wen-shuai, MA Yin-ping, et al. Axial Stiffness of RHS and CFRHS T-joints with Unequal Width Subjected to Tension[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2020, 37(1): 1-13.

DOI:10.19815/j.jace.2019.11073

矩形钢管和矩形钢管混凝土 T 形不等宽受拉节点 轴向刚度

刘永健,王文帅,马印平,姜磊,龙辛

(长安大学 公路学院,陕西 西安 710064)

摘要:为获得 T 形节点轴向刚度简化计算公式,根据节点受力特点,提出了适用于矩形钢管节点的平面框架模型和适用于矩形钢管混凝土节点的固端梁模型,并推导得到了 2 类节点的节点轴向刚度理论公式;运用有限元方法对节点轴向刚度理论公式中的节点域有效长度 l_{eff} 进行参数分析,拟合得到 l_{eff} 简化计算公式;将节点轴向刚度理论公式与试验及有限元结果进行了对比,并分析了主管内填混凝土对节点轴向刚度的影响。结果表明:主管高宽比和主管宽厚比对 l_{eff} 的影响较小,不予考虑; l_{eff} 与主管宽度和支管高宽比均呈线性关系,且随之增大而增大; l_{eff} 与支主管宽度比 β 呈非线性关系,且随之增大而减小;2 类节点的轴向刚度理论公式计算结果与试验结果及有限元结果均吻合较好;主管内填混凝土可以提高节点轴向刚度,提高系数 $k_{c/h}$ 随着主管高宽比的增大而增大,随着 β 的增大呈现先增大后减小的规律,且当 $\beta=0.6\sim 0.7$ 时提高最大。

关键词:矩形钢管节点;矩形钢管混凝土节点;节点轴向刚度;简化计算模型

中图分类号:TU311

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2020)01-0001-13

Axial Stiffness of RHS and CFRHS T-joints with Unequal Width Subjected to Tension

LIU Yong-jian, WANG Wen-shuai, MA Yin-ping, JIANG Lei, LONG Xin

(School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China)

Abstract: In order to obtain the simplified calculation formula of the axial stiffness of the T-joint, a plane frame calculation model suitable for the rectangular hollow section (RHS) joints and a fixed end beam model for concrete-filled rectangular hollow section (CFRHS) joints were proposed according to the characteristics of the joint force. Then the theoretical formula of the joint axial stiffness of the two joints types was derived. The finite element method was used to analyze the joint domain effective length l_{eff} in joint axial stiffness formula, and the simplified formula of l_{eff} was obtained by fitting. The theoretical formula of the joint axial stiffness was compared to the experimental and finite element model (FEM) results, then the influence of the concrete filled in the chord on the joint axial stiffness was analyzed. The results show that height-width ratio and width-to-thickness ratio of chord have little effect on l_{eff} and can be neglected. l_{eff}

收稿日期:2019-11-26

基金项目:国家自然科学基金项目(51778058);中央高校基本科研业务费专项资金项目(300102219310)

作者简介:刘永健(1966-),男,江西玉山人,教授,博士研究生导师,工学博士,E-mail:lyj_chd@gmail.com。

has a linear relationship with width of chord and height-width ratio of brace, and increases with them. The effective length l_{eff} has a nonlinear relationship with width ratio of brace and chord β , and decreases when β increases. The axial stiffness calculation formula of the two joints types agree well with the experimental and FEM results. The concrete filled in the chord can increase the joint axial stiffness, and the increase coefficient $k_{c/h}$ increases with the increase of height-width ratio of chord. Moreover, $k_{c/h}$ increases first and then decreases with the increase of β , and the maximum value occurs when $\beta=0.6-0.7$.

Key words: rectangular hollow section joint; concrete-filled rectangular hollow section joint; joint axial stiffness; simplified calculation model

0 引言

近年来,钢管节点由于其力学性能优异、制作简单和造型美观等优点,在桁架结构中得到广泛应用^[1]。对于钢管桁架结构,其整体挠度为杆件变形和节点变形之和,其中杆件变形可通过桁架铰接模型计算得到,而节点变形尚缺乏准确的计算方法。国际管结构协会 CIDECT 规范^[2]建议,对计算得到的桁架变形乘以放大系数 1.15 来偏保守地考虑间隙节点的变形,而中国现行规范对于节点变形尚未给出规定。因此,有必要对节点变形的计算方法开展研究,而节点变形与节点轴向刚度密切相关,可通过分析节点轴向刚度来研究节点变形。

目前,矩形(箱型)截面在桁架桥中应用较广^[3-5],但是考虑到矩形钢管桁架端部受力较大,通常需对其进行局部加强,同时矩形钢管节点也存在节点承载力较低的问题,因此,学者们提出在矩形钢管节点内填充混凝土形成矩形钢管混凝土节点^[6-11]。针对矩形钢管节点轴向刚度的理论研究,国外常用的方法是构件法,该方法通过将节点传力区域等效成一系列弹簧来计算节点轴向刚度。构件法最早由 Zoetemeijer^[12]提出,随后被 Weynand 等^[13]推广应用于管状节点,Garifullin 等^[14]在此基础上修正主管表面弯曲和主管侧板受拉(受压)2个基本构件,并提出新的计算公式。但在构件法的计算中仍未考虑主管侧板的抗弯贡献,且忽略各个基本构件之间的相互影响。中国对钢管节点轴向刚度的理论研究多集中于圆形钢管节点^[15-17],对矩形钢管节点研究较少,武振宇等^[18]根据塑性铰线模型提出矩形钢管节点轴向刚度公式,但是公式复杂且不易于推广应用。目前国内外针对矩形钢管混凝土节点轴向刚度的理论研究均较少,刘永健等^[19-20]对 T 形节点受拉力学行为进行分析并提出抗拉刚度简化计算模型,但对简化计算模型没有进行深入分析,未

提出相关计算公式。综上所述,矩形钢管和钢管混凝土节点轴向刚度的研究均较少,针对矩形钢管节点,构件法未考虑主管侧板的影响;针对矩形钢管混凝土节点,缺乏相应的节点轴向刚度计算公式。

平面桁架常见的节点类型主要有 T、Y、K、N 形节点,在轴向荷载作用下,当 K、N 形节点 2 个支管相距较远时,可忽略 2 个支管的相互作用,等效成 Y 形节点或 T 形节点进行计算;当 Y 形节点支管和主管垂直时即为 T 形节点,因此 T 形节点为分析其他节点类型的基础。同时,当支主管宽度比 β 较小时,节点变形较大,受力更为不利。为此,本文选取 T 形不等宽节点($\beta \leq 0.8$),根据其受力特点,建立了矩形钢管节点和钢管混凝土节点轴向刚度的简化力学模型,在此基础上推导了 2 类节点轴向刚度的理论公式,通过有限元方法回归拟合得到节点域有效长度 l_{eff} 计算公式,通过将节点轴向刚度理论公式计算结果与试验及有限元结果进行对比,验证了 2 类节点轴向刚度公式的可靠性。

1 节点变形及轴向刚度简化模型

1.1 节点变形的定义

节点刚度为节点在外荷载作用下抵抗变形的能力,可定义为外荷载与节点变形的比值,对节点变形的组成进行分析有助于将节点刚度进行拆分。对于简支桁梁桥,在荷载作用下,节点部位的总变形 Δ 主要由 3 个部分组成:弦杆的弯曲变形 Δ_1 、腹杆的轴向拉压变形 Δ_2 及节点的局部变形 Δ_3 ,如图 1 所示,其中 F 为节点受力。总变形 Δ 可根据式(1)进行计算,其中 Δ_1 和 Δ_2 为桁架的整体变形,可通过结构力学进行求解, Δ_3 由于节点连接区域的复杂性,难以直接进行求解,因此本文分析的节点变形均指主管的局部变形。

$$\Delta = \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3 = \sum \int \frac{MM_F ds}{E_1} +$$

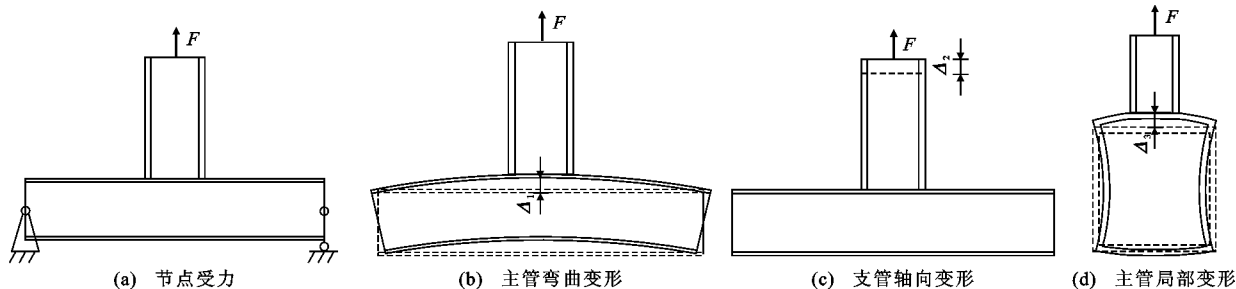


图 1 节点变形示意图

Fig. 1 Schematic Diagram of Joints Deformation

$$\int \frac{\bar{N} N_F ds}{E_2} + \Delta_3 \quad (1)$$

式中: \bar{M} , \bar{N} 分别为虚拟单位荷载引起主管微段 ds 上的弯矩和支管微段 ds 上的轴力; M_F , N_F 分别为荷载作用下主管的弯矩和支管的轴力; E_1 , E_2 分别为主管的弯曲刚度和支管的轴向刚度。

矩形钢管桁架的节点主要分为受拉节点和受压节点, 对于矩形钢管节点, 其受压和受拉力学行为相似, 均以板件抗弯为主, 节点受力模式类似于框架模型受力。在矩形钢管节点主管中填充混凝土, 限制了主管侧板的内凹变形及角隅部的转动, 此时节点受力模式已发生改变。相对于矩形钢管节点, 矩形钢管混凝土节点受拉时, 混凝土限制了主管角隅部转动, 从而减小了主管顶板的外凸变形, 如图 2 所示; 矩形钢管混凝土节点受压时, 混凝土限制了主管顶板的内凹变形, 如图 3 所示。

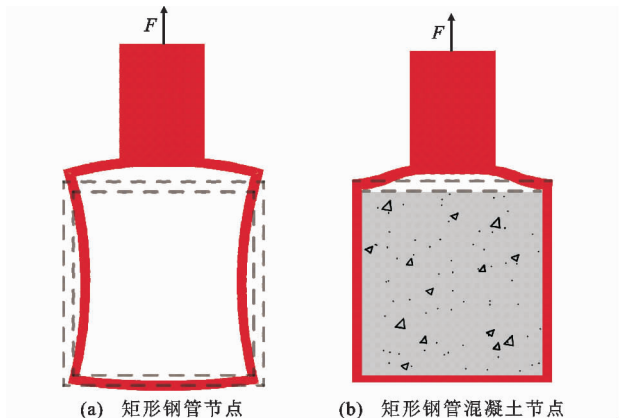


图 2 受拉节点变形对比

Fig. 2 Deformation Comparison of Tension Joints

1.2 节点轴向刚度简化模型

节点轴向刚度为支主管连接处的局部刚度, 与桁架中的节点变形相对应。为便于工程设计人员的使用, 本文提出节点轴向刚度的简化计算模型。由 Wardenier 等^[21]、侯蓓蓓等^[22]的分析可知, 荷载从支管传递至主管的过程中, 支管存在不均匀的应力

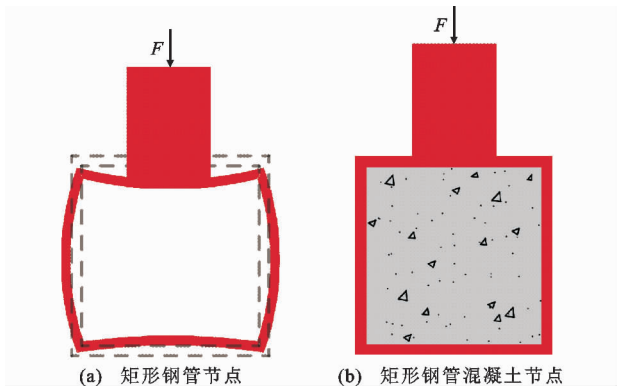


图 3 受压节点变形对比

Fig. 3 Deformation Comparison of Compression Joints

分布, 中部应力低, 角隅部应力高, 因此可对节点的传力路径简化, 认为荷载仅从支管的 4 个角隅部传递至主管表面, 如图 4(a) 所示; 进行节点轴向刚度分析时, 根据支管角隅部传力特性, 可将支管 4 个角隅部等效为 4 个弹簧进行刚度分析, 如图 4(b) 所示; 节点支主管连接区域采用 4 个并联弹簧进行模拟, 若将节点的支管和主管看成一个杆件, 此时可将支主管连接处看成一个总弹簧(刚度为 K), 形成节点轴向刚度最终简化模型, 如图 4(c) 所示, K 根据式(2)进行计算。一般工程设计人员更多地关注节点弹性阶段的力学行为, 因此本文分析的节点轴向刚度为弹性初始刚度。

$$K = 4k_{eq} \quad (2)$$

2 矩形钢管节点轴向刚度的理论推导

2.1 节点轴向刚度理论推导

对于矩形钢管不等宽受拉节点 ($\beta \leq 0.8$), 节点变形以主管板件的弯曲变形为主。节点受力模式类似于框架受力, 沿节点纵向主管并非完全参与受力, 而是存在有效部分, 称为节点域有效长度 l_{eff} 。进行框架分析时, 由于主管以板件弯曲变形为主, 支主管连接部位不均匀, 局部变形较小, 可将支主管连接区

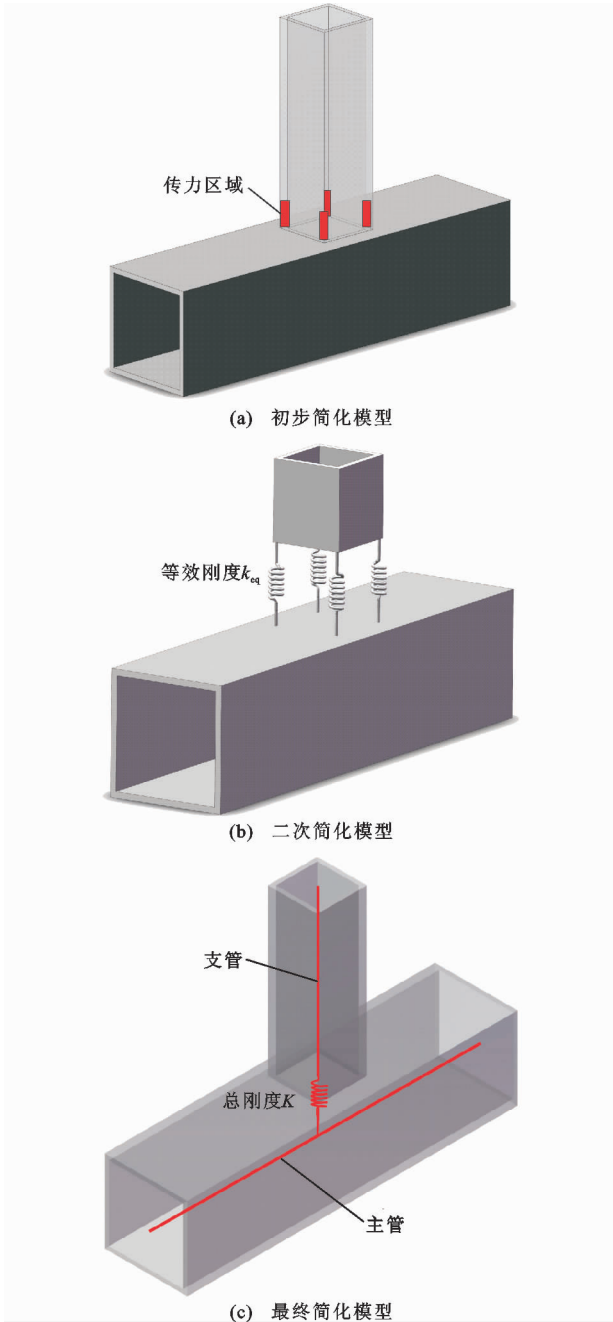


图4 节点轴向刚度模型简化过程

Fig. 4 Simplification Process of Joint Axial Stiffness Model

域简化为刚性体,如图5(a)所示,其中 b_0 为主管宽度, h_0 为主管高度, t_0 为主管厚度, b_1 为支管宽度, h_1 为支管高度, t_1 为支管厚度。节点轴向刚度模型为空间模型,通过 l_{eff} 简化为平面框架模型,框架模型宽度为 $b_0 - t_0$,高度为 h_0 ;横截面宽度为 l_{eff} ,高度为 t_0 ,如图5(b)所示。

平面框架模型为对称结构,为简化计算,取一半结构进行结构分析,如图6所示,采用力法对超静定结构进行求解,力法的基本方程如式(3)所示。

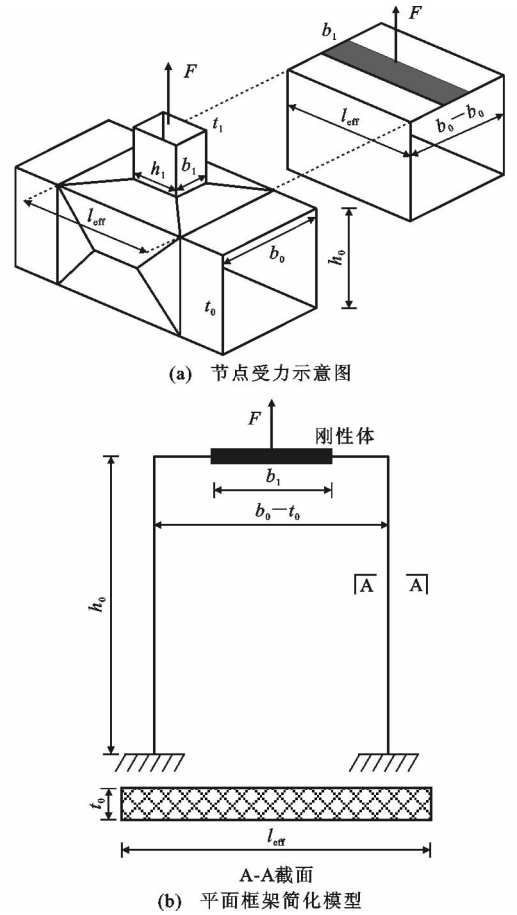


图5 矩形钢管节点力学模型示意图

Fig. 5 Schematic Diagram of RHS Joint Mechanics Model

$$\left. \begin{aligned} \delta_{11} X_1 + \delta_{12} X_2 + \Delta_{1P} &= 0 \\ \delta_{21} X_1 + \delta_{22} X_2 + \Delta_{2P} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中: X_1, X_2 为多余约束力; δ_{11}, δ_{21} 分别为基本结构在 $X_1=1$ 单独作用下沿 X_1, X_2 方向的位移; δ_{12}, δ_{22} 分别为基本结构在 $X_2=1$ 单独作用下沿 X_1, X_2 方向的位移; Δ_{1P}, Δ_{2P} 为基本结构在荷载单独作用下沿 X_1, X_2 方向的位移。

求解得多余约束力 X_1 和 X_2 ,如式(4),(5)所示。

$$X_1 = -\frac{3Fa^2 I_2}{2h_0(4aI_2 + h_0 I_1)} \quad (4)$$

$$X_2 = -\frac{Fa 2a I_2 + h_0 I_1}{2 4a I_2 + h_0 I_1} \quad (5)$$

根据图解法,求解框架模型加载点位置的变形

$$\Delta = \frac{Fa^3}{6EI_1} \frac{aI_2 + h_0 I_1}{4aI_2 + h_0 I_1} \quad (6)$$

式中: I_1 为主管顶板惯性矩; I_2 为主管侧板惯性矩; a 为计算跨径, $a = \frac{b_0 - t_0 - b_1}{2}$; E 为弹性模量。

矩形钢管节点轴向刚度的理论公式为

$$K = \frac{F}{\Delta} = \frac{6EI_1}{a^3} \frac{4aI_2 + h_0 I_1}{aI_2 + h_0 I_1} \quad (7)$$

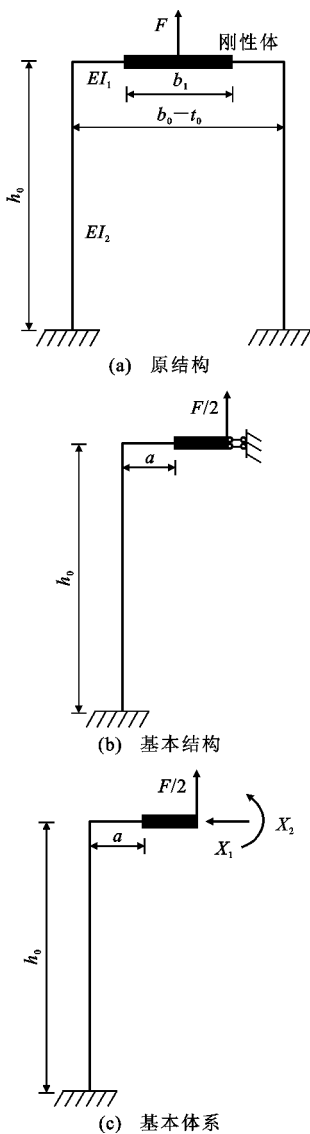


图 6 矩形钢管节点结构分析图

Fig. 6 Structural Analysis Diagram of RHS Joint

假定节点主管顶板和侧板节点域有效长度相同,则

$$K = \frac{F}{\Delta} = \frac{4El_{\text{eff}}t_0^3}{(b_0 - t_0 - b_1)^3} \frac{4(b_0 - t_0 - b_1) + 2h_0}{b_0 - t_0 - b_1 + 2h_0} \quad (8)$$

2.2 节点域有效长度的拟合

由节点刚度的分析可知,节点域有效长度 l_{eff} 为节点空间模型简化为平面框架模型的关键参数,也是节点轴向刚度计算公式的唯一未知量,因此本文通过有限元方法分析 l_{eff} 。

2.2.1 有限元模拟方法

桁架中的节点变形仅指主管的局部变形,为此,本文通过在主管底板固接限制主管杆件的弯曲变形,将支管设置为刚性体限制支管杆件的轴向变形,此时在荷载 F 作用下,加载点的位移 Δ 即反映主管杆件的局部变形,如图 7 所示。

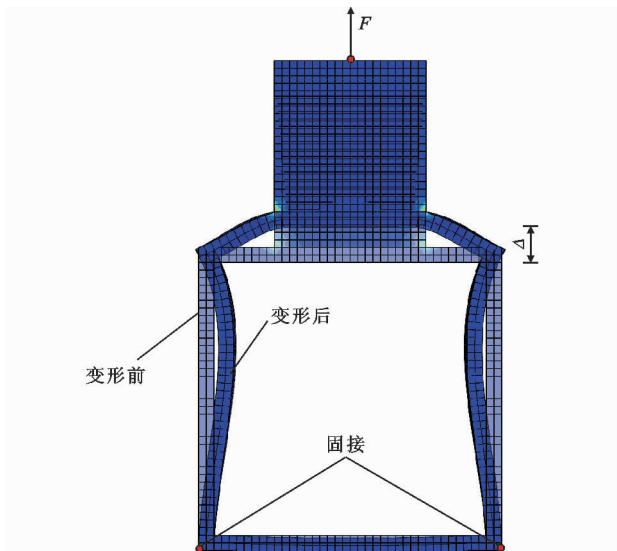


图 7 矩形钢管节点变形

Fig. 7 Deformation of RHS Joint

本文采用通用有限元软件 ABAQUS 进行建模分析,进行节点轴向初始刚度分析时,钢材应力处于弹性阶段,因此钢材采用弹性的应力-应变关系,主管弹性模量 $E_s = 2.06 \times 10^5$ MPa,泊松比 $\nu_s = 0.283$,支管为刚性体,弹性模量 $E_s = 2.06 \times 10^8$ MPa,泊松比 $\nu_s = 0.283$;为了避免主管端部边界条件对节点力学性能的影响,主管长度设置为 $6b_0$,支管长度为 b_1 ;支管和主管均采用结构化网格划分技术,网格尺寸为 $10 \sim 20$ mm,并保证支管和主管厚度方向至少为 2 层网格;支管和主管均采用 C3D20R 二十节点减缩积分六面体单元,支主管连接部位的单元采用共节点方式连接;将支管端部表面耦合到加载点,并施加 100 kN 的集中荷载,此时加载点的自由度即为支管端面的自由度,主管底板两侧仅限制 3 个方向的位移 ($dx = dy = dz = 0$) 而不限制转动;参考文献[14],[16],[20]可知,焊缝对节点整体力学性能影响较小,因此不考虑焊缝影响。节点有限元模型如图 8 所示。

2.2.2 参数取值范围及公式拟合

有限元模型中节点域有效长度 l_{eff} 可根据公式 (8) 反算,结果如式 (9) 所示。

$$l_{\text{eff}} = \frac{(b_0 - t_0 - b_1)^3}{4Et_0^3} \frac{b_0 - t_0 - b_1 + 2h_0}{4(b_0 - t_0 - b_1) + 2h_0} \frac{F}{\Delta} \quad (9)$$

通过分析可知, l_{eff} 与节点几何参数 b_0, h_0, t_0, b_1, h_1 有关,国际管结构协会 CIDECT 规范^[2]和《钢结构设计标准》(GB 50017—2017)均规定节点量纲一参数的取值范围,为便于分析,将参数化简成 1 个几何参数 b_0 和 4 个量纲一参数 $\alpha, 2\gamma, \beta, \eta$,其中 $\alpha =$

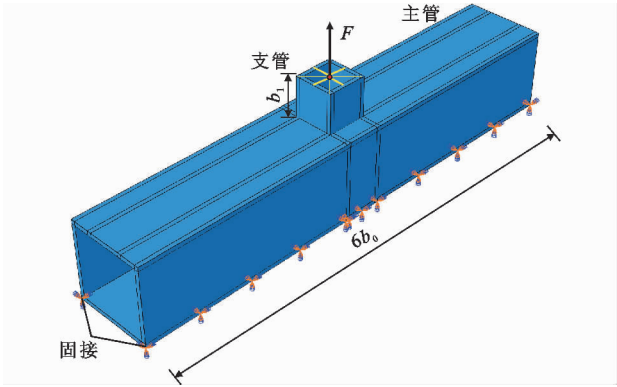


图 8 矩形钢管节点有限元模型

Fig. 8 Finite Element Model of RHS Joint

h_0/b_0 , 为主管高宽比, $2\gamma=b_0/t_0$, 为主管宽厚比, $\beta=b_1/b_0$, 为支主管宽度比, $\eta=h_1/b_1$, 为支管高宽比。根据规范规定确定节点取值范围, 如表 1 所示。由于节点参数较多, 此处考虑设计正交试验进行初始参数分析。

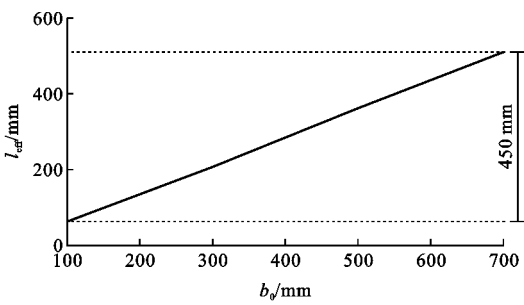
表 1 节点参数取值范围

Tab. 1 Parameter Value Range of Joint

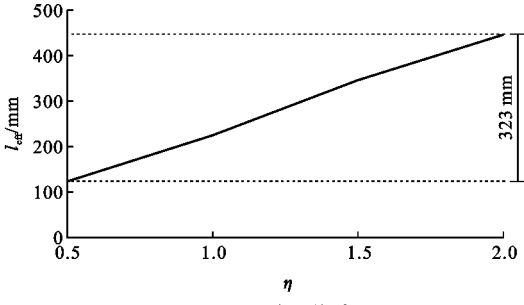
参数	取值
β	0.40, 0.55, 0.70, 0.85
2γ	15, 20, 30, 35
α	0.5, 1.0, 1.5, 2.0
η	0.5, 1.0, 1.5, 2.0
b_0/mm	100, 300, 500, 700

根据正交试验设计表 $L_{16}(4^5)$ 对节点参数进行正交试验设计, 对正交试验结果进行极差分析确定各个因素对 l_{eff} 影响程度的大小, 结果如图 9 所示。由图 9 可知, l_{eff} 与 b_0, η 呈线性关系, 与 $\beta, \alpha, 2\gamma$ 呈非线性关系, 在规范规定范围内, $b_0, \eta, \beta, \alpha, 2\gamma$ 对 l_{eff} 的影响从大到小依次为 450, 323, 320, 112, 28 mm。占 l_{eff} 最大值的百分比分别为 88%, 72%, 78%, 32%, 9%, 如图 10 所示。因此, 忽略 $\alpha, 2\gamma$, 仅考虑 b_0, η, β 对 l_{eff} 的影响, 并结合桁架实际节点尺寸进行全参数分析, 共建立 80 个参数模型, 参数的取值范围如表 2 所示。

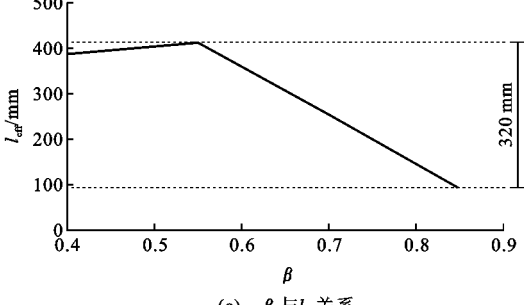
采用公式(9)计算有限元模型中的 l_{eff} , 结果如图 11 所示。由图 11(a), (b)可知, l_{eff} 与 b_0 和 η 均呈线性关系, 且随之增大而增大; 由图 11(c)可知, l_{eff} 与 β 呈非线性关系, 且随之增大而减小。图 11(a)中的直线接近于等间距直线, 可认为因素 b_0 和 η 互不影响, 不存在耦合作用, 图 11(b), (c)中均为不等间距的直线或曲线, 可认为因素 b_0, η 和 β 存在耦合作用。



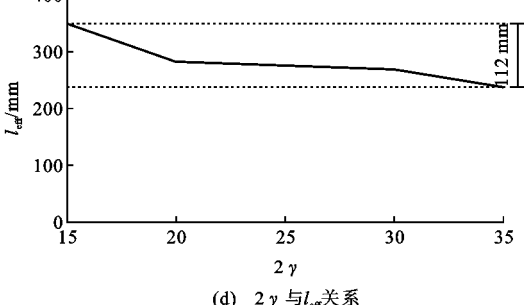
(a) b_0 与 l_{eff} 关系



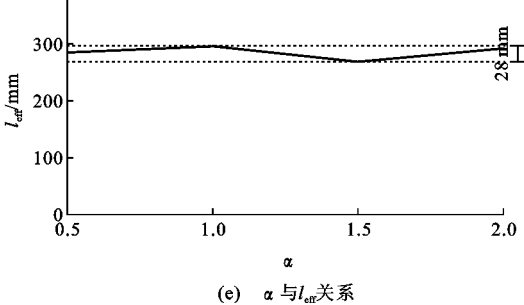
(b) η 与 l_{eff} 关系



(c) β 与 l_{eff} 关系



(d) 2γ 与 l_{eff} 关系



(e) α 与 l_{eff} 关系

图 9 节点域有效长度 l_{eff} 单因素分析结果

Fig. 9 Single Factor Analysis Results of Joint Domain Effective Length l_{eff}

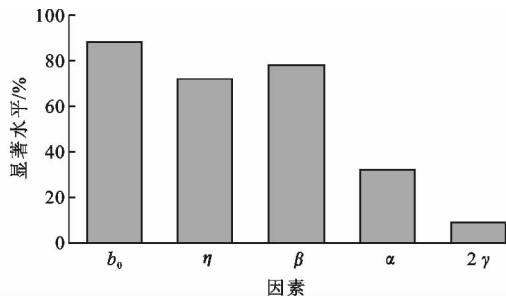


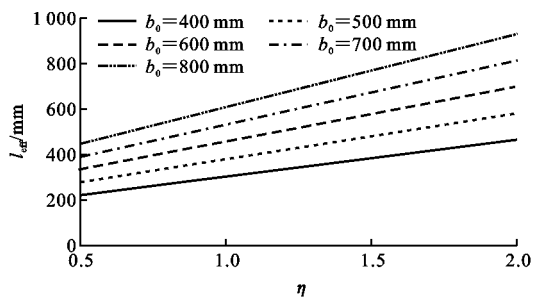
图 10 单因素显著性水平分析结果

Fig. 10 Significance Level Analysis Results of Single Factor

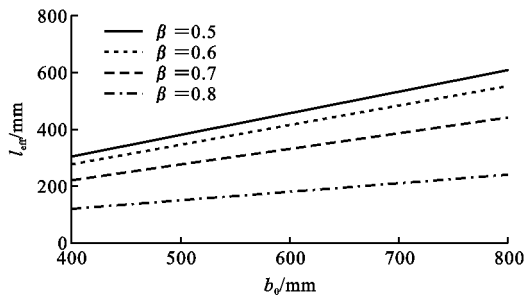
表 2 节点最终参数取值范围

Tab. 2 Final Parameter Value Range of Joint

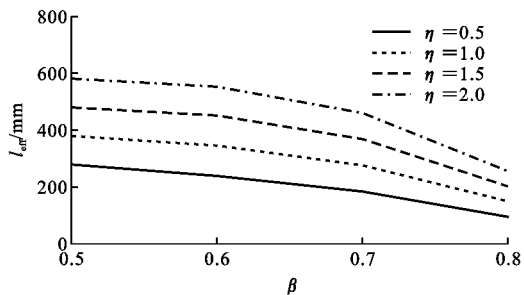
参数	取值范围
b_0	400, 500, 600, 700, 800
β	0.5, 0.6, 0.7, 0.8
η	0.5, 1.0, 1.5, 2.0



(a) l_{eff} 与 η, b_0 的关系($\beta=0.5$)



(b) l_{eff} 与 b_0, β 的关系($\eta=1$)



(c) l_{eff} 与 β, η 的关系($b_0=500$ mm)

图 11 矩形钢管节点域有效长度 l_{eff} 参数分析结果

Fig. 11 Parameter Analysis Results of RHS Joint

Domain Effective Length l_{eff}

基于以上分析,拟合得到 l_{eff} 的计算公式为

$$l_{\text{eff}} = b_0 (0.65 - 0.65\beta) + h_1 (1.98 - 2.17\beta) \quad (10)$$

拟合公式计算结果和有限元计算结果对比如图 12 所示,拟合公式的判定系数 $R^2 = 0.987$,说明该公式拟合良好。

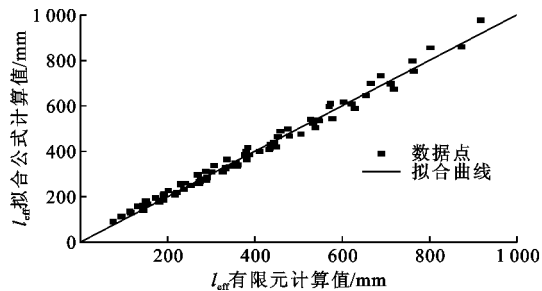


图 12 矩形钢管节点拟合公式和有限元结果对比

Fig. 12 Comparison of Fitting Formula and Finite Element Results of RHS Joint

3 矩形钢管混凝土节点轴向刚度的理论推导

3.1 节点刚度公式理论推导

相对于矩形钢管节点,矩形钢管混凝土节点内填混凝土限制了主管角隅部的转动,节点受力模式类似于固端梁受力(图 13)。与矩形钢管节点相同,矩形钢管混凝土节点也存在节点域有效长度 l_{eff} 。

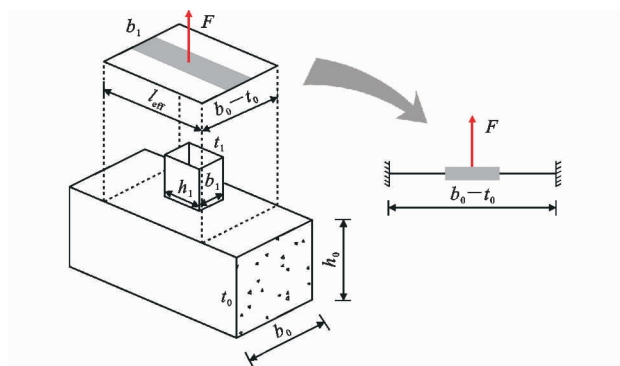


图 13 矩形钢管混凝土节点力学模型示意图

Fig. 13 Schematic Diagram of CFRHS Joint

Mechanics Model

矩形钢管混凝土节点轴向刚度简化计算模型为固端梁模型,可根据位移法求得基本结构弯矩图,结合图解法求得节点变形,结构分析如图 14 所示。节点变形通过式(11)计算。

$$\Delta = \frac{L/2}{6EI_1} \left(\frac{FL}{4} - \frac{FL}{8} \right) \times 2 = \frac{FL^3}{192EI_1} \quad (11)$$

式中: L 为计算跨径, $L = b_0 - t_0 - b_1$; $I_1 = \frac{1}{12} l_{\text{eff}} t_0^3$ 。

矩形钢管混凝土节点的轴向刚度理论公式为

$$K = \frac{F}{\Delta} = \frac{16El_{\text{eff}}t_0^3}{(b_0 - t_0 - b_1)^3} \quad (12)$$

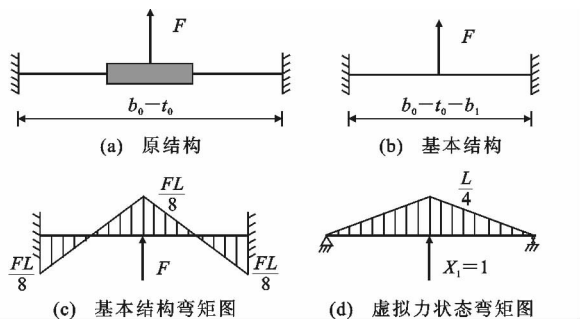


图 14 矩形钢管混凝土节点结构分析图

Fig. 14 Structural Analysis Diagram of CFRHS Joint

3.2 节点域有效长度拟合

3.2.1 有限元建模方法介绍

与矩形钢管节点相同,矩形钢管混凝土节点也采用有限元方法计算节点域有效长度 l_{eff} 。在矩形钢管节点建模方法的基础上,对主管内填充混凝土。进行节点轴向初始刚度分析时,混凝土不发生开裂,因此混凝土采用弹性应力-应变关系,混凝土弹性模量根据《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)中混凝土强度等级进行取值,泊松比 $\nu_s = 0.167$;混凝土采用结构化网格划分技术,采用 C3D8R 八节点减缩积分的六面体单元进行模拟,混凝土长度与主管长度一致,为 $6b_0$;混凝土和钢管之间的界面接触模型采用“硬接触”模拟法向行为,两者不能相互侵入,并选取刚度较大的混凝土为主面,钢管为从面,采用库伦摩擦模拟切向行为,摩擦因数取 $0.3^{[23-24]}$ 。矩形钢管混凝土节点有限元模型如图 15 所示,荷载作用下的节点变形如图 16 所示。

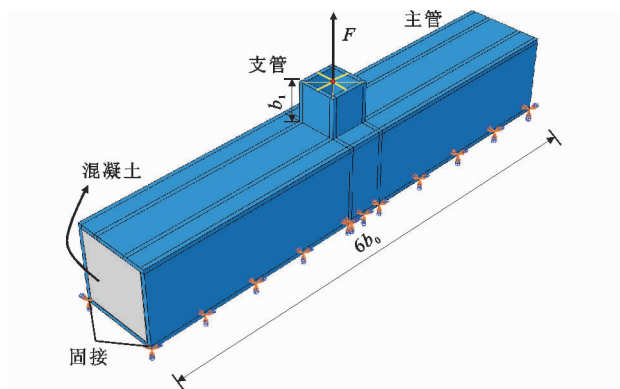


图 15 矩形钢管混凝土节点有限元模型

Fig. 15 Finite Element Model of CFRHS Joint

3.2.2 参数取值范围及公式拟合

有限元模型中 l_{eff} 可根据公式(12)反算,结果如式(13)所示。

$$l_{\text{eff}} = \frac{(b_0 - t_0 - b_1)^3 F}{16 E t_0^3 \Delta} \quad (13)$$

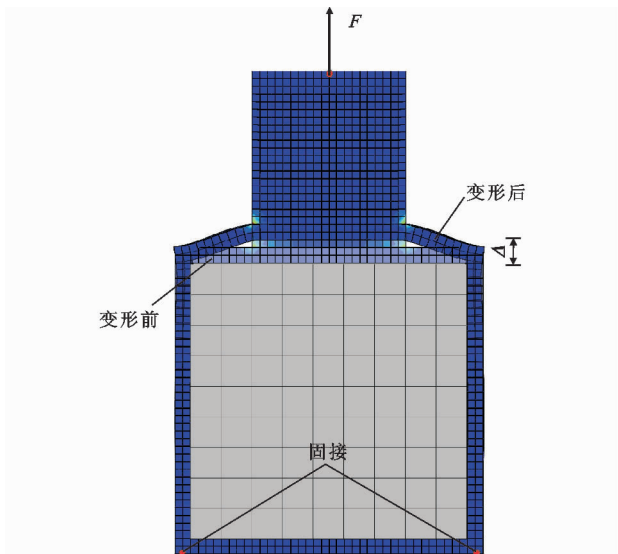


图 16 矩形钢管混凝土节点变形

Fig. 16 Deformation of CFRHS Joint

矩形钢管混凝土节点参数取值范围与钢管节点相同,见表 2。节点域有效长度 l_{eff} 与各参数的影响规律如图 17 所示。由图 17 可知: l_{eff} 与 b_0 和 η 均呈线性关系,且随之增大而增大; l_{eff} 与 β 呈非线性关系,且随之增大而减小,影响规律与矩形钢管节点相似。

基于以上分析,拟合得到 l_{eff} 的计算公式为

$$l_{\text{eff}} = b_0 (0.4 - 0.44\beta) + h_1 (1.31 - 1.5\beta) \quad (14)$$

拟合公式计算结果和有限元计算结果的对比如图 18 所示,拟合公式的判定系数 $R^2 = 0.998$,说明该公式拟合良好。

4 理论公式与试验及有限元结果的对比

4.1 试验结果的获取

国内外针对矩形钢管节点和钢管混凝土节点轴向刚度的试验研究均未见相关报道,大部分都是针对节点承载力的试验研究^[19,25-30]。在轴向荷载作用下,节点受力过程如图 19 所示(其中, k_i 为弹性阶段初始刚度, k_h 为强化阶段硬化刚度),受力过程可分为 4 个阶段:弹性阶段、弹塑性阶段、强化阶段、破坏阶段, Packer 等^[31]将弹性阶段初始刚度和强化阶段硬化刚度的交点作为节点设计承载力 (F_d)。本文在此基础上,将节点承载力试验中荷载-位移曲线弹性阶段的初始刚度作为节点轴向刚度。由于初始刚度的人为因素较大,为减小初始刚度取值的随机性,结合 Zhao^[32]对节点变形极限的分析,取主管表面变形达到 $0.5\%b_0$ 时的割线刚度作为轴向初始刚度

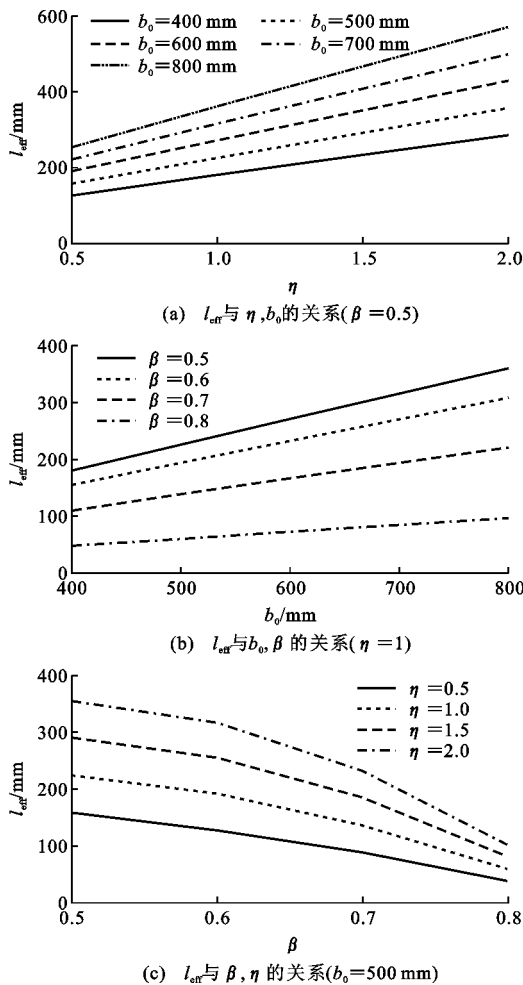


图 17 矩形钢管混凝土节点域有效长度 l_{eff} 参数分析结果

Fig. 17 Parameter Analysis Results of Joint Domain Effective Length l_{eff} of CFRHS

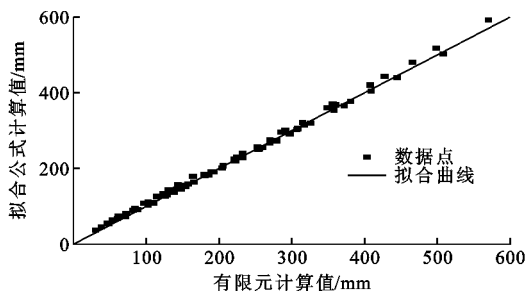


图 18 矩形钢管混凝土拟合公式和有限元结果对比

Fig. 18 Comparison of Fitting Formula and Finite Element Results of CFRHS

试验值,割线刚度通过 $F_{0.5\%b_0} / \Delta_{0.5\%b_0}$ 计算得到,其中, $\Delta_{0.5\%b_0}$ 代表主管表面变形达到 $0.5\%b_0$, $F_{0.5\%b_0}$ 为 $\Delta_{0.5\%b_0}$ 对应的荷载,如图 20 所示。

4.2 理论公式与试验结果的对比

本文基于框架模型提出了矩形钢管 T 形受拉节点轴向刚度计算公式,基于固端梁模型提出了矩形钢管混凝土 T 形受拉节点轴向刚度计算公式,为

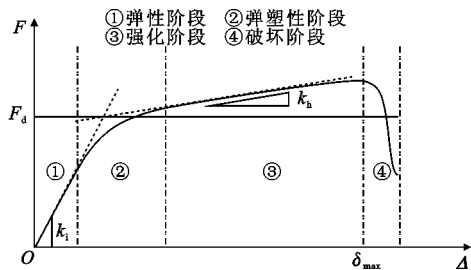


图 19 节点受力全过程曲线

Fig. 19 Whole Process Curve of Joint Stress

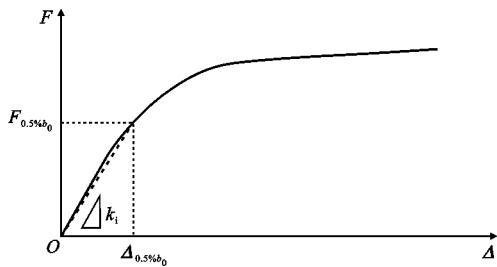


图 20 轴向初始刚度的作图法

Fig. 20 Graphical Approach for Initial Axial Stiffness

验证节点轴向刚度理论公式的准确性,将现有研究中 T 形节点承载力试验进行整理,提取节点荷载-位移曲线中弹性初始刚度,并与轴向刚度理论公式进行对比,如表 3 所示。Garifullin 等^[14]指出,节点轴向初始刚度无须像承载力精确度那么高,在工程设计上允许有 30% 的偏差,总体上,本文理论公式计算结果与试验结果吻合较好,而对于矩形钢管混凝土节点,由于试验数据较少,仍需更多的试验数据验证公式的准确性。

4.3 理论公式与有限元结果的对比

由于试验装置偏心、试件加工误差和焊缝等原因,节点承载力试验初始刚度可能与真实节点轴向刚度存在一定的差异,为此,本文进行理论公式与有限元结果的对比,有限元参数取值范围见表 2,结果如图 21,22 所示。矩形钢管节点和钢管混凝土节点理论公式结果与有限元结果吻合较好,2 类节点理论公式与有限元结果比值的均值分别为 1.010 和 1.034,变异系数分别为 0.005 和 0.003,差值基本在 15% 以内。

5 节点轴向初始刚度分析

将矩形钢管和钢管混凝土节点的轴向刚度进行对比,得到混凝土提高系数 $k_{c/h}$, $k_{c/h}$ 通过式 (15) 进行计算。

$$k_{c/h} = \frac{4b_0(0.4 - 0.44\beta) + 4h_1(1.31 - 1.5\beta)}{b_0(0.65 - 0.65\beta) + h_1(1.98 - 2.17\beta)}$$

表 3 节点轴向刚度理论公式与试验结果对比

Tab. 3 Comparison of Theoretical Formula and Experimental Results of Joint Axial Stiffness

节点类型	试件编号	文献来源	β	K_{exp}	K_1	K_1/K_{exp}	K_1/K_{exp} 均值	K_1/K_{exp} 变异系数
矩形钢管节点	TN02N0	文献[25]	0.5	93.3	117.4	1.26	0.91	0.04
	T1	文献[26]	0.5	82.3	53.0	0.64		
	T4		0.5	342.1	266.4	0.78		
	MPJT1	文献[27]	0.6	203.2	187.2	0.92		
	T1	文献[28]	0.4	50.7	39.5	0.78		
	T2		0.7	208.0	196.0	0.94		
	T3		0.4	167.7	178.0	1.06		
矩形钢管混凝土节点	T1C	文献[28]	0.4	95.1	64.1	0.67	0.97	0.07
	T2C		0.7	313.5	330.2	1.05		
	T3C		0.4	246.9	291.8	1.18		

注： K_{exp} 为节点轴向刚度试验值； K_1 为本文刚度公式计算值。

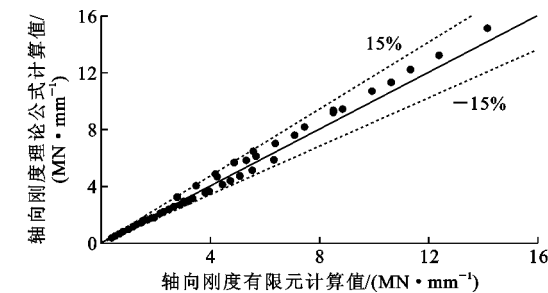


图 21 矩形钢管节点轴向刚度理论公式与有限元结果对比
Fig. 21 Axial Stiffness Comparison of Theoretical Formula and Finite Element Results for RHS Joint

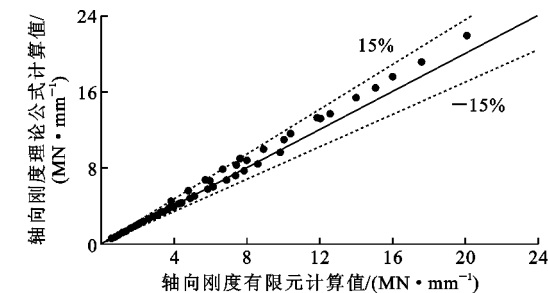


图 22 矩形钢管混凝土节点轴向刚度理论公式与有限元结果对比
Fig. 22 Axial Stiffness Comparison of Theoretical Formula and Finite Element Results for CFRHS Joint

$$\frac{b_0-t_0-b_1+2h_0}{4(b_0-t_0-b_1)+2h_0} \quad (15)$$

由于上述公式较为复杂,为便于工程应用,对公式进行量纲一化分析,并将公式进行必要的简化,假设桁架节点的支管为方形钢管($h_1=b_1$),此时 $k_{c/h}$ 只与 α, β 有关,计算公式如式(16)所示。

$$k_{c/h} = \frac{0.4(1-1.1\beta)+1.31\beta(1-1.15\beta)}{0.65(1-\beta)+1.98\beta(1-1.1\beta)} \cdot \left[1 + \frac{3\alpha}{2(1-\beta)+\alpha}\right] \quad (16)$$

$k_{c/h}$ 与 α, β 变化规律如图 23 所示,由图 23 可知: $k_{c/h}$ 随着 α 的增大而增大,产生这种现象的原因是矩形钢管混凝土节点计算模型为固端梁模型, α 的影响较小,矩形钢管节点为框架模型,主管侧板长度随着 α 的增大逐渐增加,框架逐渐变柔,框架模型逐渐向简支梁模型过渡,矩形钢管节点轴向刚度逐渐降低; $k_{c/h}$ 随着 β 的增大呈现先增大后减小的规律,发生上述规律的原因是当 β 较小时,混凝土对节点外凸变形的约束较明显,此时随着 β 的增加, $k_{c/h}$ 逐渐增大,当 β 增大到某一程度时,随着 β 的增加,矩形钢管节点受力模式逐渐由框架抗弯向主管侧板抗拉转化,混凝土的约束作用减弱, $k_{c/h}$ 逐渐减小。当 $\beta=0.6\sim 0.7$ 时,混凝土对节点轴向刚度的提高作用最显著。

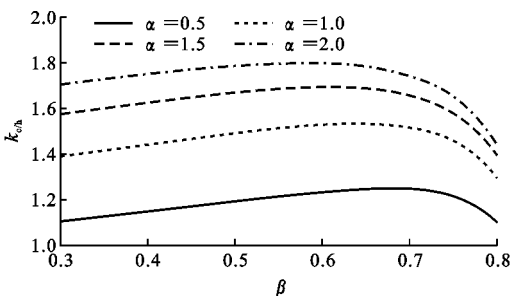


图 23 $k_{c/h}$ 与 α, β 的关系

Fig. 23 Relationship of $k_{c/h}, \alpha, \beta$

文献[19]中对 X 形节点的 $k_{c/h}$ 进行了分析讨论,节点简化模型横截面宽度取单位宽度,结果如图 24 所示。由图 24 可知,文献[19]中混凝土提高范围在 2 倍~6 倍,本文中 $k_{c/h}$ 提高范围在 1 倍~1.8 倍,相对于本文计算结果,文献[19]中的计算结果过于乐观,但 α, β 对 $k_{c/h}$ 的影响规律与本文结论一致。

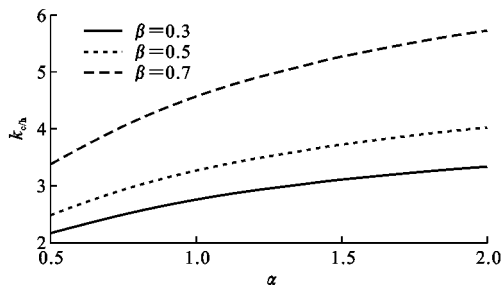


图 24 文献[19]中 $k_{c/h}$ 与 α, β 的关系

Fig. 24 Relationship of $k_{c/h}$, α , β in Reference[19]

6 结 语

(1)基于 T 形节点受力特点,提出适用于矩形钢管节点的框架计算模型和矩形钢管混凝土节点的固端梁计算模型,并运用力法和位移法推导得到 2 类节点的轴向刚度理论公式。

(2)采用有限元方法计算节点域有效长度 l_{eff} ,忽略次要影响因素 $\alpha, 2\gamma$ 的影响,对 b_0, η, β 进行拟合,得到 l_{eff} 计算公式。2 类节点 l_{eff} 的变化规律相似,均与 b_0 和 η 呈线性关系,且随之增大而增大,与 β 呈非线性关系,且随之增大而减小。

(3)基于节点域有效长度 l_{eff} 公式,得到节点轴向刚度公式,取变形为 $0.5\%b_0$ 时的割线刚度作为节点荷载-位移曲线轴向刚度的试验值,通过节点轴向刚度理论公式计算结果与试验和有限元结果的对比,验证了节点轴向刚度理论公式的准确性。

(4)将矩形钢管节点和钢管混凝土节点轴向刚度进行对比,结果表明主管内填混凝土可以提高节点轴向刚度,并且 $k_{c/h}$ 随着 α 增大而增大,随着 β 的增大呈现先增大后减小的规律,且当 $\beta=0.6\sim 0.7$ 时提高最大。

参考文献:

References:

[1] WARDENIER J, PACKER J A, ZHAO X L, et al. Hollow Sections in Structural Applications[M]. Zee-termeer; Bouwen Met Staal, 2010.

[2] PACKER J A, WARDENIER J, ZHAO X L, et al. Design Guide for Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading[M]. Cologne; Verlag Tuvrheinland Press, 2009.

[3] BAUER D, REDWOOD R G. Triangular Truss Joints Using Rectangular Tubes[J]. Journal of Structural Engineering, 1988, 114(2): 408-424.

[4] 刘永健,姜磊,王康宁.焊接管节点疲劳研究综述[J].建筑科学与工程学报, 2017, 34(5): 1-20.

LIU Yong-jian, JIANG Lei, WANG Kang-ning. Review of Fatigue Behavior in Welded Tubular Joints[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2017, 34(5): 1-20.

[5] 姜磊,刘永健,王康宁.焊接管节点结构形式发展及疲劳性能对比[J].建筑结构学报, 2019, 40(3): 180-191.

JIANG Lei, LIU Yong-jian, WANG Kang-ning. Development of Welded Tubular Joints and Comparison of Fatigue Behaviour[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(3): 180-191.

[6] 高诣民,刘永健,周绪红,等.高性能钢管混凝土组合桁梁桥[J].中国公路学报, 2018, 31(12): 174-187.

GAO Yi-min, LIU Yong-jian, ZHOU Xu-hong, et al. High-performance CFST Composite Truss Bridge[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(12): 174-187.

[7] 刘永健,马印平,田智娟,等.矩形钢管混凝土组合桁梁连续刚构桥实桥试验[J].中国公路学报, 2018, 31(5): 53-62.

LIU Yong-jian, MA Yin-ping, TIAN Zhi-juan, et al. Field Test of Rectangular Concrete Filled Steel Tubular Composite Truss Bridge with Continuous Rigid System[J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(5): 53-62.

[8] 刘彬,刘永健,周绪红,等.中等跨径装配式矩形钢管混凝土组合桁梁桥设计[J].交通运输工程学报, 2017, 17(4): 20-31.

LIU Bin, LIU Yong-jian, ZHOU Xu-hong, et al. Design of Mid-span Fabricated RCFST Composite Truss Bridge[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2017, 17(4): 20-31.

[9] 刘永健,王康宁,刘彬,等.矩形钢管混凝土组合桁梁负弯矩区受力性能试验研究[J].建筑结构学报, 2019, 40(9): 74-83.

LIU Yong-jian, WANG Kang-ning, LIU Bin, et al. Experimental Research on Mechanical Behavior of RCFST Composite Truss Beam Under Negative Bending[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(9): 74-83.

[10] 马印平,刘永健,刘江.基于响应面法的钢管混凝土组合桁梁桥多尺度有限元模型修正[J].中国公路学报, 2019, 32(11): 51-61.

MA Yin-ping, LIU Yong-jian, LIU Jiang. Multi-scale Finite Element Model Updating of CFST Composite Truss Bridge Based on Response Surface Method[J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(11): 51-61.

- [11] 周绪红,刘永健,姜磊,等. PBL 加劲型矩形钢管混凝土结构力学性能研究综述[J]. 中国公路学报, 2017,30(11):45-62.
ZHOU Xu-hong, LIU Yong-jian, JIANG Lei, et al. Review on Mechanical Behavior Research of Concrete Filled Rectangular Hollow Section Tube Stiffened with PBL[J]. China Journal of Highway and Transport, 2017,30(11):45-62.
- [12] ZOETEMEIJER P. A Design Method for the Tension Side of Statically Loaded, Bolted Beam-to-column Connections[J]. Heron, 1974,20(1):1-59.
- [13] WEYNAND K, JASPART J P. Extension of the Component Method to Joints in Tubular Construction [C]//PUTHLI R, HERION S. Tubular Structures IX: Proceedings of the 9th International Symposium on Tubular Structures. Leiden: Balkema A A, 2001: 517-523.
- [14] GARIFULLIN M, BRONZOVA M, PAJUNEN S, et al. Initial Axial Stiffness of Welded RHS T Joints [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 153:459-472.
- [15] 王伟,陈以一. 圆钢管相贯节点局部刚度的参数公式[J]. 同济大学学报:自然科学版, 2003,31(5):515-519.
WANG Wei, CHEN Yi-yi. Parametric Formulas for Local Rigidity of Unstiffened Tubular Joints [J]. Journal of Tongji University: Natural Science, 2003, 31(5):515-519.
- [16] 邱国志. 圆钢管 X 型相贯节点刚度及其对结构整体性能的影响[D]. 上海:上海交通大学, 2008.
QIU Guo-zhi. Rigidity of Unstiffened Circular Tubular X-joints and Its Effects on Global Performance of Steel Tubular Structures [D]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University, 2008.
- [17] 赵必大,刘成清,章圣冶,等. Y 型圆钢管相贯节点轴向刚度计算模型[J]. 西南交通大学学报, 2015, 50(5):872-878.
ZHAO Bi-da, LIU Cheng-qing, ZHANG Sheng-ye, et al. Calculation Model for Axial Rigidity of CHS Y-type Joints[J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2015,50(5):872-878.
- [18] 武振宇,谭慧光,张耀春. 不等宽 T 型方钢管节点的刚度计算[J]. 哈尔滨建筑大学学报, 2002,35(5):13-16,27.
WU Zhen-yu, TAN Hui-guang, ZHANG Yao-chun. Stiffness of Stepped T-type RHS Joints Subjected to Axial Loading[J]. Journal of Harbin University of Architecture, 2002,35(5):13-16,27.
- [19] 刘永健. 矩形钢管混凝土桁架节点极限承载力试验与设计方法研究[D]. 长沙:湖南大学, 2003.
LIU Yong-jian. Experiments on Ultimate Bearing Capacity and Research on Design Method of Joints of Concrete-filled Rectangular Steel Tube Truss [D]. Changsha: Hunan University, 2003.
- [20] 程高,刘永健,田智娟,等. PBL 加劲型矩形钢管混凝土不等宽 T 型节点受拉性能[J]. 长安大学学报:自然科学版, 2015,35(3):83-90.
CHENG Gao, LIU Yong-jian, TIAN Zhi-juan, et al. Tensile Behavior of PBL Stiffened Concrete-filled Rectangular Steel Tubular Unequal T-connections [J]. Journal of Chang'an University: Natural Science Edition, 2015,35(3):83-90.
- [21] WARDENIER J, DAVIES G, STOLLE P. The Effective Width of Branch Plate to RHS Chord Connections in Cross Joints [R]. Delft: Delft University of Technology, 1981.
- [22] 侯蓓蓓,刘永健,姜磊,等. PBL 加劲型矩形钢管混凝土支管受拉节点有效分布宽度[J]. 建筑科学与工程学报, 2017,34(6):116-126.
HOU Bei-bei, LIU Yong-jian, JIANG Lei, et al. Effective Distribution Width of Tension Joints in Brace of Rectangular Concrete-filled Steel Tube Stiffened with PBL[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2017,34(6):116-126.
- [23] JIANG L, LIU Y J, FAM A. Stress Concentration Factors in Joints of Square Hollow Section (SHS) Brace and Concrete-filled SHS Chord Under Axial Tension in Brace [J]. Thin-walled Structures, 2018, 132:79-92.
- [24] 刘永健,姜磊,熊治华,等. PBL 加劲型矩形钢管混凝土受拉节点热点应力集中系数计算方法[J]. 交通运输工程学报, 2017,17(5):1-15.
LIU Yong-jian, JIANG Lei, XIONG Zhi-hua, et al. Hot Spot SCF Computation Method of Concrete-filled and PBL-stiffened Rectangular Hollow Section Joint Subjected to Axial Tensions [J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2017,17(5):1-15.
- [25] NIZER A, DE LIMA L R O, DA S VELLASCO P C G, et al. Experimental and Numerical Assessment of RHS T-joints Subjected to Brace and Chord Axial Forces [J]. Steel Construction, 2016,9(4):315-322.
- [26] BECQUE J, WILKINSON T. The Capacity of Grade C450 Cold-formed Rectangular Hollow Section T and X Connections: An Experimental Investigation [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 133: 345-359.

[27] DAVIES G,CROCKETT P. The Strength of Welded T-DT Joints in Rectangular and Circular Hollow Section Under Variable Axial Loads[J]. Journal of Constructional Steel Research,1996,37(1):1-31.

[28] KENEDI W W. Concrete-filled HSS Joints[D]. Toronto:University of Toronto,1991.

[29] 刘永健,周绪红,刘君平. 矩形钢管混凝土 T、Y 型节点受压性能试验[J]. 长安大学学报:自然科学版,2008,28(5):48-52.

LIU Yong-jian, ZHOU Xu-hong, LIU Jun-ping. Behavior of Concrete-filled Rectangular Steel Tube T-joints and Y-joints Under Compression[J]. Journal of Chang'an University: Natural Science Edition, 2008,28(5):48-52.

[30] 刘永健,周绪红,刘君平. 矩形钢管混凝土 K 型节点受力性能试验[J]. 建筑科学与工程学报,2007,24(2):36-42.

LIU Yong-jian, ZHOU Xu-hong, LIU Jun-ping. Experiment on Force Performance of Concrete-filled Rectangular Steel Tube K Joints[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering,2007,24(2):36-42.

[31] PACKER J A, DAVIES G, COUTIE M G. Yield Strength of Gapped Joints in Rectangular Hollow Section Trusses[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers,1980,69(4):995-1013.

[32] ZHAO X L. Deformation Limit and Ultimate Strength of Welded T-joints in Cold-formed RHS Sections[J]. Journal of Constructional Steel Research,2000,53(2):149-165.