

文章编号:1673-2049(2017)06-0116-11

PBL加劲型矩形钢管混凝土支管受拉节点有效分布宽度

侯蓓蓓¹, 刘永健¹, 姜磊^{1,2}, 张国靖¹

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064; 2. 皇后大学 土木工程系, 安大略 金斯顿 K7L3N6)

摘要:为研究PBL加劲型矩形钢管混凝土支管受拉节点应力分布规律及其有效分布宽度,采用ABAQUS软件建立42个矩形空钢管、钢管混凝土及PBL加劲型矩形钢管混凝土节点有限元模型并进行位移加载;根据有限元计算结果拟合得到矩形空钢管、钢管混凝土及PBL加劲型矩形钢管混凝土节点的有效分布宽度表达式,将拟合公式计算值与CIDECT规范计算值和有限元计算值进行对比。结果表明:在节点受力全过程中,PBL加劲型矩形钢管混凝土节点相对于矩形空钢管节点和钢管混凝土节点的应力分布不均匀性减小;当加载位移达到 $3\%b_0$ (b_0 为主管宽度)时,PBL加劲型节点的有效分布宽度更大,具有更好的受力性能,支板应力分布效率 ξ 随主管宽厚比 2γ 与支主管厚度比 τ 的增大而减小,其中 τ 对 ξ 的影响更大;支板应力分布效率 ξ 随支主管宽度比 β 变化较小,且呈抛物线变化;拟合公式计算值与CIDECT规范计算值及有限元计算值吻合良好,验证了公式的正确性。

关键词:PBL加劲型矩形钢管混凝土节点;有效分布宽度;应力分布;受力全过程;节点承载力

中图分类号:TU375 **文献标志码:**A

Effective Distribution Width of Tension Joints in Brace of Rectangular Concrete-filled Steel Tube Stiffened with PBL

HOU Bei-bei¹, LIU Yong-jian¹, JIANG Lei^{1,2}, ZHANG Guo-jing¹

(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China; 2. Department of Civil Engineering, Queen's University, Kingston K7L3N6, Ontario, Canada)

Abstract: In order to research the stress distribution and the effective distribution width of tension joints in the brace of rectangular concrete-filled steel tube stiffened with PBL, 42 finite element models of joints of rectangular hollow tube, concrete-filled steel tube and PBL stiffened concrete-filled steel tube were established by ABAQUS software, and the displacement loading was carried out. According to the results of finite element calculation, the expressions of effective distribution width of rectangular hollow tube, concrete-filled steel tube and PBL stiffened concrete-filled steel tubular joints were obtained. The results show that the stress distribution inhomogeneity of PBL stiffened concrete-filled steel tubular joint is lower than that of hollow tube and concrete-filled tubular joints during the whole stressing process of joint. When the load displacement reaches $3\%b_0$ (b_0 is width of chord), the effective distribution width of PBL stiffened

收稿日期:2017-09-12

基金项目:国家自然科学基金项目(51378068)

作者简介:侯蓓蓓(1992-),女,山东济宁人,工学硕士研究生,E-mail:houbei@163.com。

通讯作者: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。

joint is greater and it has better mechanical performance, and the stress distribution efficiency ξ of branch plate decreases with the increase of the width to thickness ratio 2γ of chord and the thickness ratio τ of brace to chord, and the effect of τ on ξ is more significant. The stress distribution efficiency ξ of support plate varies little with the width ratio β of brace to chord, and it shows quadratic parabola regularity. The calculated values of the fitted formula are in good agreement with the calculated values of CIDECT code and finite element method, and the correctness of the formula is verified.

Key words: joint of rectangular concrete-filled steel tube stiffened with PBL; effective distribution width; stress distribution; whole stressing process; bearing capacity of joint

0 引 言

钢管结构以其造型美观、塑性和延性好、施工便捷等优点,在拱桥和桁架梁桥中得到广泛应用,并取得了良好的经济和社会效益。钢管结构常用圆形和矩形截面,与圆形截面相比,矩形钢管可平直切割,节点连接构造更为简单,存放、运输和安装就位更便捷,同时可以任意调节截面高度和宽度比例,易于在主轴方向获得较大的抗弯刚度和压弯承载力,因此,矩形截面钢管具有更广阔的应用前景。

节点作为拱桥和桁架梁桥最薄弱的环节之一,成为国内外学者的研究重点。对此,学者提出在主管内填充混凝土,形成矩形钢管混凝土节点,Packer 等^[1-3]研究表明:支管受压荷载作用下,管内混凝土可有效限制主管顶板内凹变形,节点破坏模式由主管顶板承压转换为管内混凝土局部承压,其抗压承载力大幅提高;支管在受拉荷载作用下,管内混凝土可通过限制主管腹板内凹变形,使主管顶板外凸变形减小,抗拉承载力有一定提高,但提高较小。刘永健等^[4-5]在此基础上,提出在主管内壁设置通长开孔加劲肋(PBL 加劲肋),形成 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,混凝土骨料穿过 PBL 加劲肋开孔形成混凝土榫,通过加劲肋与混凝土榫之间的抗剪作用,可进一步限制主管顶板外凸变形,使抗拉承载力相对矩形钢管混凝土节点进一步提高。在拱桥和桁架梁桥的设计中,节点的抗拉承载力往往是节点静力设计时的控制因素,对于矩形空钢管支管受拉节点,Packer 等^[6-8]对其进行了系统试验和理论研究,结果表明,各类节点均可能发生主管冲剪破坏、主管屈服线破坏和支管有效分布宽度破坏,针对不同的破坏模式,给出了相应的承载力计算公式,研究成果形成了国际管结构协会 CIDECT 规范^[9]。Davies 等^[10-12]认为 CIDECT 规范根据支主管宽度比 β 取值不同,仅采用主管屈服线或主管冲剪破坏单一破

坏模型计算,从机理上无法准确反映节点真实的破坏情况,矩形钢管节点主管表面的破坏模式应为屈服线和冲剪线 2 种破坏模式的综合,并提出相应承载力计算公式。对于矩形钢管混凝土节点,CIDECT 规范偏保守地按照矩形钢管节点抗拉承载力公式计算,而对于 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,尚未见关于抗拉承载力计算公式的研究报道。

基于上述分析,节点抗拉承载力计算与主管表面的破坏模式密切相关,而破坏模式与支主管相贯线位置的应力分布有关。在支管受拉荷载作用下,主管顶板表面以弯曲变形为主,由于支主管连接处刚度分布不均匀,使得支管表面不同位置应力水平不同,角部刚度最大,应力水平最高,中部刚度最小,应力水平最低。Packer 等^[6]试验研究表明:受拉矩形钢管节点达到破坏时,支管腹板全截面应力分布均匀,均达到钢材屈服强度,而支管顶、底板应力分布不均匀,邻近角部一定范围内应力达到钢材屈服强度。因此,可将支管顶、底板应力等效为一定宽度的钢材屈服强度,等效后的宽度即为节点支管有效分布宽度。有效分布宽度的确定不仅反映了支管参与受力的有效面积(支管有效分布宽度破坏),同时反映了主管表面的节点刚度变化,对应节点支管应力水平高的位置,支主管连接处节点刚度大,主管表面发生冲剪破坏,而对应节点支管应力水平低的位置,支主管连接处节点刚度小,主管表面发生屈服线破坏。由此可见,确定支管有效分布宽度即确定了主管表面屈服线和冲剪线的长度,对于揭示矩形钢管节点破坏机理具有重要意义。对于矩形钢管混凝土节点和 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,由于管内混凝土和 PBL 加劲肋的作用,其有效分布宽度发生改变,因此,可通过分析确定这 2 类节点的支管有效分布宽度,采用文献^[12]提出的计算公式,给出支管受拉承载力计算公式。

本文以矩形空钢管节点、钢管混凝土节点和

PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点为研究对象,采用 ABAQUS 有限元软件,分析支主管宽度比、主管宽厚比以及支主管厚度比对支管有效分布宽度的影响规律,拟合得到 3 类节点支管有效分布宽度表达式。

1 有效分布宽度及承载力计算

1.1 有效分布宽度

支管有效分布宽度指顶、底板表面不均匀应力等效为钢材屈服强度时所对应的宽度,为更好地揭示其机理,通常选用管板节点进行分析。X 形矩形管板节点在支板轴向拉力作用下,主管表面发生外凸弯曲变形,由于角部转角刚度大,因此越靠近角部主管表面刚度越大,而中部刚度最小,因此,支板表面应力分布并不均匀,如图 1 所示,其中 q 为板端拉力, f_1 为弹性阶段支板表面应力, f'_1 为塑性阶段支板应力, f_y 为钢材屈服强度, b_e 为有效分布宽度。

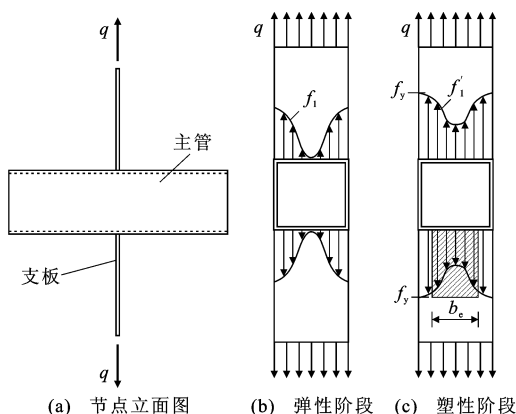


图 1 矩形管板节点支板应力分布

Fig. 1 Stress Distribution in Branch Plate of Rectangular Tube-plate Joints

在弹性阶段,支板表面应力 f_1 未达到钢材屈服强度 f_y ,随着拉力 q 继续增大,钢材进入塑性阶段,支板角部应力首先达到屈服强度,并发生应力重分配,之后在一定宽度范围内应力达到屈服强度,而在支板中部应力仍未达到屈服强度。对于支板表面的不均匀应力分布,可采用有效分布宽度的定义进行计算,即将不均匀应力等效为有效分布宽度 b_e 内应力水平为 f_y 的均匀应力分布, b_e 如式(1)所示

$$b_e = \frac{1}{f_y} \int_0^{b_1} f dx \quad (1)$$

式中: b_1 为支板宽度; f 为单位长度 dx 对应支板应力强度。

目前,国内外针对有效分布宽度的研究较少, Rolloos^[13] 最早提出有效分布宽度的经验公式,认为支板有效分布宽度的大小与主管厚度以及支板的屈

服强度有关。IIW 规范^[14] 采用该经验公式作为矩形管板节点有效分布宽度计算公式,同时对有效分布宽度做归一化处理,以排除节点尺寸的影响。随后, Davies 等^[10] 对 Rolloos^[13] 提出的经验公式中的系数做了进一步修正。Wardenier 等^[15] 认为有效分布宽度与支主管宽度比、主管宽厚比、支主管厚度比和支主管钢材屈服强度比有关,提出有效分布宽度表达式

$$b_e = f(\beta)h(2\gamma)\left(\frac{f_{y0}}{f_{y1}\tau}\right)b_1 \quad (2)$$

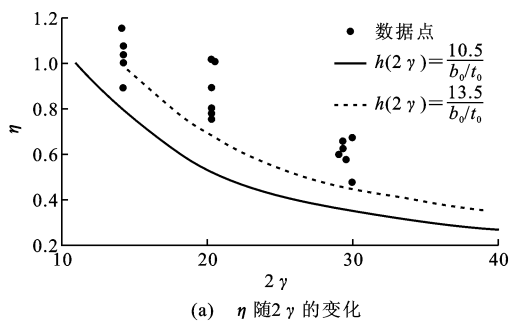
式中: β 为支主管宽度比, $\beta = b_1/b_0$, b_0 为主管宽度; $f(\beta)$ 为 β 对有效分布宽度的影响函数; $h(2\gamma)$ 为主管宽厚比 2γ 对有效分布宽度的影响函数, $2\gamma = b_0/t_0$, t_0 为主管厚度; τ 为支主管厚度比, $\tau = t_1/t_0$, t_1 为支管厚度; f_{y0} 为主管屈服强度; f_{y1} 为支管屈服强度。

为排除支板宽度以及支、主管相对强度的影响,对有效分布宽度 b_e 做归一化处理,令

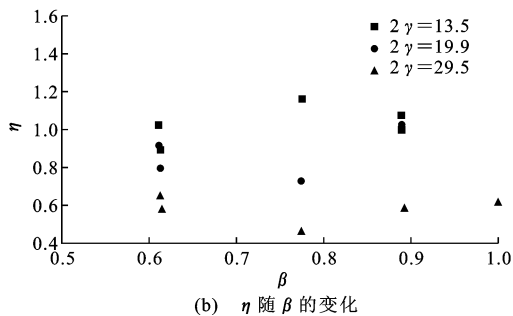
$$\eta = \frac{b_e f_{y1} t_1}{b_1 f_{y0} t_0} = f(\beta)h(2\gamma) \quad (3)$$

在此基础上, Wardenier 等^[15] 进行试验并分析了 η 随各参数的变化规律,其中主管宽厚比对其影响较大,如图 2(a) 所示,根据实测数据分析得到

$$h(2\gamma) = \frac{13.5}{b_0/t_0}, \text{保守起见取 } h(2\gamma) = \frac{10.5}{b_0/t_0}。$$



(a) η 随 2γ 的变化



(b) η 随 β 的变化

图 2 η 随 $2\gamma, \beta$ 的变化规律

Fig. 2 Variation Rules of η with $2\gamma, \beta$

支主管宽度比对 η 的影响较小且无明显规律[图 2(b)],考虑到裂缝以及节点变形等不可控因素的影响,保守取 $f(\beta) = 1$,简化后的通用公式为

$$\frac{b_e}{b_1} = \frac{10.5 f_{y0}}{2\gamma f_{y1} \tau} \quad (4)$$

Voth 等^[16-18]对圆形钢管混凝土节点的支板应力分布进行试验测试,发现钢管混凝土节点也存在应力分布不均匀现象,但相对于空钢管节点,其应力不均匀程度有所降低。对于矩形钢管混凝土节点和 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,尚未见相关研究。

1.2 承载力计算

在桥梁工程应用中,受拉节点承载力的大小由变形量控制,Lu 等^[19]提出主管变形达到 $3\%b_0$ 时对应的承载力为设计极限承载力,在此基础上 CIDECT 规范给出矩形空钢管节点不同破坏模式下的承载力公式。对于屈服线破坏以及冲剪破坏,刘永健等^[12]认为主管表面破坏时 2 种破坏综合发生,提出主管屈服线和冲剪综合破坏模型,如图 3 所示,其中 P_Y 为支管轴向拉力, h_1 为支管高度, l' 为支管宽度方向冲剪线最右端距正弯矩屈服线的距离, α 为正弯矩屈服线与负弯矩屈服线的夹角。

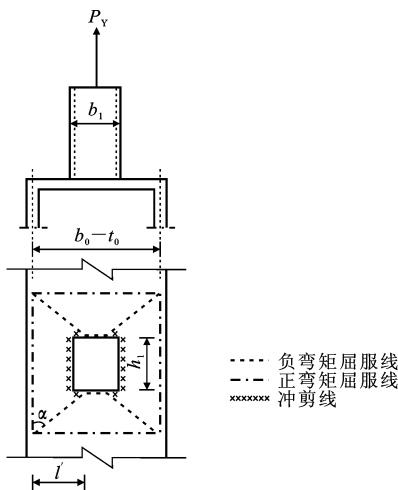


图 3 矩形钢管节点屈服线和冲剪综合破坏模型

Fig. 3 Comprehensive Model of Yield Line and Punching

Shear for Rectangular Steel Tube Joint

综合破坏模型承载力计算公式^[12]为

$$\frac{P_{YQmin}}{f_{y0} t_0} = \frac{4}{\sqrt{\gamma'}} + \frac{\beta}{\gamma'} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[2\gamma' \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right) \beta + \gamma' \gamma' \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right)^2 \right] \quad (5)$$

式中: $\gamma' = \frac{2l'}{b_0} = \frac{b_0 - b_1 + b_e}{b_0}$; 有效分布宽度 b_e 沿用

CIDECT 规范的规定, $b_e = \frac{10}{b_0/t_0} b_1$, b_1 为支管实际宽度。

主管内填混凝土后,在轴向拉力作用下,核心混

凝土阻止主管侧板内凹变形,主管顶板产生膜应力抑制主管顶板弯曲变形,主管顶板抗弯刚度增大使得支板中部分配应力提高,有效分布宽度区域扩大,如图 4(a),(b)所示,其中 f_2 为钢管混凝土节点弹性阶段支板应力, f'_2 为塑性阶段支板应力, b_{e2} 为钢管混凝土节点有效分布宽度,且 $b_{e2} > b_e$ 。

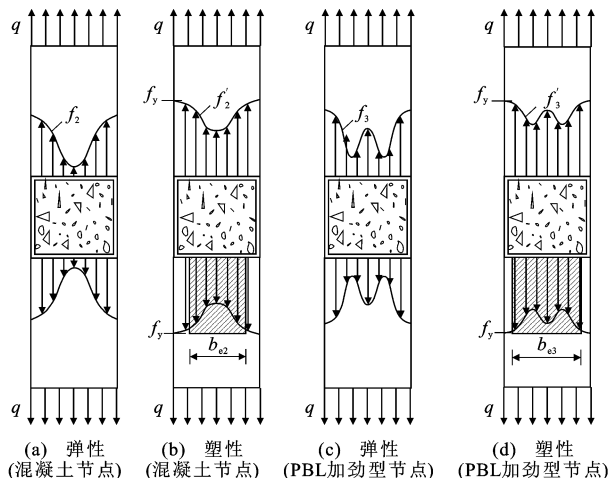


图 4 混凝土节点、PBL 加劲型节点应力分布

Fig. 4 Stress Distribution of Concrete-filled Joints and Joints Stiffened with PBL

对于 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,在轴向拉力作用下,PBL 加劲肋带动更大范围内混凝土参与受力,且 PBL 开孔形成的混凝土榫进一步削弱拉力对主管顶板的变形作用,使得支板中部分配应力明显提高,形成新的应力峰值,有效分布宽度 b_e 继续增大,如图 4(c),(d)所示,其中 f_3 为 PBL 加劲节点弹性阶段支板应力, f'_3 为塑性阶段支板应力, b_{e3} 为 PBL 加劲节点有效分布宽度,且 $b_{e3} > b_{e2}$ 。因此,对于钢管混凝土节点与 PBL 加劲型节点的主管综合破坏承载力计算,继续沿用 CIDECT 规范中针对空钢管的有效分布宽度公式过于保守,应提出新的有效分布宽度表达式。

2 有限元模型建立

本文基于 ABAQUS 软件,建立 3 类节点有限元模型,如图 5 所示。

2.1 钢材和混凝土本构关系

钢材本构关系采用双折线模型,弹性模量 E_s 取 2.1×10^5 MPa,泊松比 ν_s 取 0.3;混凝土本构关系采用 ABAQUS 软件提供的塑性损伤模型^[20],混凝土单轴受压模型采用矩形核心混凝土应力-应变关系^[21],混凝土单轴受拉模型采用《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)^[22]中的应力-应变关系,混

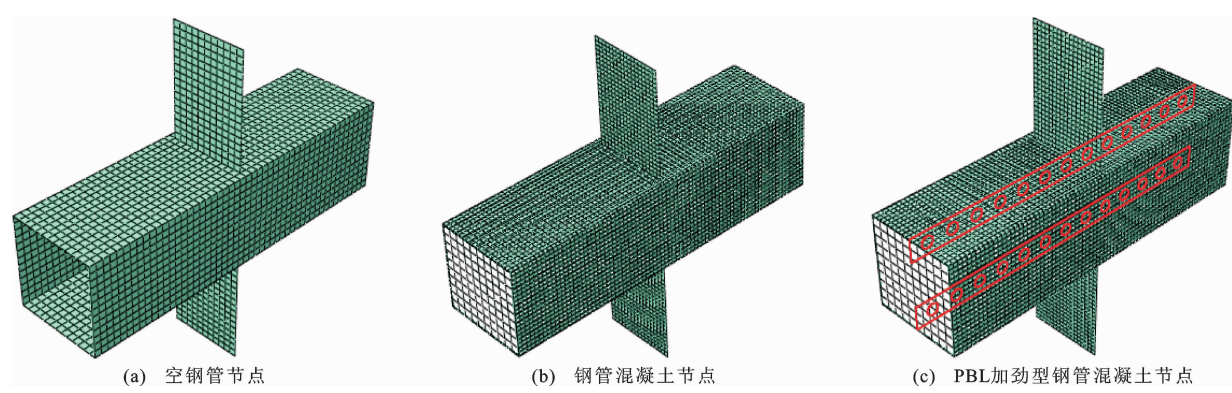


图 5 3 类节点有限元模型

Fig. 5 Finite Element Models of Three Kinds of Joints

混凝土弹性模量 E_c 取 3.45×10^4 MPa,泊松比 ν_c 取 0.2。

2.2 单元类型及网格划分

混凝土采用 C3D8R 实体单元,网格尺寸为 20 mm×20 mm,采用结构化网格划分。钢管、支板以及 PBL 加劲肋的厚度相对于混凝土尺寸较小,均采用 S4R 壳单元来模拟,网格采用结构化网格划分,尺寸为 10 mm×10 mm,为达到必要的计算精度,在壳单元厚度方向采用 9 个积分点的 Simpson 积分。

2.3 接触关系、荷载及边界条件

主管、支板及 PBL 加劲肋采用绑定约束,钢管与混凝土界面性能采用库仑摩擦模型和“硬”接触模拟,采用查找“接触对”的方式施加,混凝土与 PBL

之间的约束采用部分嵌入模型模拟,支管端部设置参考点耦合并施加单位集中力,主管端部无约束。

2.4 模型验证

目前,对于矩形钢管混凝土节点以及 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,尚未见针对支管应力的测试。文献[2],[23]中完成了矩形空钢管节点、矩形钢管混凝土节点以及 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点受拉极限承载力试验,仅给出荷载-位移曲线。采用本文数值模拟方法,建立 Xt-018,Xt-cl6,J1-2 三个试件的节点有限元模型,计算得到荷载-位移曲线,并与试验结果进行对比,如图 6 所示,试件几何尺寸和材料性能详见文献[2],[23]。

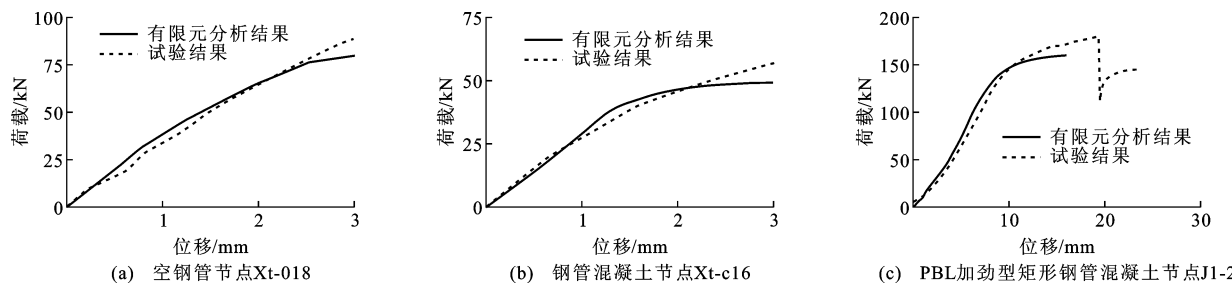


图 6 荷载-位移曲线有限元分析结果与试验结果对比

Fig. 6 Comparisons of Load-displacement Curves Between Finite Element Analysis Results and Test Results

由图 6 可知,有限元计算曲线与试验曲线基本吻合,验证了数值模拟方法的可靠性,进而说明本文有限元方法对于材料本构关系、钢-混界面接触关系等模拟准确。

3 有效分布宽度参数分析

为研究矩形节点支管顶板的应力分布规律,分别建立矩形空钢管、矩形钢管混凝土以及 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点共计 42 个节点数值模型,节点构造如图 7 所示,其中 h_0 为主管高度, l_0 为主管长度, l_1 为支板长度。PBL 加劲肋焊接位置及细部

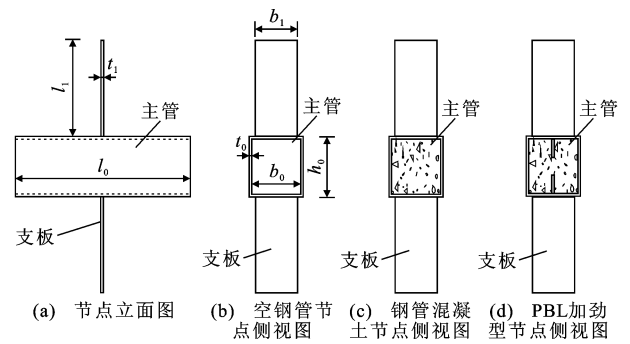


图 7 3 类节点构造图

Fig. 7 Structures of Three Kinds of Joints

尺寸如图 8 所示。

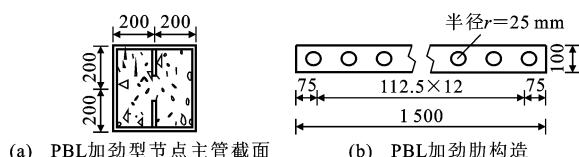


图 8 PBL 加劲肋细部构造 (单位:mm)

Fig. 8 Details of PBL Stiffening Rib (Unit:mm)

3.1 参数选取

基于 Wardenier 等^[15]提出的公式(2)可知,支管有效分布宽度主要与支主管宽度比 β 、主管宽厚比 2γ 、支主管厚度比 τ ,以及支主管屈服强度比 f_{y0}/f_{y1} 有关,而在实际桥梁工程中,节点支主管多采用等强度钢材,因此本文取 $f_{y0}=f_{y1}$,并根据工程实际确定各参数水平的变化范围为:支主管宽度比 $\beta=0.5\sim 1$,主管宽厚比 $2\gamma=16\sim 48$,支主管厚度比 $\tau=0.33\sim 1$ 。相关模型参数如表 1 所示。

3.2 参数分析

3.2.1 受力全过程中支板应力变化

对 H- τ -12, C- τ -12, P- τ -12 三个节点模型进行 12 mm($3\%b_0$)位移加载,得到沿板宽方向应力分布曲线与施加位移的变化规律,如图 9 所示,其中 δ 为加载位移,应力分布曲线与坐标轴所围面积反映了节点承载力的大小。对于空钢管节点,加载初期支板应力出现不均匀分布,角点处应力高而中部应力低,随着加载位移的增大,角点处应力相对于中部增速快,应力分布不均匀程度进一步增大。当加载位移达到 $3\%b_0$ 时,角点附近钢材屈服,中点附近应力始终很小。对于钢管混凝土节点,应力分布的发展规律与空钢管节点类似,当加载位移达到 $3\%b_0$ 时,屈服段相对于空钢管节点扩大,支板中部应力增大,说明内填混凝土可削弱应力分布的不均匀性,扩大应力曲线包围面积。对于 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点,由于 PBL 加劲处的刚度较大,加载初期应力分布出现 3 个峰值,随着加载位移的增加,支板两角点处以及 PBL 加劲处应力值增速较大;当加载位移达到 $3\%b_0$ 时,应力分布曲线最低点应力值大幅提高,同时曲线所围面积远大于钢管混凝土节点,说明内设 PBL 加劲肋可大幅削减应力分布的不均匀性,扩大有效分布宽度区域。在节点受力全过程中,主管内填混凝土和设置 PBL 加劲肋对于支板的应力均有提升,说明 2 种加劲方式可在节点受力全过程中改善节点受力性能,提高节点承载力。

3.2.2 极限状态支板应力变化

应力曲线的分布反映了节点局部刚度的分布,

刚度越大的区域承受的应力越大;应力分布曲线与横向坐标轴所围面积则反映了节点的整体刚度大小,在相同钢材屈服强度水平下,所围面积越大,对应的有效分布宽度越大,节点整体刚度越大。当加载位移达到 $3\%b_0$ 时,主管宽厚比、支主管厚度比以及支主管宽度比对支板应力分布曲线的影响规律如图 10~12 所示。

由图 10,11 可知:支主管厚度比 τ 和主管宽厚比 2γ 对支板应力分布的影响相似,随着 τ 和 2γ 的增大,主管刚度降低,相同位置处承担的应力减小,应力分布曲线所围面积缩小,其中 τ 对应力分布的影响较大。由图 12 可知,不同支主管宽度比 β 对应的支板应力分布规律大致相同。相对于空钢管节点,相同条件下钢管混凝土节点支板中点的应力更大,整体应力分布更为均匀,这是由于主管内填混凝土后,限制了主管上下顶板的弯曲变形,提高了节点的局部刚度;PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点中由于加劲肋的存在,大大提高了节点的局部刚度,在支板中点处形成新的应力峰值,同时扩大了应力分布曲线所围面积,提高了节点整体刚度。

3.2.3 支板应力分布效率

在位移荷载 $3\%b_0$ 作用下,根据式(1)计算各节点有效分布宽度 b_e ,为排除支板实际宽度的影响,定义应力分布效率 $\xi=b_e/b_1$,计算 3 类节点在设计极限荷载状态下的支板应力分布效率 ξ ,如表 2 所示。

3 类节点应力分布效率 ξ 随支主管宽度比 β 、主管宽厚比 2γ 以及支主管厚度比 τ 的变化规律如图 13 所示。由图 13 可知: β 对节点支板应力分布效率的影响最小,呈二次分布规律; τ 对支板应力分布效率的影响最大,呈反比; 2γ 对支板应力分布效率的影响大致呈反比。对比 3 类节点分布效率发现:内填混凝土可提高节点支板应力分布效率,但幅度不大。内设 PBL 加劲肋对节点支板应力分布效率的影响大幅提升。这是由于 PBL 加劲肋的存在,使得参与应力分配的混凝土面积上升,混凝土对节点刚度的提升作用得到发挥,并且由于加劲肋的存在,增大了主管顶板抗弯长细比,提高了钢管自身的抗弯刚度。

4 有效分布宽度拟合公式

根据参数影响规律,仅考虑主管宽厚比 2γ 和支主管厚度比 τ 对有效分布宽度的影响规律,给出有效分布宽度的表达式为

$$b_e = b_1 h (2\gamma) g(\tau) \quad (6)$$

表 1 3 类节点模型设计参数

Tab. 1 Design Parameters of Three Kinds of Joints Models

试件编号	b_0/mm	h_0/mm	t_0/mm	l_0/mm	l_1/mm	t_1/mm	b_1/mm	β	2γ	τ	是否填混凝土	是否设置 PBL
H- β -1	400	400	16	1 500	500	16	200	0.50	25	1.00	否	否
H- β -2	400	400	16	1 500	500	16	260	0.65	25	1.00	否	否
H- β -3	400	400	16	1 500	500	16	320	0.80	25	1.00	否	否
H- β -4	400	400	16	1 500	500	16	340	0.85	25	1.00	否	否
H- β -5	400	400	16	1 500	500	16	400	1.00	25	1.00	否	否
H-2 γ -6	400	400	8	1 500	500	8	340	0.85	48	1.00	否	否
H-2 γ -7	400	400	10	1 500	500	10	340	0.85	40	1.00	否	否
H-2 γ -8	400	400	13	1 500	500	13	340	0.85	32	1.00	否	否
H-2 γ -9	400	400	17	1 500	500	17	340	0.85	24	1.00	否	否
H-2 γ -10	400	400	25	1 500	500	25	340	0.85	16	1.00	否	否
H- τ -11	400	400	25	1 500	500	17	340	0.85	16	0.67	否	否
H- τ -12	400	400	25	1 500	500	13	340	0.85	16	0.50	否	否
H- τ -13	400	400	25	1 500	500	10	340	0.85	16	0.40	否	否
H- τ -14	400	400	25	1 500	500	8	340	0.85	16	0.33	否	否
C- β -1	400	400	16	1 500	500	16	200	0.50	25	1.00	是	否
C- β -2	400	400	16	1 500	500	16	260	0.65	25	1.00	是	否
C- β -3	400	400	16	1 500	500	16	320	0.80	25	1.00	是	否
C- β -4	400	400	16	1 500	500	16	340	0.85	25	1.00	是	否
C- β -5	400	400	16	1 500	500	16	400	1.00	25	1.00	是	否
C-2 γ -6	400	400	8	1 500	500	8	340	0.85	48	1.00	是	否
C-2 γ -7	400	400	10	1 500	500	10	340	0.85	40	1.00	是	否
C-2 γ -8	400	400	13	1 500	500	13	340	0.85	32	1.00	是	否
C-2 γ -9	400	400	17	1 500	500	17	340	0.85	24	1.00	是	否
C-2 γ -10	400	400	25	1 500	500	25	340	0.85	16	1.00	是	否
C- τ -11	400	400	25	1 500	500	17	340	0.85	16	0.67	是	否
C- τ -12	400	400	25	1 500	500	13	340	0.85	16	0.50	是	否
C- τ -13	400	400	25	1 500	500	10	340	0.85	16	0.40	是	否
C- τ -14	400	400	25	1 500	500	8	340	0.85	16	0.33	是	否
P- β -1	400	400	16	1 500	500	16	200	0.50	25	1.00	是	是
P- β -2	400	400	16	1 500	500	16	260	0.65	25	1.00	是	是
P- β -3	400	400	16	1 500	500	16	320	0.80	25	1.00	是	是
P- β -4	400	400	16	1 500	500	16	340	0.85	25	1.00	是	是
P- β -5	400	400	16	1 500	500	16	400	1.00	25	1.00	是	是
P-2 γ -6	400	400	8	1 500	500	8	340	0.85	48	1.00	是	是
P-2 γ -7	400	400	10	1 500	500	10	340	0.85	40	1.00	是	是
P-2 γ -8	400	400	13	1 500	500	13	340	0.85	32	1.00	是	是
P-2 γ -9	400	400	17	1 500	500	17	340	0.85	24	1.00	是	是
P-2 γ -10	400	400	25	1 500	500	25	340	0.85	16	1.00	是	是
P- τ -11	400	400	25	1 500	500	17	340	0.85	16	0.67	是	是
P- τ -12	400	400	25	1 500	500	13	340	0.85	16	0.50	是	是
P- τ -13	400	400	25	1 500	500	10	340	0.85	16	0.40	是	是
P- τ -14	400	400	25	1 500	500	8	340	0.85	16	0.33	是	是

注:试件编号中 H 表示矩形空钢管节点,C 表示钢管混凝土节点,P 表示 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点。

式中: $g(\tau)$ 为支主管厚度比 τ 对有效分布宽度的影响函数。

拟合有限元计算结果,得到矩形空钢管节点有效分布宽度计算式为

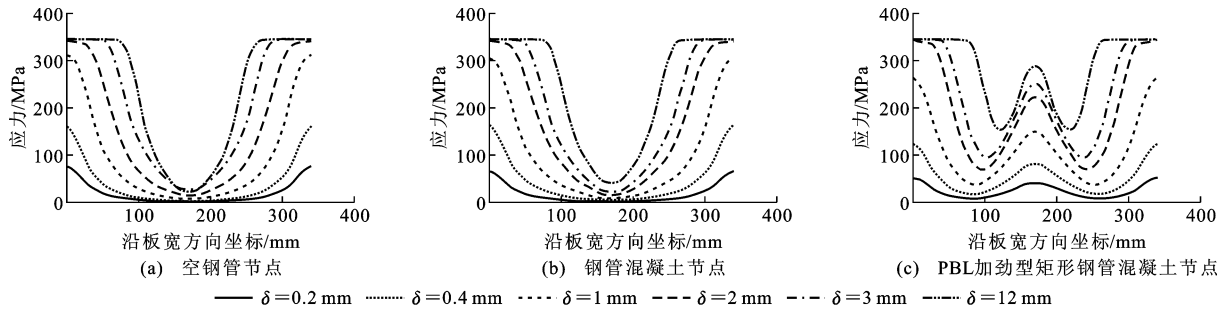
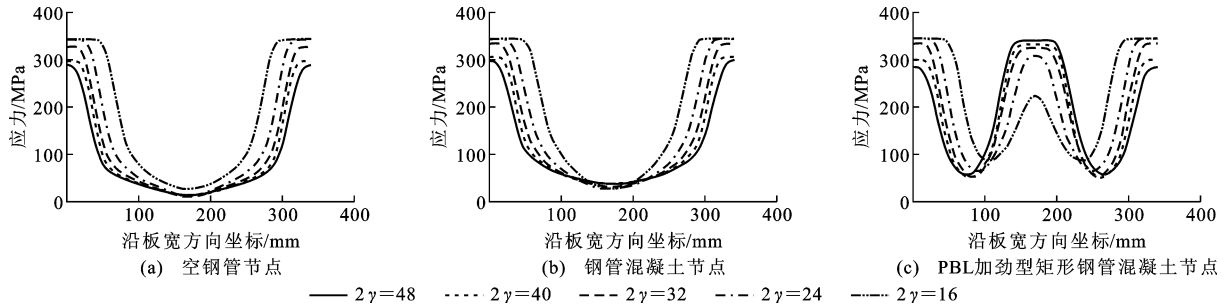
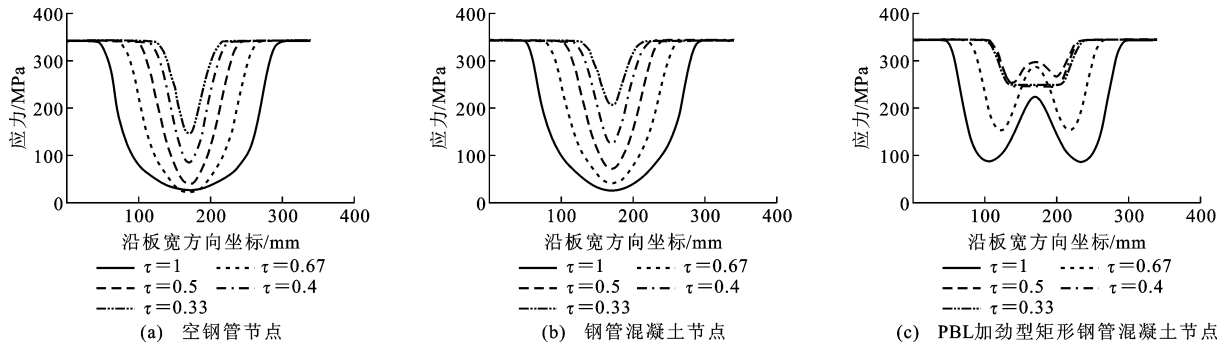
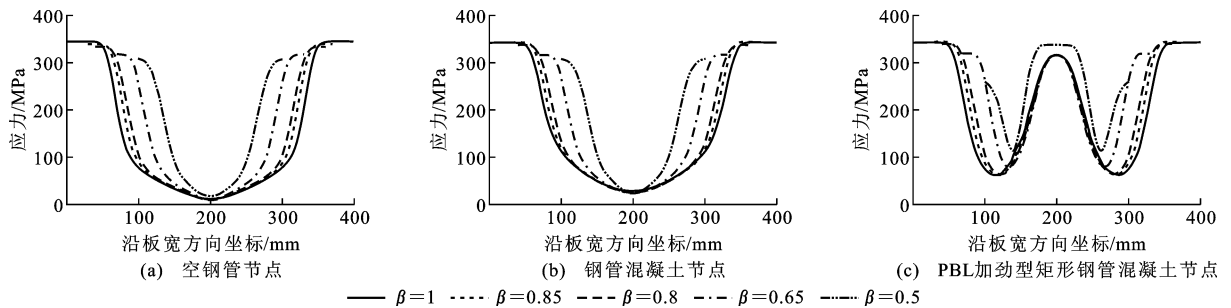


图 9 3 类节点受力全过程中支板应力分布曲线

Fig. 9 Stress Distribution Curves in Branch Plate of Three Kinds of Joints During Whole Stressing Process

图 10 2γ 对 3 类节点支板应力分布曲线的影响Fig. 10 Influence of 2γ on Stress Distribution Curves in Branch Plate of Three Kinds of Joints图 11 τ 对 3 类节点支板应力分布曲线的影响Fig. 11 Influence of τ on Stress Distribution Curves in Branch Plate of Three Kinds of Joints图 12 β 对 3 类节点支板应力分布曲线的影响Fig. 12 Influence of β on Stress Distribution Curves in Branch Plate of Three Kinds of Joints

$$b_e = b_1 \left(\frac{6.2}{2\gamma} + 0.15 \right) [-0.73 \ln(\tau) + 1] \quad (7)$$

矩形钢管混凝土节点有效分布宽度计算式为

$$b_e = b_1 \left(\frac{5.4}{2\gamma} + 0.23 \right) [-0.71 \ln(\tau) + 1] \quad (8)$$

PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点有效分布宽度计算式为

$$b_e = b_1 \left(\frac{1.6}{2\gamma} + 0.56 \right) [-0.86 \ln(\tau) + 1] \quad (9)$$

由于 CIDECT 规范中仅给出空钢管节点有效分布宽度计算公式,本文以空钢管节点公式(7)为例,将其计算结果与 CIDECT 规范计算值以及模型计算值进行分析对比,结果如表 3 所示。

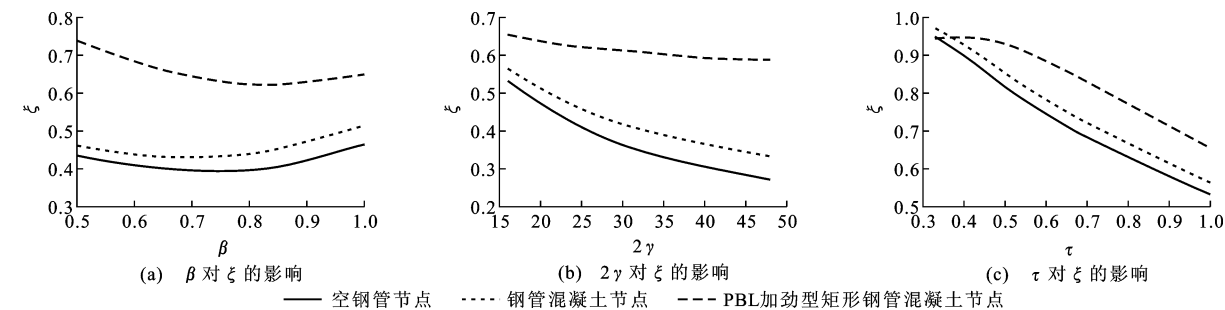


图 13 各参数对 3 类节点支板应力分布效率影响

Fig. 13 Influence of Parameters on Stress Distribution Efficiency in Branch Plate of Three Kinds of Joints

表 2 3 类节点支板应力分布效率

表 3 公式与有限元模型及 CIDECT 规范计算值对比

Tab. 2 Stress Distribution Efficiency in Branch Plate of Three Kinds of Joints

试件编号	ξ	试件编号	ξ	试件编号	ξ
H- β -1	0.43	C- β -1	0.46	P- β -1	0.74
H- β -2	0.40	C- β -2	0.42	P- β -2	0.65
H- β -3	0.39	C- β -3	0.44	P- β -3	0.62
H- β -4	0.40	C- β -4	0.45	P- β -4	0.62
H- β -5	0.46	C- β -5	0.51	P- β -5	0.65
H-2 γ -6	0.27	C-2 γ -6	0.33	P-2 γ -6	0.59
H-2 γ -7	0.30	C-2 γ -7	0.37	P-2 γ -7	0.59
H-2 γ -8	0.34	C-2 γ -8	0.40	P-2 γ -8	0.61
H-2 γ -9	0.41	C-2 γ -9	0.46	P-2 γ -9	0.62
H-2 γ -10	0.53	C-2 γ -10	0.56	P-2 γ -10	0.65
H- τ -11	0.69	C- τ -11	0.73	P- τ -11	0.85
H- τ -12	0.81	C- τ -12	0.85	P- τ -12	0.97
H- τ -13	0.90	C- τ -13	0.93	P- τ -13	0.95
H- τ -14	0.95	C- τ -14	0.97	P- τ -14	0.95

Tab. 3 Comparison of Formula with Finite Element Model and CIDECT Calculated Values

试件编号	ξ_1	ξ_2	ξ_3	ξ_2/ξ_1	ξ_2/ξ_3
H- β -1	0.43	0.40	0.40	0.92	1.00
H- β -2	0.40	0.40	0.40	1.01	1.00
H- β -3	0.39	0.40	0.40	1.01	1.00
H- β -4	0.40	0.40	0.40	0.99	1.00
H- β -5	0.46	0.40	0.40	0.86	1.00
H-2 γ -6	0.27	0.28	0.21	1.02	1.33
H-2 γ -7	0.30	0.30	0.25	1.00	1.22
H-2 γ -8	0.34	0.34	0.31	0.99	1.10
H-2 γ -9	0.41	0.41	0.42	0.99	0.98
H-2 γ -10	0.53	0.54	0.63	1.01	0.86
H- τ -11	0.69	0.69	0.94	1.00	0.74
H- τ -12	0.81	0.81	1.00	0.99	0.81
H- τ -13	0.90	0.89	1.00	0.99	0.89
H- τ -14	0.95	0.96	1.00	1.02	0.96
均值				0.99	1.00
方差				0.002	0.025

由表 3 可知,节点有效分布宽度公式(7)计算值与有限元模型计算值以及 CIDECT 规范计算值的比值均维持在 1.00 左右,且离散性较小,说明 3 种方法的计算结果相差不大,验证了公式拟合的准确性。

5 结 语

(1)在节点受力全过程中,主管内填混凝土可在一定范围内改善支管应力分布,但幅度较小;PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点相对于空钢管节点和钢管混凝土节点的支管应力分布更为均匀。当加载位移达到 3% b_0 时,PBL 加劲型节点的有效分布宽度更大,具有更高的承载能力。

(2)在设计极限承载力作用下,支板有效分布宽度对支主管宽度比 β 、支主管厚度比 τ 和主管宽厚比

2γ 的敏感程度不同。 β 对有效分布宽度的影响较小,呈二次分布规律; τ 对支板应力分布效率的影响较大,呈反比; 2γ 对支板应力分布效率的影响大致呈反比。

(3)考虑支主管宽度比 β 、支主管厚度比 τ 和主管宽厚比 2γ 对有效分布宽度的影响规律,拟合得到 3 类节点有效分布宽度表达式,提出相应承载力公式。将所得公式的计算结果与试验结果及 CIDECT 规范计算结果进行对比分析,结果表明该拟合公式与试验值吻合良好,验证了公式的合理性。

(4)本文对 PBL 加劲型矩形钢管混凝土节点的分析主要集中于加入 PBL 加劲肋后对有效分布宽

注: ξ_1 、 ξ_2 、 ξ_3 分别为有限元模型、公式(7)和 CIDECT 规范应力分布效率计算值。

度的提升,下一步工作将重点研究PBL加劲肋的数量、焊接位置、加劲肋厚度以及开孔孔径等因素对节点刚度及应力分布的影响。

参考文献:

References:

- [1] PACKER J A. Concrete-filled HSS Connections[J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(3): 458-467.
- [2] 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.
- [3] 程高, 刘永健, 俞文龙, 等. 方钢管混凝土X型节点受拉力学性能的非线性有限元分析[J]. 合肥工业大学学报: 自然科学版, 2015, 38(3): 358-362, 410.
- CHENG Gao, LIU Yong-jian, YU Wen-long, et al. Nonlinear Finite Element Analysis of Concrete-filled Square Steel Tube X-connections Subjected to Tension[J]. Journal of Hefei University of Technology: Natural Science, 2015, 38(3): 358-362, 410.
- [4] 刘永健, 张宁, 张俊光. PBL加劲型矩形钢管混凝土的力学性能[J]. 建筑科学与工程学报, 2012, 29(4): 13-17.
- LIU Yong-jian, ZHANG Ning, ZHANG Jun-guang. Mechanical Behaviour of Concrete-filled Square Steel Tube Stiffened with PBL[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2012, 29(4): 13-17.
- [5] 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.
- [6] PACKER J A, HALEEM A S. Ultimate Strength Formulae for Statically Loaded Welded HSS Joints in Lattice Girders with RHS Chords[C]//Canadian Society for Civil Engineering. Proceedings of Canadian Society for Civil Engineering Annual Conference. Fredericton: Canadian Society for Civil Engineering, 1981: 331-343.
- [7] WARDENIER J. Hollow Section Joints[M]. Delft: Delft University Press, 1982.
- [8] ZHAO X L, HANCOCK G J. T-joints in Rectangular Hollow Sections Subject to Combined Actions[J]. Journal of Structural Engineering, 1991, 117(8): 2258-2277.
- [9] PACKER J A, WARDENIER J, ZHAO X L, et al. Design Guide for Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading[M]. 2nd ed. Cologne: Verlag TUV Rheinland, 2009.
- [10] DAVIES G, PACKER J A. Predicting the Strength of Branch Plate-RHS Connections for Punching Shear[J]. Canadian Journal of Civil Engineering, 1982, 9(3): 458-467.
- [11] CAO J J, PACKER J A, YANG G J. Yield Line Analysis of RHS Connections with Axial Loads[J]. Journal of Constructional Steel Research, 1998, 48(1): 1-25.
- [12] 刘永健, 姜磊, 熊治华. 矩形钢管节点屈服线和冲剪综合破坏模型[J]. 建筑科学与工程学报, 2016, 33(6): 6-13.
- LIU Yong-jian, JIANG Lei, XIONG Zhi-hua. Comprehensive Failure Model of Yield Line and Punching Shear for Rectangular Steel Tube Joint[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2016, 33(6): 6-13.
- [13] ROLLOOS A. The Effective Weld Length of Beam to Column Connections without Stiffening Plates[R]. Delft: Delft University of Technology, 1969.
- [14] International Institute of Welding Commission XV. Design Rules for Arc Welded Connections in Steel Submitted to Static Loads[J]. Welding in the World, 1976, 14(5/6): 132-149.
- [15] 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.
- [16] VOTH A P. Branch Plate-to-circular Hollow Structural Section Connections[D]. Toronto: University of Toronto, 2011.
- [17] VOTH A P, PACKER J A. Branch Plate-to-circular Hollow Structural Section Connections. I: Experimental Investigation and Finite-element Modeling[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(8): 995-1006.
- [18] VOTH A P, PACKER J A. Branch Plate-to-circular Hollow Structural Section Connections. II: X-Type Parametric Numerical Study and Design[J]. Journal of Structural Engineering, 2012, 138(8): 1007-1018.
- [19] LU L H, DE WINKEL G D, YU Y, et al. Deformation Limit for the Ultimate Strength of Hollow Section

Joints[C]//Balkema A A. Proceedings of 6th International Symposium on Tubular Structures. Rotterdam; Balkema A A,1994;341-347.

[20] 聂建国,王宇航. ABAQUS 中混凝土本构模型用于模拟结构静力行为的比较研究[J]. 工程力学,2013,30(4):59-67,82.

NIE Jian-guo,WANG Yu-hang. Comparison Study of Constitutive Model of Concrete in Abaqus for Static Analysis of Structures [J]. Engineering Mechanics, 2013,30(4):59-67,82.

[21] 韩林海. 钢管混凝土结构:理论与实践[M]. 北京: 科学出版社,2004.

HAN Lin-hai. Concrete Filled Steel Tube Structures: theory and Practice[M]. Beijing:Science Press,2004.

[22] GB 50010—2010,混凝土结构设计规范[S].

GB 50010—2010,Code of Design of Concrete Structures[S].

[23] LIU Y J,XIONG Z H,FENG Y C, et al. Concrete-filled Rectangular Hollow Section X Joint with Perfor-bond Leister Rib Structural Performance Study: Ultimate and Fatigue Experimental Investigation[J]. Steel and Composite Structures,2017,24(4):455-465.