

文章编号:1673-2049(2016)06-0006-08

矩形钢管节点屈服线和冲剪综合破坏模型

刘永健¹, 姜磊¹, 熊治华²

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064; 2. 中交第一公路勘察设计研究院有限公司, 陕西 西安 710075)

摘要:基于屈服线和冲剪破坏模型,对矩形管-管节点和板-管节点发生这2种破坏模式的支主管宽度比 β 适用范围进行理论分析,探讨CIDECT规范中给出的支主管宽度比适用范围的合理性,并在此基础上合理考虑沿支管周长刚度变化,对主管可能发生屈服线和冲剪破坏的区域进行分析,给出屈服线和冲剪综合破坏的承载力计算方法。将所得公式的计算结果与试验结果进行对比,并将其与CIDECT规范计算公式进行对比分析。结果表明:该建议公式计算值与试验值吻合较好; $\beta < 0.85$ 时,CIDECT规范公式低估了节点承载能力,而 $0.85 < \beta < 1 - 1/\gamma$ (2γ 为主管宽厚比)时,CIDECT规范公式高估了节点承载能力。

关键词:矩形钢管节点;屈服线模型;冲剪模型;破坏模式;支主管宽度比;适用范围;节点承载力
中图分类号:TU392.3 **文献标志码:**A

Comprehensive Failure Model of Yield Line and Punching Shear for Rectangular Steel Tube Joint

LIU Yong-jian¹, JIANG Lei¹, XIONG Zhi-hua²

(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China;
2. CCCC First Highway Consultants Co., Ltd., Xi'an 710075, Shaanxi, China)

Abstract: Based on the yield line and punching shear model, the application scope of the width ratio β of branch member to chord member was theoretically analyzed when the two failure modes of the rectangular tube-tube joint and the plate-tube joint happened. The rationality of application scope of the width ratio of branch member to chord member proposed in CIDECT specification was discussed. On the basis, reasonably considering the change of stiffness along branch perimeter, the regions where yield line and punching shear probably occurred were studied, and the bearing capacity calculation method of the comprehensive failure model of yield line and punching shear was proposed. The calculated results of the proposed formula were compared with the experimental results and the calculation formula of CIDECT specification. The results show that the calculated results are in good agreement with the test results. When $\beta < 0.85$, the formula of CIDECT underestimates the bearing capacity of joint, and when $0.85 < \beta < 1 - 1/\gamma$ (2γ is the width to thickness ratio of chord member), the formula of CIDECT overestimates the bearing capacity of joint.

Key words: rectangular steel tube joint; yield line model; punching shear model; failure mode; width ratio of branch member to chord member; application scope; bearing capacity of joint

收稿日期:2016-10-31

基金项目:国家重点研发计划项目(2016YFC0701202);国家自然科学基金项目(51378068);

交通运输部建设科技项目(2013 318 812 410)

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。

0 引言

矩形钢管节点主管为矩形钢管,支管为钢管或钢板,主支管采用直接焊接形成节点。由于其加工简单、经济性好和造型优美,在桁架桥、拱桥和格构式桥墩中应用广泛^[1-4]。主管对应桁架桥弦杆、拱桥拱肋或桥墩的柱肢,支管则对应桁架桥腹杆、拱桥吊杆与拱肋连接板或桥墩缀杆。作为以上结构最薄弱的环节之一,矩形钢管节点承载力一直是各国学者研究的重点。

各国学者对不同类型矩形钢管节点进行了系统的试验研究^[5-12],结果表明,各类节点主管表面均可能发生塑性破坏或沿支管四周冲剪破坏,并且与支主管宽度比 β 密切相关。Wardenier 等^[13-15]对矩形钢管节点试验现象和承载力进行了分析,当 β 较小时,发生主管表面塑性破坏,建议按屈服线模型计算节点承载力;当 β 较大时,发生沿支管四周主管表面冲剪破坏,建议按冲剪模型计算节点承载力;当 β 接近于 1 时,支管荷载将直接传递到主管侧壁,发生主管侧壁压坏或局部屈曲,建议按等效柱模型计算节点承载力,在此基础上,对各破坏模式对应的 β 适用范围进行了探讨。国际管结构协会和焊接协会在总结各学者研究成果的基础上,分别形成了 CIDECT 规范^[16]和 IIW 规范^[17],给出了矩形钢管节点屈服线、冲剪和等效柱模型计算公式,并对各公式的 β 适用范围进行了规定。实际上,在支管轴心受拉或受压荷载作用下主管表面首先发生外凸或内凹变形,并且沿支管四周主管表面应力分布不均匀,在支管角隅处主管表面应力水平高,支管中间部位主管表面应力水平低,随着荷载增大,主管表面应力水平高的位置首先产生裂纹,随后裂纹不断扩展,发生冲剪破坏^[18-19]。由此可见,矩形钢管节点主管表面破坏应为屈服线和冲剪 2 种破坏模式的综合,而现行规范根据 β 取值的不同仅采用屈服线或冲剪单一破坏模型计算节点承载力并不能准确反映节点真实的破坏情况。

为准确反映矩形钢管节点主管表面破坏模式,完善现行规范承载力计算方法的不足,本文基于屈服线和冲剪破坏模型,从理论上分析矩形管-管节点和板-管节点发生以上 2 种破坏模式的 β 适用范围,并探讨 CIDECT 规范给出的 β 适用范围的合理性;在此基础上,合理考虑沿支管周长刚度变化,对主管可能发生屈服线和冲剪破坏的区域进行分析,给出屈服线和冲剪综合破坏的承载力计算方法。

1 主管破坏模型

1.1 基本假定

CIDECT 规范认为,矩形钢管节点主管可能发生的破坏模式为屈服线破坏、冲剪破坏和主管侧壁鼓曲破坏。本文仅分析主管表面破坏模式,即不考虑主管侧壁鼓曲破坏,同时计算时作如下假设:

- (1) 不考虑焊缝尺寸的影响。
- (2) 不考虑钢板的薄膜效应和钢材的强化。
- (3) 为分析简便, $b_0 - 2t_0$ (其中, b_0 为主管宽度, t_0 为主管厚度) 近似取为 b_0 。
- (4) 沿支管周长主管钢板单位长度的抗剪强度取为 $f_{y0} t_0 / \sqrt{3}$ (其中, f_{y0} 为主管管壁屈服应力)。

1.2 屈服线模型

当矩形钢管节点支主管宽度比较小时,其承载力可按屈服线模型计算,如图 1 所示,其中, P_y 为矩形钢管节点屈服线破坏承载力, h_0, h_1 分别为主管和支管高度, b_1 为支管宽度, t_1 为支管厚度, δ 为虚位移, φ 为转角, α 为屈服线 3 和 5 间的夹角。

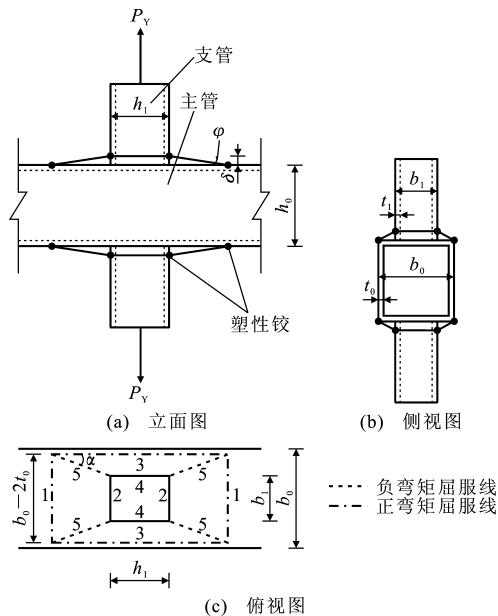


图 1 矩形钢管节点屈服线模型

Fig. 1 Yield Line Model of Rectangular Steel Tube Joint

主管表面屈服产生的内力功 E_d 为

$$E_d = \sum l_i \varphi_i m_p \quad (1)$$

式中: l_i 为屈服线 i 的长度; φ_i 为屈服线 i 对应的转角; m_p 为主管管壁塑性屈服弯矩, $m_p = f_{y0} t_0^2 / 4$ 。

各屈服线产生的内力功为

屈服线 1:

$$2b_0 \frac{2\delta}{(b_0 - b_1) \cot(\alpha)} m_p = \frac{4 \tan(\alpha)}{1 - \beta} \delta m_p \quad (2)$$

屈服线 2:

$$2b_1 \frac{2\delta}{(b_0 - b_1) \cot(\alpha)} m_p = \frac{4\beta \tan(\alpha)}{1 - \beta} \delta m_p \quad (3)$$

屈服线 3:

$$2[h_1 + 2 \frac{b_0 - b_1}{2} \cot(\alpha)] \frac{2\delta}{b_0 - b_1} m_p = [\frac{4\eta}{1 - \beta} + 4 \cot(\alpha)] \delta m_p \quad (4)$$

屈服线 4:

$$2h_1 \frac{2\delta}{b_0 - b_1} m_p = \frac{4\eta}{1 - \beta} \delta m_p \quad (5)$$

屈服线 5:

$$4l_5 [\frac{\delta}{l_5 \tan(\alpha)} + \frac{\delta}{l_5 \cot(\alpha)}] m_p = 4[\tan(\alpha) + \cot(\alpha)] \delta m_p \quad (6)$$

式中: $\beta = b_1/b_0$; η 为支主管高宽比, $\eta = h_1/b_0$ 。

内力功总和为

$$E_d = \frac{8m_p \delta}{1 - \beta} [\tan(\alpha) + \frac{1 - \beta}{\tan(\alpha)} + \eta] \quad (7)$$

由外力功与内力功相等可得

$$P_Y = \frac{2f_{y0} t_0^2}{1 - \beta} [\tan(\alpha) + \frac{1 - \beta}{\tan(\alpha)} + \eta] \quad (8)$$

实际上,主管表面可能发生的屈服线模型有多种,如图 2 所示。研究表明,不同的屈服线模型计算得到的承载力相差在 1%~7% 之间,因此,在计算时偏保守地取最小值^[20]。

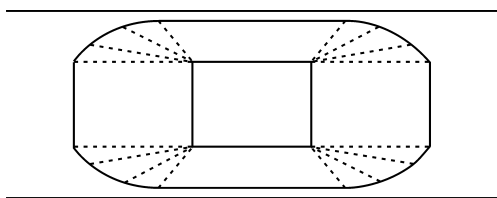


图 2 不同屈服线模型

Fig. 2 Different Yield Line Models

对式(8)求导数,由 $\frac{dP_Y}{d\alpha} = 0$ 可得

$$\tan(\alpha) = \sqrt{1 - \beta} \quad (9)$$

将式(9)代入式(8)可得最小屈服线承载力为

$$P_Y = \frac{f_{y0} t_0^2}{1 - \beta} (2\eta + 4\sqrt{1 - \beta}) \quad (10)$$

1.3 冲剪模型

当矩形钢管节点支主管宽度比较大时,节点承载力受冲剪破坏控制,如图 3 所示。

冲剪破坏承载力为

$$P_Q = \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3}} l_{p,eff} \quad (11)$$

式中: P_Q 为矩形钢管节点冲剪破坏承载力; $l_{p,eff}$ 为

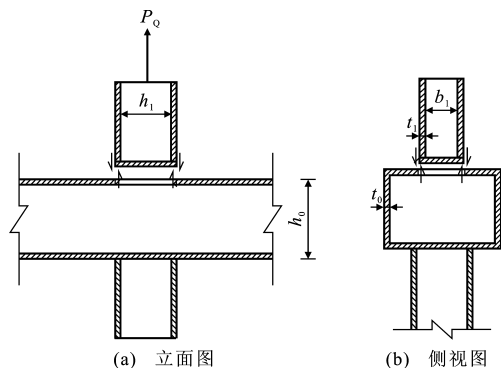


图 3 矩形钢管节点冲剪模型

Fig. 3 Punching Shear Model of Rectangular Steel Tube Joint

冲剪线长度。

2 2 种破坏模式适用范围研究

2.1 矩形管-管节点破坏模式适用范围

CIDECT 规范中规定:对于矩形管-管节点,当 $\beta \leq 0.85$ 时,节点承载力按屈服线模型计算,当 $0.85 \leq \beta \leq 1 - 1/\gamma$ 时,按冲剪模型计算。在计算冲剪承载力时,沿支管高度方向应力分布均匀,同时达到抗剪强度,而沿支管宽度方向在支管角部刚度大,应力水平高,支管中部刚度小,应力水平低,因此在计算时取支管宽度方向有效宽度进行计算。CIDECT 规范给出了冲剪线长度计算方法,即

$$l_{p,eff} = 2(h_1 + b_{e,p}) \quad (12)$$

式中: $b_{e,p}$ 为支管有效宽度, $b_{e,p} = \frac{10}{b_0/t_0} b_1$ 且 $b_{e,p} \leq b_1$ 。

将式(12)代入式(11)可得冲剪承载力表达式为

$$\frac{P_Q}{f_{y0} t_0^2} = \frac{2}{\sqrt{3}} (\eta + \frac{5}{2\gamma} \beta) \times 2\gamma \quad (13)$$

式(13)中包含 $\eta, \beta, 2\gamma$ 三个可变参数,假设节点支管为方形截面,则 $h_1 = b_1$,进而可得 $\beta = \eta$ 。由式(13)可得

$$\frac{P_Q}{f_{y0} t_0^2} = \frac{2}{\sqrt{3}} (\beta + \frac{10}{2\gamma} \beta) \times 2\gamma \quad (14)$$

矩形管-管节点屈服线承载力由式(10)可得

$$\frac{P_Y}{f_{y0} t_0^2} = \frac{1}{1 - \beta} (2\beta + 4\sqrt{1 - \beta}) \quad (15)$$

按式(14),(15)分别计算矩形管-管节点 2 种破坏模式对应的承载力,对比结果见图 4,其中, P 为承载力。CIDECT 中规定 $2\gamma \leq 40$,则取 2γ 值范围为 10~40。

由图 4 可知:当 β 值较小时,屈服线承载力小于冲剪承载力,起控制作用;当 β 值较大时,冲剪承载

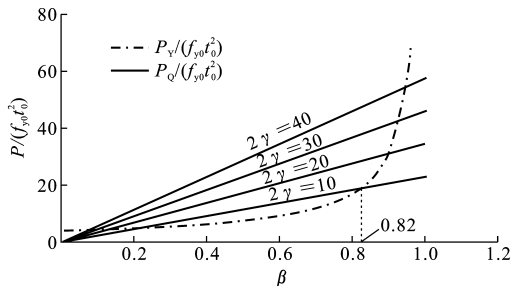


图 4 矩形管-管节点屈服线承载力与冲剪承载力对比

Fig. 4 Comparison Between Bearing Capacity Calculated by Yield Line Model and Punching Shear Model for Rectangular Tube-tube Joint

力起控制作用。在 $\beta > 0.8$ 时,对应不同的 2γ 值,两模型计算结果存在不同交点,现有试验结果表明^[5],当 $\beta > 0.8$ 时,矩形管-管节点均发生冲剪破坏,因此,取 $2\gamma = 10$ 对应的冲剪承载力与屈服线承载力交点为 2 种破坏模式分界点,此时 $\beta = 0.82$,与 CIDECT 规定的 $\beta = 0.85$ 基本相近,进而从理论上验证了 CIDECT 规范中适用范围的合理性。

2.2 矩形板-管节点破坏模式适用范围

当 $h_1 = t_1$ 时,支管变为横向布置的钢板,此时由式(13)和式(10)可得矩形板-管节点冲剪承载力和屈服线承载力表达式分别为

$$\frac{P_Q}{f_{y0} t_0^2} = \frac{2}{\sqrt{3}} (\tau + 10\beta) \quad (16)$$

$$\frac{P_Y}{f_{y0} t_0^2} = \frac{2}{1-\beta} (\tau \frac{1}{2\gamma} + 2\sqrt{1-\beta}) \quad (17)$$

式中: τ 为支主管厚度比, $\tau = t_1/t_0$ 。

CIDECT 规范中规定:对于矩形板-管节点,当 $0.4 \leq \beta \leq 0.85$ 时,节点承载力按屈服线模型计算,当 $0.85 \leq \beta \leq 1 - 1/\gamma$ 时,按冲剪模型计算。该规范的屈服线承载力 $P_{Y-CIDECT}$ 计算公式为

$$\frac{P_{Y-CIDECT}}{f_{y0} t_0^2} = \frac{2 + 2.8\beta}{\sqrt{1 - 0.9\beta}} \quad (18)$$

按式(16), (17)理论模型计算得到板-管节点 2 种破坏模式对应的承载力,结果见图 5。

由图 5 可知:当 β 取 $0.35 \sim 0.82$ 时,屈服线承载力较小,起控制作用;当 $\beta > 0.82$ 时,冲剪承载力起控制作用,此时 CIDECT 规范中规定的屈服线破坏 ($0.4 \leq \beta \leq 0.85$) 和冲剪破坏 ($\beta \geq 0.85$) 的适用范围基本合理。然而, CIDECT 规范中规定屈服线承载力按式(18)计算,将此公式计算结果与冲剪模型计算结果进行对比,可得屈服线破坏 β 的适用范围为 $0.12 \sim 0.94$,因此,对应 CIDECT 规范中矩形板-管节点承载力计算方法, β 的适用范围应为:当

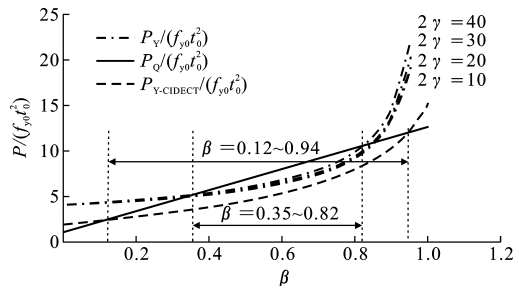
图 5 $\tau=1$ 时板-管节点屈服线承载力与冲剪承载力对比

Fig. 5 Comparison Between Bearing Capacity Calculated by Yield Line Model and Punching Shear Model for Plate-tube Joint when $\tau=1$

$0.12 \leq \beta \leq 0.94$ 时,按屈服线模型计算;当 $0.94 \leq \beta \leq 1 - 1/\gamma$ 时,按冲剪模型计算。

2.3 CIDECT 规范中 2 类节点主管破坏承载力

将现行 CIDECT 规范中矩形管-管节点和板-管节点承载力计算值绘于图 6 中。由图 6 可知,以 $\beta = 0.85$ 为分界线,分别按屈服线模型和冲剪模型计算,在分界线左右两侧计算结果存在明显突变,且对应 $\beta = 0.85$ 的参数值会得到 2 个不同的计算结果,可见现行 CIDECT 规范方法计算结果对应的 β 参数取值并不连续,实际上承载力计算结果不应存在断点。因此,本文将在屈服线模型和冲剪模型基础上给出一种屈服线和冲剪综合破坏模型,以实现承载力结果在 β 范围内的连续化,同时从力学上可以更合理揭示矩形钢管节点的破坏机理。

3 屈服线和冲剪综合破坏模型

节点在受力初期,主管表面产生变形并达到屈服应力,随后沿支管应力水平高(刚度大)的点产生冲剪裂纹。根据矩形钢管节点支管应力分布规律,认为沿支管高度方向全长范围内和支管宽度方向有效宽度范围内发生冲剪破坏,其余位置发生屈服线破坏,屈服线和冲剪综合破坏模型如图 7 所示,其中 P_{YQ} 为屈服线和冲剪综合破坏承载力。此模型充分考虑了支管刚度的变化以及主管屈服和剪切性能。

图 7 中的屈服线位置可通过 x' 和 l' 来描述, x' 为支管宽度方向冲剪区域长度, l' 为支管宽度方向冲剪线最右端距正弯矩屈服线的距离,其关系如式(19)所示,即

$$\frac{x'}{l'} = 1 - \frac{b_0}{2l'} (1 - \beta) > 0 \quad (19)$$

屈服线做功 E_Y 为

$$E_Y = 2[2b_0 m_p \frac{\delta}{l' \cot(\alpha)} +$$

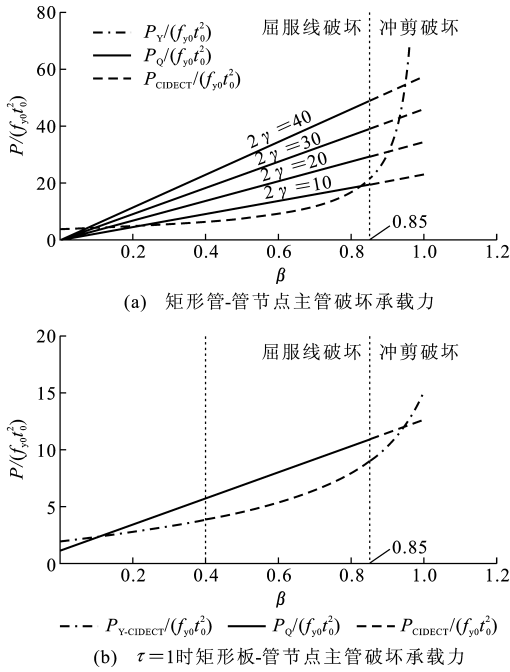


图 6 CIDECT 规范中 2 类节点主管破坏承载力
Fig. 6 Failure Bearing Capacities of Chord Member for Two Types of Joints in CIDECT

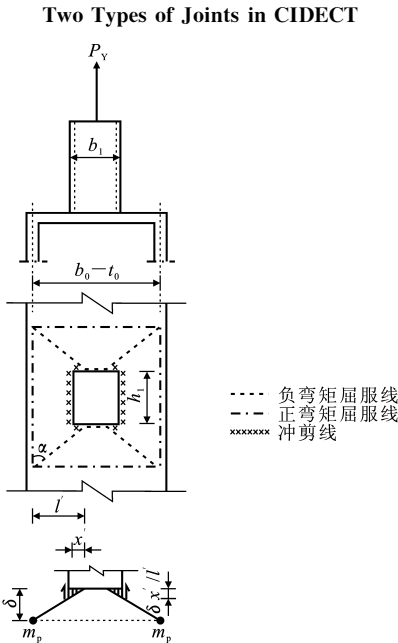


图 7 矩形钢管节点屈服线和冲剪综合破坏模型
Fig. 7 Comprehensive Model of Yield Line and Punching Shear for Rectangular Steel Tube Joint

$$(4l' \cot(\alpha) + h_1) m_p \frac{\delta}{l} \quad (20)$$

冲剪线做功 E_Q 为

$$E_Q = 2 \left(\frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 h_1 \delta \frac{x'}{l} + 2 \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 x' \delta \frac{x'}{2l} \right) \quad (21)$$

根据虚功原理得

$$P_{YQ} \delta = 4 m_p \left[\frac{b_0}{l} \tan(\alpha) + (2 \cot(\alpha) + \frac{h_1}{2l}) + \right.$$

$$\left. \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{h_1 x'}{t_0 l} + \frac{x' x'}{t_0 l} \right) \right] \delta \quad (22)$$

假设 $\gamma' = \frac{2l'}{b_0}$, 则

$$\begin{aligned} \frac{P_{YQ}}{m_p} = & \frac{8}{\gamma} \tan(\alpha) + 4 \left[2 \cot(\alpha) + \frac{h_1}{\gamma b_0} \right] + \\ & \frac{8}{\sqrt{3}} \left[\frac{h_1}{t_0} \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right) + \right. \\ & \left. \frac{1}{2} \gamma' \frac{b_0}{t_0} \left(1 - \frac{1}{\gamma'} (1-\beta) \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (23)$$

不同 α 值对应的屈服线模式不同, 通过计算得到的 P_{YQ} 值不同, 因此, 应取其最小值。由 $\frac{dP_{YQ}}{d\alpha} = 8 \left[\frac{1}{\gamma} \sec^2(\alpha) - \csc^2(\alpha) \right] = 0$ 得

$$\tan(\alpha) = \sqrt{\frac{2l'}{b_0}} = \sqrt{\gamma'} \quad (24)$$

将式(24)代入式(23), 且支管取为方管, 可得

$$\begin{aligned} \frac{P_{YQmin}}{f_{y0} t_0^2} = & \frac{4}{\sqrt{\gamma'}} + \frac{\beta}{\gamma'} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[2\gamma' \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right) \beta + \right. \\ & \left. \gamma' \gamma' \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (25)$$

由 CIDECT 规范中给出的支管有效宽度可得

$$\gamma' = \frac{2l'}{b_0} = \frac{b_0 - b_1 + 10b_1/(b_0/t_0)}{b_0} = 1 - \beta + \frac{10\beta}{2\gamma} \quad (26)$$

对于板-管节点, $h_1 = t_1$, 由式(25)可得

$$\begin{aligned} \frac{P_{YQmin}}{f_{y0} t_0^2} = & \frac{4}{\sqrt{\gamma'}} + \frac{\tau}{\gamma' \beta} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\tau \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right) + \right. \\ & \left. \gamma' \gamma' \left(1 - \frac{1-\beta}{\gamma'} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (27)$$

4 公式验证及对比

4.1 公式验证

以矩形管-管节点为例, 对屈服线和冲剪综合破坏模型计算公式进行验证。选取 β 范围为 0.19~0.91 的 42 个矩形管-管节点支管单轴受力试验数据, 见表 1。分别采用式(25)和 CIDECT 规范中节点承载力计算方法进行计算, 并与试验值对比, 见图 8, 其中, N_c 为节点承载力计算值, N_e 为节点承载力试验值。

由图 8 可知: 屈服线和冲剪综合破坏模型计算值和试验值比值的均值 $\mu = 1.085$, 均方差 $\sigma = 0.209$, 变异系数为 0.192; CIDECT 规范计算值与试验值比值的均值 $\mu = 0.817$, 均方差 $\sigma = 0.215$, 变异系数为 0.264。通过均值对比可见, CIDECT 规范计算结果偏保守, 而本文方法与试验结果基本相近, 但计算结果略大, 同时通过变异系数对比可知,

表 1 矩形管-管节点支管单轴受力试验数据

Tab. 1 Test Data of Rectangular Tube-tube Joint when Branch Is Under Uniaxial Load

节点编号	主管			支管			β	η	2γ	f_{y0}	N_e/kN	数据来源
	h_0/mm	b_0/mm	t_0/mm	h_1/mm	b_1/mm	t_1/mm						
1	102	102.0	9.50	51.0	51.0	4.90	0.50	0.50	10.7	421	410	文献[5]
2	102	102.0	6.30	51.0	51.0	4.90	0.50	0.50	16.2	412	137	
3	102	102.0	4.00	51.0	51.0	4.90	0.50	0.50	25.5	417	63	
4	127	127.0	7.90	102.0	102.0	6.40	0.80	0.80	6.1	404	563	
5	127	127.0	7.90	102.0	102.0	6.40	0.80	0.80	6.1	342	539	
6	150	150.0	6.00	125.0	125.0	6.00	0.83	0.83	5.0	366	353	
7	150	150.0	6.00	125.0	125.0	6.00	0.83	0.83	5.0	328	332	
8	200	200.0	6.00	178.0	178.0	12.70	0.89	0.89	33.3	368	514	
9	127	127.0	3.00	102.0	102.0	6.40	0.80	0.80	42.3	382	88	
10	127	127.0	3.00	51.0	102.0	6.40	0.80	0.40	42.3	382	76	
11	127	127.0	3.00	152.0	102.0	6.40	0.80	1.20	42.3	382	111	
12	127	127.0	3.00	203.0	102.0	6.40	0.80	1.60	42.3	382	148	
13	203	203.0	4.80	178.0	178.0	12.70	0.88	0.88	42.3	348	270	
14	150	150.0	6.00	100.0	100.0	6.00	0.67	0.67	25.0	366	195	
15	200	200.0	6.00	150.0	150.0	6.00	0.75	0.75	33.3	368	255	
16	250	250.0	6.00	200.0	200.0	9.00	0.80	0.80	41.7	400	297	
17	150	250.0	9.00	178.0	178.0	12.07	0.71	0.71	27.8	387	569	
18	150	150.0	6.00	75.0	75.0	3.20	0.50	0.50	25.0	366	112	
19	200	200.0	6.00	125.0	125.0	6.00	0.63	0.63	33.3	368	158	
20	178	229.0	4.60	102.0	102.0	6.40	0.45	0.45	49.8	375	59	
21	254	254.0	9.50	127.0	127.0	6.40	0.50	0.50	26.7	380	305	
22	127	127.0	7.90	102.0	102.0	4.80	0.80	0.80	16.1	404	544	
23	150	150.0	6.00	127.0	127.0	6.40	0.85	0.85	25.0	366	430	
24	250	250.0	6.00	75.0	75.0	2.30	0.30	0.30	41.7	400	83	
25	150	150.0	6.00	75.0	75.0	2.30	0.50	0.50	25.0	366	97	
26	150	150.0	6.00	102.0	102.0	3.20	0.68	0.68	25.0	366	193	
27	350	350.0	12.00	102.0	102.0	2.40	0.30	0.30	29.2	264	216	
28	254	254.0	9.50	127.0	127.0	3.00	0.50	0.50	26.7	380	264	
29	150	150.0	6.00	127.0	127.0	3.00	0.85	0.85	25.0	366	316	
30	100	199.1	7.85	40.3	39.8	1.99	0.19	0.20	25.4	288	111	文献[6]
31	100	199.1	7.84	39.7	60.1	1.97	0.30	0.20	25.4	288	119	
32	100	199.0	7.84	79.4	99.8	1.98	0.50	0.40	25.4	288	113	
33	100	199.1	7.72	80.8	120.6	1.99	0.61	0.41	25.8	288	224	
34	100	199.3	7.72	39.2	118.7	3.88	0.60	0.20	25.8	288	174	
35	100	199.3	7.69	80.4	159.2	3.90	0.80	0.40	25.9	288	363	
36	100	199.2	7.80	79.8	181.0	3.90	0.91	0.40	25.5	288	505	
37	100	199.2	7.86	122.0	159.4	3.90	0.80	0.60	25.3	288	448	
38	100	199.2	7.69	122.2	180.5	3.90	0.91	0.60	25.9	288	642	
39	100	199.0	7.76	159.3	159.6	3.96	0.80	0.80	25.6	288	491	
40	100	199.0	7.80	81.0	158.8	5.99	0.80	0.40	25.5	288	392	
41	100	198.8	7.80	79.5	178.7	6.30	0.90	0.40	25.5	288	630	
42	100	199.2	7.84	119.7	179.7	6.02	0.90	0.60	25.4	288	776	

本文方法计算值与试验值吻合更好。因此,建议对

4.2 建议公式与 CIDECT 计算方法对比

本文计算公式取一定安全系数使用。

以矩形管-管节点为例,将本文建议公式与 CI-

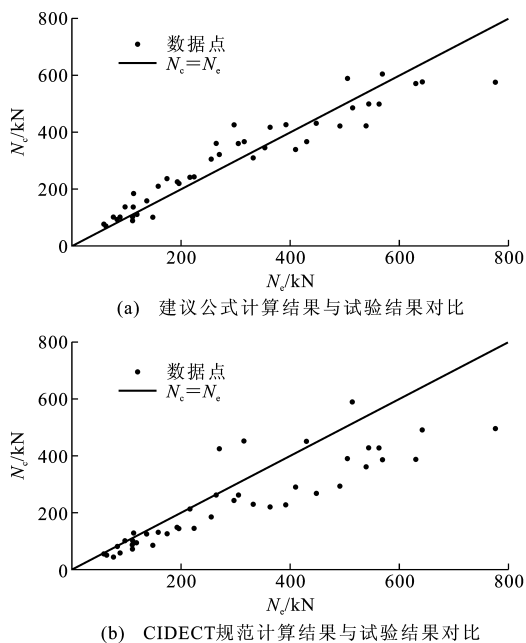


图 8 计算结果与试验结果对比

Fig. 8 Comparisons Between Calculated Results and Experimental Results

DECT 规范公式得到的承载力绘于图 9 中, 进行对比分析。

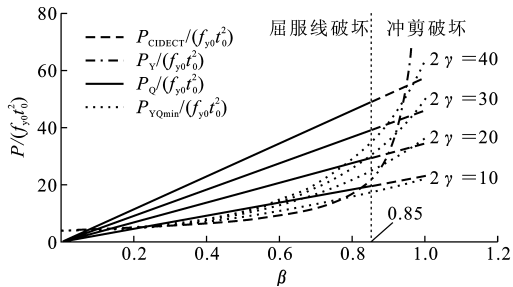


图 9 建议公式与 CIDECT 规范公式承载力对比

Fig. 9 Comparison Between Bearing Capacity Calculated by Proposed Formula and CIDECT Formula

由图 9 可知: 对于 $\beta < 0.85$ 范围内, 本文建议公式计算结果基本大于 CIDECT 规范中屈服线模型计算结果, 可见 CIDECT 规范仅考虑主管屈服变形, 过低估计了节点承载力; 对于 $0.85 < \beta < 1 - 1/\gamma$ 范围内, 本文建议公式计算结果基本小于 CIDECT 规范中冲剪模型计算结果, 可见 CIDECT 规范仅考虑主管抗剪破坏, 过高估计了节点承载力。同时, 本文建议公式计算结果在 β 参数范围内连续, 在节点承载力验算时简化了 β 的判定, 易于工程人员使用, 并且更好揭示了矩形钢管节点主管破坏机理。

5 结 语

(1) 基于屈服线模型和冲剪模型对 CIDECT 规

范中矩形管-管节点和板-管节点主管破坏模式的适用范围进行理论分析, 矩形管-管节点计算方法对应的 β 适用范围基本合理, 而对于板-管节点, 该规范中计算方法对应的 β 适用范围应为: 当 $0.12 \leq \beta \leq 0.94$ 时, 按屈服线模型计算; 当 $0.94 \leq \beta \leq 1 - 1/\gamma$ 时, 按冲剪模型计算。

(2) 充分考虑支管刚度的变化以及主管屈服和剪切性能, 给出屈服线和冲剪综合破坏的承载力计算公式。通过对比分析可知, CIDECT 规范计算结果偏保守, 而本文计算结果与试验结果吻合良好。

(3) 将本文计算公式与 CIDECT 规范公式进行对比可知, 对于 $\beta < 0.85$ 范围内, CIDECT 规范仅考虑主管屈服变形, 过低估计了节点承载力, 而对于 $0.85 < \beta < 1 - 1/\gamma$ 范围内, CIDECT 规范仅考虑主管抗剪破坏, 过高估计了节点承载力。本文建议公式使用时简化了破坏模式的判定, 易于工程人员使用, 并且更好揭示了矩形钢管节点主管破坏机理。

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] 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] BAUER D, REDWOOD R G. Triangular Truss Joints Using Rectangular Tubes[J]. Journal of Structural Engineering, 1988, 114(2): 408-424.
- [4] HAN L H, LI W, BJORHOVDE R. Developments and Advanced Applications of Concrete-filled Steel Tubular (CFST) Structures; Members[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2014, 100: 211-228.
- [5] 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.
- [6] TIMO B, GARY M. A New Yield Line Theory Based Design Approach for Ultimate Capacity of Welded RHS X-joints[C]//JARMAL K, FARKAS J. Design, Fabrication and Economy of Welded Structures. Amsterdam: Elsevier, 2008: 271-278.
- [7] 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.
- [8] YU Y. The Static Strength of Uniplanar and Multiplanar Tubular Connections in Rectangular Hollow Sections[D]. Delft: Delft University of Technology, 1997.
- [9] ZHAO X L, HANCOCK G J. Square and Rectangular Hollow Sections Subject to Combined Actions[J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(3): 648-667.
- [10] 武振宇, 张耀春. 直接焊接 T 型钢管节点性能的试验研究[J]. 钢结构, 1999, 14(2): 36-40.
WU Zhen-yu, ZHANG Yao-chun. Experimental Study of Directly Welded T-type Steel Tubular Joints[J]. Steel Construction, 1999, 14(2): 36-40.
- [11] 赵鹏飞, 赵志雄, 钱基宏, 等. 复合受力状态下矩形钢管相贯节点的试验研究[J]. 建筑结构学报, 2005, 26(6): 71-85.
ZHAO Peng-fei, ZHAO Zhi-xiong, QIAN Ji-hong, et al. Experimental Research on the RHS Joints with Combined Load Cases[J]. Journal of Building Structures, 2005, 26(6): 71-85.
- [12] 赵鹏飞, 钱基宏, 赵基达, 等. 单项受力状态下矩形钢管相贯节点的承载力研究[J]. 建筑结构学报, 2005, 26(6): 54-63.
ZHAO Peng-fei, QIAN Ji-hong, ZHAO Ji-da, et al. Research on the Load-carrying Capacity of RHS Joints with Individual Load Case[J]. Journal of Building Structures, 2005, 26(6): 54-63.
- [13] WARDENIER J, CHOO Y S. Recent Developments in Welded Hollow Section Joint Recommendations[J]. Advanced Steel Construction, 2006, 2(2): 109-127.
- [14] ZHAO X L, WARDENIER J, PACKER J A, et al. Current Static Design Guidance for Hollow-section Joints[J]. Structures and Buildings, 2010, 163(6): 361-373.
- [15] 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.
- [16] 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 Tuvrheinland Press, 2009.
- [17] ISO/FDIS 14346: 2012(E), Static Design Procedure for Welded Hollow-section Joints — Recommendations[S].
- [18] 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.
- [19] 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.
- [20] WARDENIER J. Hollow Section Joints[M]. Delft: Delft University Press, 1982.