

文章编号:1673-2049(2017)02-0095-08

# PBL加劲型矩形钢管混凝土轴压柱局部屈曲性能分析

张 宁<sup>1,2</sup>, 刘永健<sup>2</sup>, 李 慧<sup>2</sup>

(1. 西北农林科技大学 水利与建筑工程学院, 陕西 杨凌 712100;

2. 长安大学 旧桥检测与加固技术交通行业重点实验室, 陕西 西安 710064)

**摘要:**为研究开孔钢板连接件(PBL)加劲肋对矩形钢管混凝土轴压柱局部屈曲性能的影响,用能量法推导钢管屈曲系数计算公式,引入PBL和加劲肋相对刚度计算式并分析二者对屈曲模式的相互作用关系,讨论了PBL加劲型钢管的极限屈曲模式及其极限屈曲系数、最大相对宽厚比限值。结果表明:PBL加劲肋可明显改善钢管局部稳定性,钢管屈曲系数 $k$ 随着PBL加劲肋刚度增加而增大,直至达到极限屈曲系数42.68;PBL连接件可减小板件纵向屈曲的波长,而加劲肋的影响作用与之相反;设置PBL加劲肋后,钢管的最大相对宽厚比限值可达184,并且板件屈曲后强度随宽厚比的变化曲线下降趋势减缓,强度值随着PBL刚度增加而逐渐提高。

**关键词:**PBL加劲肋;矩形钢管混凝土;局部屈曲;能量法;临界屈曲系数

中图分类号:TU375

文献标志码:A

## Local Buckling Performance Analysis of Rectangular Concrete-filled Steel Tubular Axial Compression Column with PBL Stiffeners

ZHANG Ning<sup>1,2</sup>, LIU Yong-jian<sup>2</sup>, LI Hui<sup>2</sup>

(1. College of Water Resources and Architectural Engineering, Northwest A&F University, Yangling 712100,

Shaanxi, China; 2. Key Laboratory of Bridge Detection Reinforcement Technology of Ministry of

Communications, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China)

**Abstract:** In order to study the effects of PBL stiffener on the local buckling performance of rectangular concrete-filled steel tubular axial compression columns, the calculation formula for buckling coefficient of steel tube was deduced by energy method. The relative stiffness formulas of PBL and stiffener were introduced and the interactions between the two models and buckling modes were analyzed. The ultimate buckling modes and the critical buckling coefficient, the maximum relative width to thickness ratio of PBL steel tube were discussed. The results show that PBL stiffener can improve the local stability of steel tube. The buckling coefficient  $k$  increases with the increase of the stiffness of PBL rib until the ultimate buckling coefficient reaches 42.68. The PBL connector can reduce the longitudinal buckling wave length of the plate, and the effect of the stiffener rib is opposite. The maximum relative width to thickness ratio of the steel tube can reach 184 after setting PBL stiffener. The curve change trend of the plate strength with the width to thickness ratio decreases after buckling, and the strength increases

收稿日期:2017-01-11

基金项目: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:张 宁(1981-),男,辽宁大连人,西北农林科技大学讲师,工学博士,E-mail:johning@live.cn。

gradually with the increase of PBL stiffness.

**Key words:** PBL stiffener rib; rectangular concrete-filled steel tube; local buckling; energy method; critical buckling coefficient

## 0 引言

轴压下的钢管混凝土中钢管对核心混凝土具有约束作用,使混凝土处于围压状态,同时核心混凝土对钢管提供接触边界阻止其向内屈曲,两者延性共同提高,材料强度利用充分。钢管混凝土轴压短柱破坏模式主要表现为钢管表面局部凸曲,特别是薄壁钢管,荷载达到极限承载力的 50% 左右时,管壁四周出现相同程度的局部屈曲,该部位钢管和混凝土脱空,核心混凝土受到的约束作用削弱<sup>[1]</sup>。钢管宽厚比是限制矩形钢管混凝土截面设计的主要因素<sup>[2]</sup>,宽厚比过大导致钢板在材料屈服破坏前发生面外屈曲,而宽厚比过小带来构件截面尺寸受限和钢材用量大等问题。为增加钢管宽厚比限值,延缓管壁局部屈曲,可在管壁上设置纵向加劲肋<sup>[3]</sup>。加劲肋尺寸随钢管宽厚比增大而增加,对于截面尺寸较大的矩形钢管混凝土构件,需增大加劲肋宽度,这将影响核心混凝土的整体性能,并给加工带来困难。

将 PBL 作为纵向加劲肋设置在矩形钢管内壁,形成 PBL 加劲型矩形钢管混凝土<sup>[4]</sup>,可避免加劲肋尺寸过大的问题。在轴压作用下,PBL 连接件相当于钢管侧壁上的弹性支撑,约束钢管面外失稳。PBL 连接件的抗剪刚度较大,可有效保证钢、混凝土 2 种材料协同受力<sup>[5-6]</sup>,从而避免钢管与核心混凝土过早分离。通过沿纵向设置多个 PBL 连接件在钢管侧壁上形成连续弹性支撑,加强侧向约束作用,从而降低纵向加劲肋的刚度,减少加劲肋用量。

矩形钢管混凝土柱受轴压作用发生管壁局部屈曲,可将管内核心混凝土看作刚性材料,假定符合边界条件的变形函数,应用能量法推导钢管屈曲强度公式,确定不同边界条件的屈曲系数和宽厚比限值<sup>[7-8]</sup>。何保康等<sup>[9]</sup>将钢板非加载边简化为固支边界,推导出矩形钢管混凝土钢管板件的局部屈曲系数为空钢管的 2.67 倍。莫时旭等<sup>[10]</sup>进一步将钢板非加载边看作弹性约束,给出了约束刚度与矩形钢管混凝土柱局部屈曲强度的关系式。蔡健等<sup>[11]</sup>用同样方法推导了带约束拉杆矩形钢管混凝土柱轴压下的局部屈曲系数,分析了约束拉杆参数对钢管宽厚比限值的影响。成戎等<sup>[12]</sup>进行了设置纵向加劲肋的矩形钢管混凝土轴压短柱屈曲系数的变参数分

析,讨论了加劲肋尺寸参数对钢管稳定性的影响。在此基础上,本文应用能量法推导 PBL 加劲型矩形钢管混凝土柱轴压下的钢管管壁局部屈曲强度计算公式,讨论 PBL 加劲肋对钢管局部屈曲性能的影响。

## 1 带 PBL 连接件的钢管屈曲模型

矩形薄壁钢管发生微小挠曲变形的应变能  $U_p$  为

$$U_p = \frac{D}{2} \int_0^b \int_0^a \left\{ \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2(1-\nu) \left[ \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] \right\} dx dy \quad (1)$$

式中: $w$  为挠曲函数; $D$  为单位宽度板的抗弯刚度,  $D = Et^3/[12(1-\nu^2)]$ ;  $t$  为钢板厚度; $E$  为钢板弹性模量; $\nu$  为钢板泊松比; $b$  为钢板宽度; $a$  为挠曲变形半波长。

钢板受单向均匀轴压  $N_x$  作用的外力势能  $V_p$  为

$$V_p = -\frac{1}{2} \int_0^b \int_0^a N_x \left( \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx dy \quad (2)$$

式中: $\sigma_x$  为板件在端部承受的均布荷载; $N_x = \sigma_x t$ 。

将 PBL 连接件视作钢管板壁上的弹性支撑,假设每个 PBL 的弹性刚度为  $k_p$ ,间距为  $d$ ,将分散的连接件简化为均匀连续的弹性支撑,弹簧常量为  $c = k_p/d$ ,当管壁发生微小挠曲变形时,弹簧反力施加的应变能  $U_{PBL}$  可表示为

$$U_{PBL} = \eta \int_0^a \frac{1}{2} c w^2 dx \quad (3)$$

式中: $\eta$  为考虑钢板非线性挠曲变形的弹簧势能不均匀系数,该值与钢板的屈曲模式、PBL 刚度和间距有关。

带有 PBL 连接件的屈曲管壁体系总势能  $\Pi$  可表示为

$$\Pi = U_p + V_p + U_{PBL} \quad (4)$$

薄壁钢管的屈曲模式根据板的边界条件确定,若将核心混凝土视作刚性基底,钢板受混凝土的约束只能向外侧发生屈曲,沿管壁横向出现一个半波鼓曲,而沿管壁纵向出现一系列连续半波凸起,屈曲模式如图 1 所示,其中, $\sigma_{cr}$  为壁板临界屈曲应力。沿管壁纵向屈曲时,相邻半波过渡必有一阶导数为 0 的点,可等效成固支约束,因此将矩形钢管加载边视

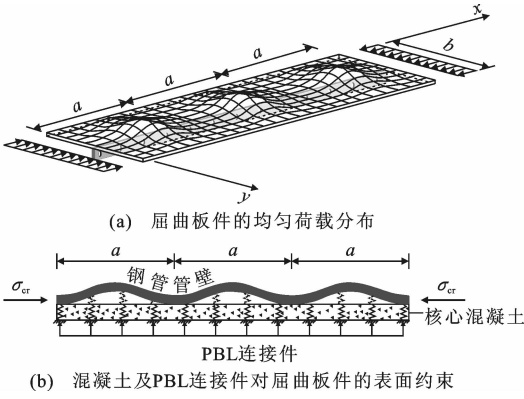


图1 PBL加劲型板件的轴压屈曲模式

Fig. 1 Axial Compression Buckling Mode of

## Plate with PBL Stiffener

作固支边界。沿管壁横向屈曲时,钢板的纵边由于相邻板件制约而无法自由转动,非加载边受到介于简支与固支边界的弹性约束,为确定其限值,分别计算考虑固支和简支2种边界条件的屈曲临界荷载。

## 1.1 非加载边为固支约束

假定矩形管壁单向均匀受压,取纵向一个半波进行研究,在加载边、非加载边均固支情况下,钢板屈曲应满足边界条件:

当  $x=0, a$  时

$$w=0, \frac{\partial w}{\partial x}=0$$

当  $y=0, b$  时

$$w=0, \frac{\partial w}{\partial y}=0$$

符合该边界条件的屈曲位移函数  $w_f$  可设为

$$w_f = f[1 - \cos(\frac{2\pi x}{a})][1 - \cos(\frac{2\pi y}{b})] \quad (5)$$

式中:  $f$  为常数。

将位移函数代入式(1)~(4),整理后可得

$$\begin{aligned} \Pi = & \pi^4 D f^2 (6 \frac{b}{a^3} + 6 \frac{a}{b^3} + \frac{4}{ab}) - \\ & \frac{3}{2} \sigma_x t \frac{\pi^2 b}{a} f^2 + 3 \eta c f^2 a \end{aligned} \quad (6)$$

根据势能驻值原理,由  $\frac{d\Pi}{df}=0$ , 且  $f \neq 0$  得

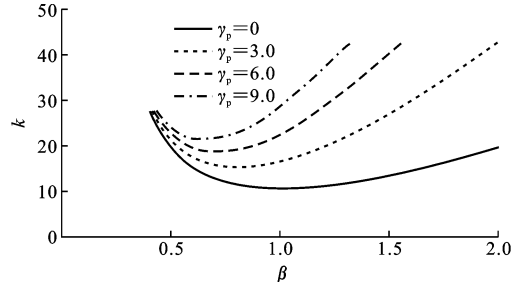
$$\sigma_x = \frac{2}{3} (6 \frac{b^2}{a^2} + 6 \frac{a^2}{b^2} + 4 + 3 \frac{\eta c b^3 a^2}{\pi^4 D b^2}) \frac{\pi^2 D}{b^2 t} \quad (7)$$

引入半波长参数  $\beta = a/b$ , 令相对刚度  $\gamma_p = \frac{\eta c b^3}{\pi^4 D}$ ,

该参数可作为 PBL 连接件弹性刚度与钢板抗弯刚度的比值。可得板件局部屈曲系数  $k$  的表达式为

$$k = \frac{2}{3} (\frac{6}{\beta^2} + 6\beta^2 + 3\gamma_p \beta^2 + 4) \quad (8)$$

当  $\gamma_p = 0$  时, 屈曲系数  $k$  仅为半波长参数  $\beta$  的表达式, 与文献[9]的矩形钢管混凝土轴压柱的屈曲系数计算式相同, 且在  $\beta = 1.0$  处具有最小值  $k_{\min} = 10.67$ 。当  $\gamma_p = 1.0$  时, 屈曲系数  $k$  由于 PBL 连接件的存在而有所增加, 且板件屈曲的半波长参数有减小的趋势, 即在  $\beta = 0.9$  处具有最小值  $k_{\min} = 12.46$ 。PBL 在增加板件屈曲强度的同时, 也对其屈曲模式产生一定影响, 可绘制屈曲系数  $k$  在不同  $\gamma_p$  时的分布曲线, 见图 2。由图 2 可见, 随着 PBL 相对刚度增加, 板件屈曲系数  $k$  逐渐增加, 而板件沿纵向屈曲的半波长  $a$  逐渐减小, 壁板向外鼓曲的程度降低。

图2  $k$ - $\beta$  关系曲线Fig. 2  $k$ - $\beta$  Relationship Curves

若相对刚度  $\gamma_p$  不断增加, PBL 随壁板屈曲的变形越来越小, 板件可能无法发生式(5)的屈曲模式。在极端情况下, PBL 连接件部位可视为刚性约束, 将壁板分割成2块小板, 小板的宽度为  $b/2$ , 轴压作用下每块小板各自鼓曲, 其屈服应力可表示为  $\sigma_{cr}^d = 10.67 \frac{\pi^2 D}{(b/2)^2 t} = 42.68 \frac{\pi^2 D}{b^2 t}$ , 可得极限屈曲系数  $k_u = 42.68$ 。当  $k > k_u$  时, 壁板屈曲模式改变, 发生横向双波鼓曲, 见图 3。可见, PBL 连接件存在某一界限刚度比, 当  $\gamma_p$  超过该值后, 壁板发生双波鼓曲, 继续增加 PBL 刚度将不再提高板件的强度。由此可以得到板件屈曲系数  $k$  随参数  $\gamma_p$  和  $\beta$  的变化关系, 如图 4 所示。

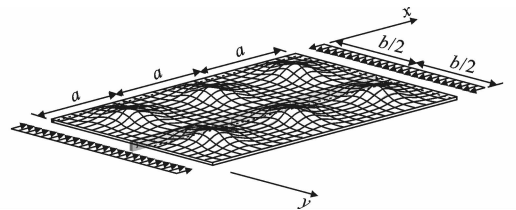


图3 板件横向双波鼓曲模式

Fig. 3 Lateral Double-wave Buckling Mode of Plate

对图 4 中的屈曲系数  $k$  取随  $\gamma_p$  变化的最小值  $k_{\min}$ , 可得壁板临界屈曲应力  $\sigma_{cr}$ 。当  $\frac{\partial k}{\partial \beta} = 0$ ,  $\beta =$

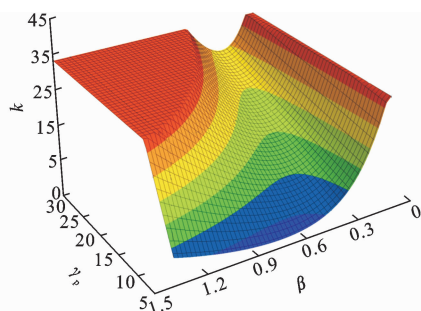


图4 板件屈曲系数分布

Fig. 4 Buckling Coefficient Distribution of Plate

$\sqrt[4]{\frac{2}{2+\gamma_p}}$ , 代入式(8), 得

$$k_{\min} = \frac{1}{3} \left( 12\sqrt{\frac{2+\gamma_p}{2}} + 12\sqrt{\frac{2}{2+\gamma_p}} + 6\gamma_p\sqrt{\frac{2}{2+\gamma_p}} + 8 \right) \quad (9)$$

## 1.2 非加载边为简支约束

若将壁板视为刚性基底上加载边固支、非加载边简支约束, 则有边界条件:

当  $x=0, a$  时

$$w=0, \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}=0$$

当  $y=0, b$  时

$$w=0, \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}=0$$

符合该边界条件的屈曲位移函数  $w_s$  可设为

$$w_s = f \left[ 1 - \cos\left(\frac{2\pi x}{a}\right) \right] \sin\left(\frac{\pi y}{b}\right) \quad (10)$$

将位移函数代入式(1)~(4), 整理后可得

$$\Pi = \pi^4 D f^2 \left( 2\frac{b}{a^3} + \frac{3}{8}\frac{a}{b^3} + \frac{2}{ab} \right) - \frac{1}{2}\sigma_x t \frac{\pi^2 b}{a} f^2 + \frac{3}{4}\gamma_c f^2 a \quad (11)$$

根据势能驻值原理求解屈曲荷载, 由  $\frac{d\Pi}{df}=0$ , 且

$f \neq 0$  得

$$\sigma_x = \left( 4\frac{b^2}{a^2} + \frac{3}{4}\frac{a^2}{b^2} + 2 + \frac{3}{2}\frac{\gamma_c b^3 a^2}{\pi^4 D b^2} \right) \frac{\pi^2 D}{b^2 t} \quad (12)$$

整理可得板件局部屈曲系数  $k$  的表达式为

$$k = \frac{4}{\beta^2} + \frac{3}{4}\beta^2 + \frac{3}{2}\gamma_p \beta^2 + 2 \quad (13)$$

当  $\gamma_p=0$  时, 即矩形钢管混凝土柱未设置 PBL, 在  $\beta=1.5$  处具有最小值  $k_{\min}=5.46$ , 与文献[11]的计算值相同。PBL 连接件对屈曲系数  $k$  的影响与非加载边固支约束情况相似, 屈曲系数  $k$  随相对刚度  $\gamma_p$  的增大而增加, 半波长参数均有  $\beta < 1.5$ , 并且

随  $\gamma_p$  的增大而减小。

当  $\frac{\partial k}{\partial \beta}=0$ , 得到  $k$  的最小值函数, 此时有  $\beta=$

$\sqrt[4]{\frac{16}{3+6\gamma_p}}$ , 代入式(13), 得

$$k_{\min} = \sqrt{3+6\gamma_p} + 3\sqrt{\frac{1}{3+6\gamma_p}} + 6\gamma_p\sqrt{\frac{1}{3+6\gamma_p}} + 2 \quad (14)$$

在非加载边固支、简支约束 2 种边界条件下, 矩形钢管壁单向均匀受压的局部屈曲系数  $k$  随相对刚度  $\gamma_p$  的变化趋势一致, 固支约束下的屈曲系数大于简支约束, 如图 5 所示。因此, 实际情况下的板件局部屈曲系数  $k$  值应位于 2 条曲线之间, 可根据相邻板件的连接工艺, 对非加载边固支约束的屈曲系数  $k$  计算值进行相应的折减。

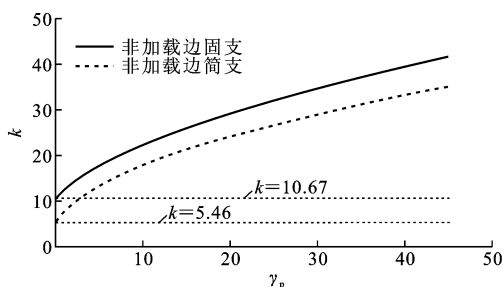


图5 不同边界条件下板件屈曲系数分布

Fig. 5 Buckling Coefficient Distribution of Plate Under Different Boundary Conditions

## 2 加劲肋和 PBL 共同作用下的局部屈曲

PBL 连接件是矩形钢管混凝土内壁纵向设置的开孔钢板, 从受力角度看其具有加劲肋的功能。轴压作用下的钢管局部屈曲性能受到 PBL 和加劲肋的共同作用, 因此需要分析加劲肋刚度的影响。单向均匀轴压钢板屈曲时, 认为加劲肋随钢板共同挠曲变形, 则  $y=\frac{b}{2}$  时加劲肋的弯曲应变能  $U_s$  和所受的外力势能  $V_p$  可分别表示为

$$U_s = \frac{EI_s}{2} \int_0^a \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 dx \quad (15)$$

$$V_p = -\frac{1}{2} \int_0^a \sigma_x b_s t_s \left( \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 dx \quad (16)$$

式中:  $b_s, t_s$  分别为加劲肋宽度和厚度;  $I_s$  为加劲肋截面对钢板截面中性轴的惯性矩。

此时整个体系的总势能为

$$\Pi = U_p + V_p + U_{\text{PBL}} + U_s + V_s \quad (17)$$

假定非加载边的边界条件为固支约束, 将屈曲位移函数式(5)代入式(15)~(17), 结合式(6)整理

后可得

$$\begin{aligned} \Pi = & \pi^4 D f^2 (6 \frac{b}{a^3} + 6 \frac{a}{b^3} + \frac{4}{ab}) - \frac{3}{2} \sigma_x t \frac{\pi^2 b}{a} f^2 + \\ & 3 \eta c f^2 a + 16 \frac{\pi^4 E I_s}{a^3} f^2 - 4 \sigma_x \frac{\pi^2 b_s t_s}{a} f^2 \end{aligned} \quad (18)$$

根据势能驻值原理求解屈曲荷载,由  $\frac{d\Pi}{df} = 0$ , 且  $f \neq 0$  得

$$\begin{aligned} \sigma_x = & \frac{1}{3+8[b_s t_s / (bt)]} (12 \frac{b^2}{a^2} + 12 \frac{a^2}{b^2} + 4 + \\ & 6 \frac{\eta c b^3 a^2}{\pi^4 D b^2} + 32 \frac{E I_s b^2}{D b a^2}) \frac{\pi^2 D}{b^2 t} \end{aligned} \quad (19)$$

令  $\gamma_s = E I_s / (bD)$ , 该参数可作为加劲肋抗弯刚度与宽度为  $b$  的钢板抗弯刚度比值; 令  $\delta = b_s t_s / (bt)$ , 该参数为加劲肋截面面积与钢板截面面积的比值。整理可得板件局部屈曲系数  $k$  的表达式为

$$k = \frac{1}{3+8\delta} (12\beta^{-2} + 12\beta^2 + 6\gamma_p \beta^2 + 32\gamma_s \beta^{-2} + 8) \quad (20)$$

当  $\gamma_s = 0, \delta = 0$  时, 屈曲系数  $k$  与仅考虑 PBL 刚度影响的式(8)相同。若不考虑 PBL 的影响, 令  $\gamma_p = 0$ , 屈曲系数  $k$  随加劲肋刚度增加而增大, 且对板件屈曲模式产生一定影响。图 6 为屈曲系数  $k$  随  $\gamma_p$  和  $\gamma_s$  的变化曲线。由图 6 可知, PBL 相对刚度为 0 的曲线随  $\gamma_s$  的增大逐渐向横坐标轴右侧抬升, 曲线最小临界值对应的半波长参数  $\beta$  有增加趋势。这表明设置加劲肋后, 板件沿纵向鼓曲的半波长  $a$  增大, 与 PBL 连接件对板件纵向屈曲波长的影响作用相反。总体而言, 加劲肋与 PBL 共同作用能够更加有效提高板件的局部屈曲系数, 避免矩形钢管混凝土过早发生管壁失稳破坏。

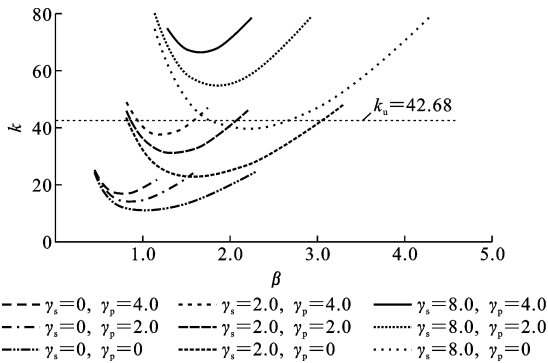


图 6  $k$  随  $\gamma_p, \gamma_s$  的变化曲线

Fig. 6 Change Curves of  $k$  with  $\gamma_p$  and  $\gamma_s$

加劲肋和 PBL 改善矩形钢管混凝土管壁屈曲性能的共同作用规律可通过式(20)对半波长参数取一阶导数求得。令  $\frac{\partial k}{\partial \beta} = 0$ , 得到  $k$  的最小值函数, 此

时有  $\beta = \sqrt[4]{\frac{6+16\gamma_s}{6+3\gamma_p}}$ , 代入式(20), 得

$$k_{\min} = \frac{1}{3+8\delta} (4\sqrt{6+3\gamma_p} \sqrt{6+16\gamma_s} + 8) \quad (21)$$

采用式(21)对文献[13]~[15]的试验数据计算可知, 仅使用加劲肋无法保证板件的局部稳定, 需要抗弯刚度较大的加劲肋获得板件极限屈曲系数  $k_u$ , 若对纵向加劲肋开孔形成 PBL 连接件, 虽然削弱了肋板抗弯刚度, 但通过二者的共同作用, 可使板件在较低的加劲肋抗弯刚度下得到极限屈曲系数  $k_u$ , 计算结果见表 1。

表 1 试验数据计算结果

Tab. 1 Calculated Results of Test Data

$b/\text{mm}$	$t(t_s)/\text{mm}$	$b_s/\text{mm}$	$k_r$	$k_u = 42.68$		数据来源
				$\gamma_s$	$\gamma_p$	
200	4.0	60	24.77	40.95	0.70	文献[13]
300	8.0	90	18.99	34.55	1.39	
200	4.0	60	24.77	61.42	0.64	
300	3.0	45	23.15	30.71	0.80	
223	3.0	45	24.12	41.32	0.70	文献[14]
160	2.5	40	26.10	58.24	0.54	文献[15]
280	2.5	45	27.67	47.38	0.43	

注:  $k_r$  为  $\gamma_p = 0$  时式(21)的计算结果。

由表 1 可知, 在加劲肋尺寸一致的情况下, 设有普通加劲肋钢管混凝土构件在荷载很小的时候就易发生屈曲, 而纵向加劲肋开孔的 PBL 加劲型钢管混凝土轴压短柱通过加劲肋和 PBL 连接件的共同作用即可获得极限屈曲系数  $k_u$ , 充分发挥了材料性能。根据式(21)绘制的  $k_{\min}$  随  $\gamma_p$  和  $\gamma_s$  的变化如图 7 所示。

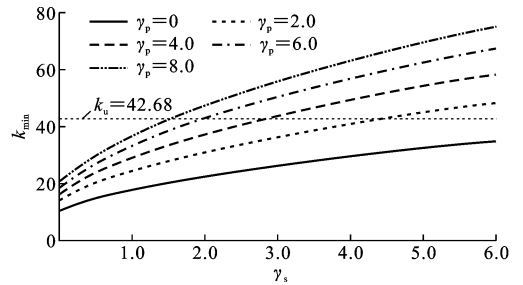


图 7  $k_{\min}$  随  $\gamma_p, \gamma_s$  的变化曲线

Fig. 7 Change Curves of  $k_{\min}$  with  $\gamma_p$  and  $\gamma_s$

### 3 PBL 加劲肋与钢管宽厚比关系

根据理想矩形板的临界屈曲应力表达式有

$$\sigma_{cr} = \frac{k}{12(1-\nu^2)} \frac{\pi^2 E}{(b/t)^2} \quad (22)$$

为使板件承载力得到充分利用, 应保证板件的

弹性屈曲应力大于材料的屈服强度  $f_y$ , 即  $f_y \leq \sigma_{cr}$ , 将屈曲应力公式代入该表达式整理可得

$$\frac{b}{t} \sqrt{\frac{f_y}{235}} \leq \sqrt{\frac{k \pi^2 E}{12(1-\nu^2)}} \times \frac{1}{235} \quad (23)$$

式中:  $\frac{b}{t} \sqrt{\frac{f_y}{235}}$  为板件的相对宽厚比。

联立式(21),(22)可得钢管的相对宽厚比限值与 PBL 加劲肋刚度的变化关系,如图 8 所示。板件的宽厚比限值随屈曲系数  $k$  的增大而增加,因此提高 PBL 或加劲肋的相对刚度均可获得较大的宽厚比限值,有助于改善矩形钢管混凝土构件截面的尺寸限制。值得注意的是,板件的屈曲系数  $k$  存在上限  $k_u=42.68$ ,当  $k > k_u$  时,板件屈曲模式改变,发生如图 3 所示的横向双波鼓曲,此后钢管的宽厚比限值保持不变,无法再随 PBL 加劲肋刚度提高而继续增加。将  $k_u=42.68$  代入式(22),可得与其对应的相对宽厚比极限值约为 184。

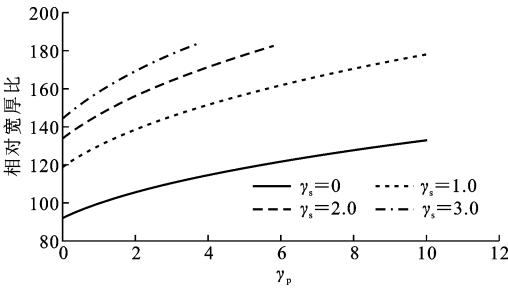


图 8  $\gamma_p$  和板件相对宽厚比的关系

Fig. 8 Relationship Between Relative Width to Thickness Ratio of Plate and  $\gamma_p$

$$\text{PBL 相对刚度 } \gamma_p = \frac{\eta c b^3}{\pi^4 D} = \frac{12(1-\nu^2) \eta c}{\pi^4 E} \left( \frac{b}{t} \right)^3,$$

由此可知,板件宽厚比发生变化时, $\gamma_p$  同样随之改变,而式中  $\eta c$  保持不变。令  $k_{\text{PBL}} = \eta c$  为 PBL 的绝对刚度,可进一步确定矩形钢管混凝土管壁宽厚比与  $k_{\text{PBL}}$  的关系,如图 9 所示。PBL 绝对刚度主要取决于加劲肋开孔尺寸、孔间距以及核心混凝土等因素,根据钢管的几何尺寸,确定相应的 PBL 刚度限值,继而根据该限值进行 PBL 加劲肋的参数设计。值得注意的是,图 9 中竖直虚线为板件的界限相对宽厚比  $x_{cr}$ ,其将矩形钢管混凝土轴压短柱的破坏分成 2 种状态:虚线左侧为钢管发生材料屈服破坏所需要的 PBL 加劲肋刚度;虚线右侧为钢管发生横向双波鼓曲所需要的 PBL 加劲肋刚度。另外,加劲肋的刚度对钢管宽厚比限值的影响较为明显, $\gamma_s=3$  时,曲线的凸起程度较小,其纵坐标接近于 0。因此,当  $\gamma_s > 3$  时,PBL 对钢管宽厚比限值的影响可以

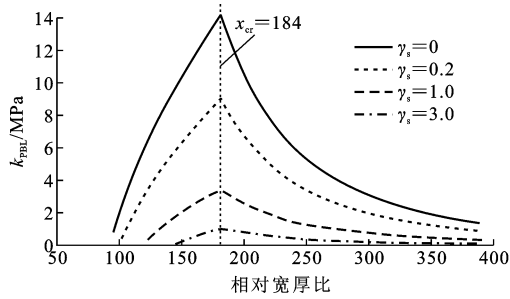


图 9  $k_{\text{PBL}}$  与板件相对宽厚比的关系

Fig. 9 Relationship Between  $k_{\text{PBL}}$  and Relative Width to Thickness Ratio of Plate

忽略;仅当加劲肋的刚度较小时,PBL 才能控制钢管的局部屈曲性能。该结论可指导 PBL 加劲肋的尺寸设计,不宜将加劲肋的刚度设置过大,可保证 PBL 有效改善矩形钢管混凝土的力学性能。

在弹性范围内,若不考虑板件残余应力或初挠度的影响,可绘制均匀受压板件屈曲应力与相对宽厚比的关系曲线,如图 10 所示。图 10 中细虚线为板件屈曲模式的 2 种极限状态, $k_{cr}^1=10.67$  曲线代表板件未设置 PBL 加劲肋时的屈曲应力与相对宽厚比关系,其宽厚比限值约为 84,即轴压作用下的矩形钢管混凝土钢管相对宽厚比小于 84 时发生屈服破坏,可不设置 PBL 加劲肋。若相对宽厚比大于 84,可通过设置 PBL 加劲肋来避免钢管局部失稳,从图 10 可以看出,设置 PBL 后的板件在失稳阶段的屈曲应力下降趋势减缓,且随着板件宽厚比增大而逐渐向横向双波屈曲模式过渡,板件局部失稳后能够保持比未设置 PBL 板件更高的强度,具有一定延性。随着 PBL 刚度的增加,屈曲应力曲线逐渐向  $k_{cr}^2=42.68$  曲线的极限状态过渡,该虚线表示板件仅发生横向双波屈曲失稳,此时增加 PBL 刚度无法改变屈曲应力曲线。

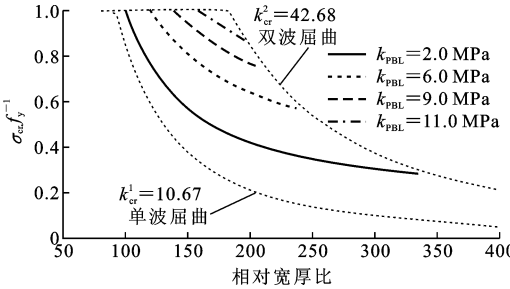


图 10 板件屈曲应力与相对宽厚比的关系

Fig. 10 Relationship Between Buckling Stress and Relative Width to Thickness Ratio

实际中,轴压板件局部屈曲后一部分会进入塑性状态,整体承载力将继续增加,板件具有屈服后强

度。计算轴压板件的局部失稳承载力可采用有效宽度方法,采用文献[16]建议的计算公式,即

$$\frac{b_e}{b} = \alpha \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (24)$$

式中: $b_e$  为轴压板件的有效宽度; $\alpha$  为考虑板件残余应力和初始缺陷的修正系数,本文取  $\alpha=0.9$ 。

为得到板件相对宽厚比与有效宽度的对应关系,可联立式(22),(24)整理得到

$$\frac{b_e}{b} = \alpha \sqrt{\frac{k \pi^2 E}{12(1-\nu^2) \times 235}} \left( \frac{b}{t} \sqrt{\frac{f_y}{235}} \right)^{-1} \quad (25)$$

由式(25)绘制板件有效宽度随相对宽厚比的变化曲线,如图 11 所示。图 11 中参照了文献[17]的矩形钢管混凝土柱轴压试验数据,可见试验点基本位于未设置 PBL 加劲肋的板件屈曲后强度曲线附近。设置 PBL 的板件屈曲后强度随宽厚比的下降趋势减缓,直至板件的屈曲模式改变。随着 PBL 刚度增加,板件的屈曲后强度逐渐提高,其上限为板件发生横向双波屈曲下的极限强度值,此后增加 PBL 加劲肋的刚度无法继续提高矩形钢管混凝土的极限承载力。

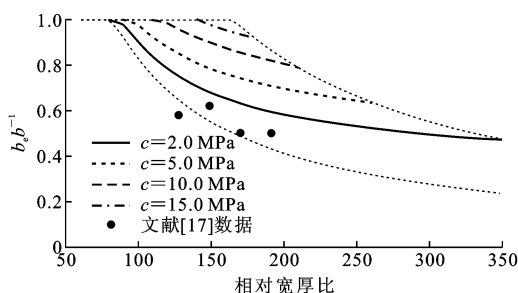


图 11 板件有效宽度与相对宽厚比的关系曲线

Fig. 11 Relationship Curves Between Effective Width and Relative Width to Thickness Ratio

## 4 结 语

(1) PBL 加劲肋能够改善受轴压作用的矩形钢管混凝土钢管局部屈曲性能。钢管屈曲系数  $k$  随着 PBL 加劲肋的相对刚度增加而增大,直至达到极限屈曲系数 42.68。随着 PBL 相对刚度增加,板件沿纵向屈曲的半波长  $a$  逐渐减小,壁板向外鼓曲的程度降低,而加劲肋对板件的纵向屈曲模式刚好相反,半波长  $a$  随加劲肋刚度增大而增加。

(2) 与传统加劲肋相比,PBL 加劲肋的抗屈曲效果更加明显。PBL 和加劲肋的共同作用可降低加劲肋抗弯刚度,使板件屈曲系数迅速达到极限值,进而节省加劲肋材料用量。

(3) 设置 PBL 加劲肋后,管壁存在 2 种极限屈

曲模式,即横向单波鼓曲和横向双波鼓曲。随着 PBL 加劲肋刚度增加,板件由单波屈曲过渡到双波屈曲。

(4) PBL 加劲肋可增加矩形钢管混凝土柱宽厚比限值,放宽构件的截面尺寸限制。管壁相对宽厚比最大限值为 184,超过该值后,继续增加 PBL 加劲肋刚度无法避免钢管发生局部失稳破坏。

(5) 设置 PBL 加劲肋后,板件强度随宽厚比变化曲线的下降趋势减缓。当相对宽厚小于最大限值时,板件屈曲后强度随 PBL 刚度增加而逐渐提高。

## 参考文献:

### References:

- [1] 韩林海,陶 忠,王文达. 现代组合结构和混合结构: 试验、理论和方法[M]. 北京: 科学出版社, 2009.  
HAN Lin-hai, TAO Zhong, WANG Wen-da. Advanced Composite and Mixed Structures: Testing, Theory and Design Approach [M]. Beijing: Science Press, 2009.
- [2] WRIGHT H D. Local Stability of Filled and Encased Steel Sections[J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(10): 1382-1388.
- [3] GE H, USAMI T. Strength of Concrete-filled Thin-walled Steel Box Columns: Experiment[J]. Journal of Structural Engineering, 1992, 118(11): 3036-3054.
- [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 Behavior of Concrete-filled Square Steel Tube Stiffened with PBL[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2012, 29(4): 13-17.
- [5] 胡建华,叶梅新,黄 琼. PBL 剪力连接件承载力试验[J]. 中国公路学报, 2006, 19(6): 65-72.  
HU Jian-hua, YE Mei-xin, HUANG Qiong. Experiment on Bearing Capacity of PBL Shear Connectors [J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(6): 65-72.
- [6] 刘永健,李 慧,张 宁,等. PBL 加劲型矩形钢管混凝土界面粘结-滑移性能[J]. 建筑科学与工程学报, 2015, 32(5): 1-7.  
LIU Yong-jian, LI Hui, ZHANG Ning, et al. Interface Bond-slip Performance of Rectangular Concrete-filled Steel Tube Stiffened by PBL[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2015, 32(5): 1-7.
- [7] WRIGHT H D. Buckling of Plates in Contact with a Rigid Medium[J]. Structural Engineer, 1993, 71(12):

- 209-215.
- [8] 金雪峰,张学文,蔡 健. 方形钢管混凝土轴压柱局部屈曲性能的研究[J]. 合肥工业大学学报:自然科学版,2007,30(7):885-887.
- JIN Xue-feng, ZHANG Xue-wen, CAI Jian. Analysis of the Local Buckling of the Steel Plates in Thin-walled Concrete Filled Steel Box Columns[J]. Journal of Hefei University of Technology: Natural Science, 2007,30(7):885-887.
- [9] 何保康,杨晓冰,周天华. 矩形钢管混凝土轴压柱局部屈曲性能的解析分析[J]. 西安建筑科技大学学报:自然科学版,2002,34(3):210-213.
- HE Bao-kang, YANG Xiao-bing, ZHOU Tian-hua. Theoretical Analysis on Local Buckling Behavior of Concrete Filled Rectangular Steel Tube Column Subjected to Axis Force[J]. Journal of Xi'an University of Architecture & Technology: Natural Science Edition, 2002,34(3):210-213.
- [10] 莫时旭,钟新谷,赵人达. 刚性基底上弹性约束矩形板的屈曲行为分析[J]. 工程力学,2005,22(2):174-178.
- MO Shi-xu, ZHONG Xin-gu, ZHAO Ren-da. Buckling Behavior of Elastically Constrained Rectangular Plate on Rigid Base[J]. Engineering Mechanics, 2005, 22(2):174-178.
- [11] 蔡 健,何振强,金雪峰. 带约束拉杆方形钢管混凝土轴压柱局部屈曲性能[J]. 工程力学,2007,24(5):169-175.
- CAI Jian, HE Zhen-qiang, JIN Xue-feng. Local Buckling of Square Concrete-filled Steel Tubular Column with Binding Bars Under Axial Loading[J]. Engineering Mechanics, 2007,24(5):169-175.
- [12] 成 戎,王志浩,石潇岩. 加劲肋在大宽厚比方钢管混凝土柱中的应用[J]. 工业建筑,2008,38(1):100-102.
- CHENG Rong, WANG Zhi-hao, SHI Xiao-yan. Application of Reinforcing Ribs in Large W/T Ratio Concrete Filled Square Steel Tubes[J]. Industrial Construction, 2008,38(1):100-102.
- [13] 刘永健,程 高,张 宁,等. 开孔钢板加劲型方钢管混凝土轴压短柱试验研究[J]. 建筑结构学报,2014,35(10):39-46.
- LIU Yong-Jian, CHENG Gao, ZHANG Ning, et al. Experimental Research on Concrete-filled Square Steel Tubular Columns Stiffened with PBL[J]. Journal of Building Structures, 2014,35(10):39-46.
- [14] 黄 宏,张安哥,李 毅,等. 带肋方钢管混凝土轴压短柱试验研究及有限元分析[J]. 建筑结构学报,2011,32(2):75-82.
- HUANG Hong, ZHANG An-ge, LI Yi, et al. Experimental Research and Finite Element Analysis on Mechanical Performance of Concrete-filled Stiffened Square Steel Tubular Stub Columns Subjected to Axial Compression[J]. Journal of Building Structures, 2011,32(2):75-82.
- [15] KWON Y B, SONG J Y, KON K S. The Structural Behaviour of Concrete-filled Steel Piers[R]. Lucerne: International Association for Bridge and Structural Engineering, 2000.
- [16] BRADFORD M A. Local and Post-local Buckling of Fabricated Box Members[J]. Transactions of the Institution of Engineers, 1985,27(4):391-396.
- [17] UY B. Local and Postlocal Buckling of Fabricated Steel and Composite Cross Sections[J]. Journal of Structural Engineering, 2001,127(6):666-677.