

引用本文:王海涛,刘永健,孙立鹏.基于壁板屈曲后强度的矩形钢管混凝土偏压承载力计算方法[J].建筑科学与工程学报,2022,39(5):41-52.

WANG Hai-tao, LIU Yong-jian, SUN Li-peng. Calculation Method of Eccentric Bearing Capacity of RCFST Based on Post-buckling Strength of Panels[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2022, 39(5): 41-52.

DOI:10.19815/j.jace.2022.06027

基于壁板屈曲后强度的矩形钢管混凝土偏压承载力计算方法

王海涛¹, 刘永健^{1,2}, 孙立鹏¹

(1. 长安大学 公路学院, 陕西 西安 710064;

2. 长安大学 公路大型结构安全教育部工程研究中心, 陕西 西安 710064)

摘要:为了准确计算大宽厚比矩形钢管混凝土短柱偏压承载力,通过有限元方法对非均匀受压单侧约束平板的屈曲性能进行了研究,给出了该类板件的弹性屈曲系数计算公式。以此为基础,结合有效宽度法,提出了基于壁板屈曲后强度的矩形钢管混凝土偏压承载力计算方法。为验证所提计算方法的准确性,建立了大宽厚比钢管混凝土短柱偏压试验数据库,并将该计算方法与各规范的计算方法进行了对比。结果表明:提出的两种大宽厚比矩形钢管混凝土偏压承载力计算方法具有较高的计算精度,计算结果与试验结果吻合良好,其中方法二能够准确地评估构件的偏压承载力,可用于大宽厚比矩形钢管混凝土短柱偏压承载力计算中。

关键词:矩形钢管混凝土;单侧约束板;弹性屈曲系数;有效宽度法;偏压;大宽厚比

中图分类号: TU398

文献标志码: A

文章编号: 1673-2049(2022)05-0041-12

Calculation Method of Eccentric Bearing Capacity of RCFST Based on Post-buckling Strength of Panels

WANG Hai-tao¹, LIU Yong-jian^{1,2}, SUN Li-peng¹

(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China; 2. Research Center of Highway Large Structure Engineering on Safety of Ministry of Education, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China)

Abstract: In order to accurately calculate the eccentric compress strength of rectangular concrete-filled steel tube (RCFST) short columns with large width-to-thickness ratio, the buckling performance of non-uniformly compressed unilaterally restrained plates was studied by the finite element method, and the calculation formula of the elastic buckling coefficient of this type of plate was given. Based on this, combined with the effective width method, a calculation method of eccentric bearing capacity of RCFST based on post-buckling strength of panels was proposed. In order to verify the accuracy of the calculation method, the test database of RCFST short columns with large width-to-thickness ratio was established, and the new calculation method was compared with the calculation methods of various codes. The results show that the two proposed

收稿日期: 2022-06-20

基金项目: 国家自然科学基金项目(51778058)

作者简介: 王海涛(1997-), 男, 山东淄博人, 工学硕士研究生, E-mail: 3489281946@qq.com。

通信作者: 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: liuyongjian@chd.edu.cn。

methods for calculating the eccentric bearing capacity of RCFST with large width-to-thickness ratio have high calculation accuracy, and the calculation results are in good agreement with the test results. The second method can accurately evaluate the eccentric bearing capacity of components, and can be used in the calculation of eccentric bearing capacity of RCFST short columns with large width-to-thickness ratio.

Key words: rectangle concrete-filled steel tube; unilateral restrained plate; elastic buckling coefficient; effective width method; eccentric compress; large width-to-thickness ratio

0 引言

矩形钢管混凝土(RCFST)与圆钢管混凝土相比,抗弯性能优异,节点连接方便,传力可靠^[1],在工程中应用越来越广泛,如钢管混凝土桁梁桥的弦杆^[2-3]、缆索承重桥梁的桥塔^[4]、高层建筑的框架柱^[5]等。为了提高矩形钢管混凝土柱的偏压承载能力,满足大跨桥梁和超高建筑对构件的要求,可以采用增大截面尺寸、改变长宽比的方法,但该方法会使腹板的宽厚比变大,使得壁板的临界屈曲应力变小,从而更容易发生局部屈曲。当钢板正则化宽厚比大于 0.5(下文简称“大宽厚比”)时,钢板发生弹塑性与弹性屈曲,屈服发生在屈曲之后^[6],因此大宽厚比构件的承载能力受局部屈曲的影响较大^[7]。大宽厚比钢管腹板在偏压荷载下承受非均匀压力,内侧存在混凝土的单侧约束,其极限荷载求解可归类为非均匀受压单侧约束平板的屈曲后强度问题。

Timoshenko^[8]对加载边简支、非加载边具有不同支承条件的偏心加载板件的屈曲性能进行了研究,得到了板件的弹性屈曲系数。Rhodes 等^[9]研究了施加不同偏压荷载对板件屈曲行为的影响,结果表明对于承受恒定压缩偏心和恒定荷载偏心的板,它们的屈曲行为截然不同。Usami^[10-11]使用能量法和非线性有限元法研究了矩形板在偏压荷载作用下的屈曲后强度,并提出了计算钢板极限强度的有效宽度公式。Liew 等^[12]研究了偏心荷载下方形和矩形大宽厚比钢箱柱的极限承载力,以及简支钢板在平面内偏压荷载下板件不同的宽厚比和荷载偏心率下的局部屈曲性能。Liang 等^[13]采用有限元分析方法,考虑了初始几何缺陷和残余应力,研究了薄壁钢管混凝土偏压柱侧板的临界局部屈曲和屈曲后行为,给出了确定钢管混凝土单侧约束矩形钢板临界局部屈曲和极限强度的设计公式。刘永健等^[14]应用不同的特征函数描述了单侧约束矩形板在非均匀压力作用下的屈曲形态,通过伽辽金法建立屈曲控制方程组,分析了非均匀荷载作用对矩形钢管混凝

土构件局部弹性屈曲性能的影响。Long 等^[15]基于能量法推导了偏心受压矩形钢管混凝土柱中钢板的弹性局部屈曲应力公式,研究了应力梯度系数、宽厚比和截面长宽比对矩形钢管混凝土偏心受压柱中钢板的局部屈曲行为的影响。Huang 等^[7]对超高强钢和高强混凝土组合的方钢管混凝土构件的偏压性能进行了试验研究,并通过有限元方法研究了不同荷载条件下的钢材屈服强度、混凝土抗压强度、壁板宽厚比等对构件承载力的影响。Nguyen 等^[16]对使用高强度材料的薄壁方形钢管混凝土短柱进行了偏压承载力试验研究,用经验证的有限元模型,研究了核心混凝土的约束效应以及材料强度、偏心率、截面宽厚比等对钢管混凝土柱偏压性能的影响。

国内外学者对有混凝土约束的单侧约束平板的偏压性能研究较少,未形成可进行工程应用的非均匀受压单侧约束平板的弹性屈曲系数计算公式和屈曲后强度计算方法,使大宽厚比矩形钢管混凝土的偏压承载力没有准确的计算方法。本文通过有限元方法对非均匀受压单侧约束平板的屈曲性能进行了研究,给出该类板件的弹性屈曲系数计算公式,并以此为基础,结合有效宽度法,提出大宽厚比钢管混凝土考虑腹板屈曲后强度的偏压承载力计算方法。

1 非均匀受压单侧约束平板的屈曲

1.1 弹性屈曲力学模型

取矩形钢管混凝土偏压作用下的 1 块腹板为研究对象,可将其简化为 1 块受混凝土单侧约束的非均匀受压矩形平板,其受力与变形情况如图 1 所示,其中 t 、 a_0 、 b_0 分别为板件的厚度、长度、宽度,板件宽厚比为 b_0/t , σ_1 为最大应力, σ_2 为最小应力, σ_{cr} 为临界屈曲应力。由于受到一侧混凝土的约束,板件屈曲时只能朝另一侧鼓曲且仅在受压侧存在屈曲波。不考虑钢板与混凝土界面的黏结力和摩擦作用,壁板强度降低程度在 10% 以内^[6],为了方便对比研究计算,将其忽略。钢板加载边在压弯荷载作用下应力分布是线性的,受压为正,受拉为负。梯度

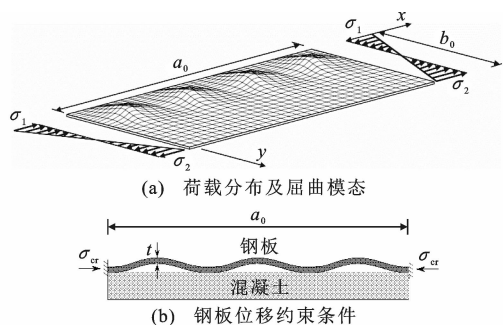


图 1 矩形钢管混凝土腹板非均匀受压屈曲模型

Fig. 1 Non-uniform Compression Buckling

Model of RCFST Web

荷载下的应力分布如图 2 所示。加载边应力梯度 $\alpha = (\sigma_1 - \sigma_2) / \sigma_1$, $\alpha = 0$ 时板件均匀受压, $\alpha = 1$ 为钢板出现拉应力的界限值, $\alpha = 2$ 时板件受纯弯作用, 加载边上任意位置 y 处的应力 σ 可表达为 $\sigma = \sigma_1 (1 - \alpha y / b_0)$ 。

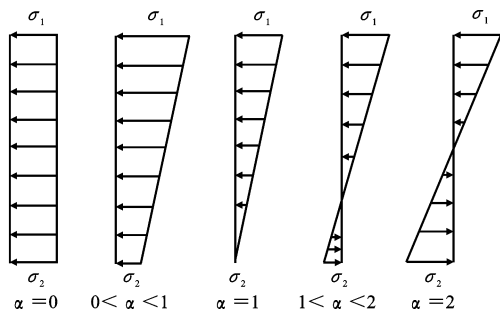


图 2 梯度荷载下的应力分布

Fig. 2 Stress Distribution Under Gradient Load

σ_{cr} 为板件的临界屈曲应力, 即钢板发生局部屈曲时的边缘应力 σ_1 , 其表达式为

$$\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_0}\right)^2 \quad (1)$$

式中: k 为弹性屈曲系数, k 取决于板件的长宽比 β 与应力梯度 α ; E 为板件的弹性模量; ν 为板件的泊松比。

平板边缘的边界条件: 由于混凝土的侧向约束, 板件加载边绕 y 轴的转动约束近似为刚性约束, 视为固支边界; 板件的非加载边绕 x 轴的转动约束并非完全刚性约束, 但根据孙立鹏等^[6]的研究, 非加载边受腹板翼缘板交汇处混凝土棱角的约束, 自由转动困难, 也可近似为固支边界。

1.2 弹性屈曲系数

采用 ABAQUS 模拟非均匀受压单侧约束平板的受力过程, 研究不同长宽比和不同应力梯度荷载对板件局部屈曲性能的影响, 进而得到板件的弹性屈曲系数。

1.2.1 有限元分析

单侧约束钢板在非均匀受压作用下的有限元模型如图 3 所示, 其中 b' 为混凝土板宽, D_x 、 D_y 、 D_z 分别为 x 、 y 、 z 方向的自由度, R_x 、 R_y 分别为 x 、 y 方向的转动自由度。有限元模型中钢板与混凝土均为弹性材料。钢板使用 S4R 减缩积分单元模拟, 弹性模量 $E_s = 206$ GPa, 泊松比 $\nu = 0.3$ 。混凝土使用 C3D8R 减缩积分实体单元模拟, 弹性模量 $E_c = 34.5$ GPa, 泊松比 $\nu = 0.2$ 。

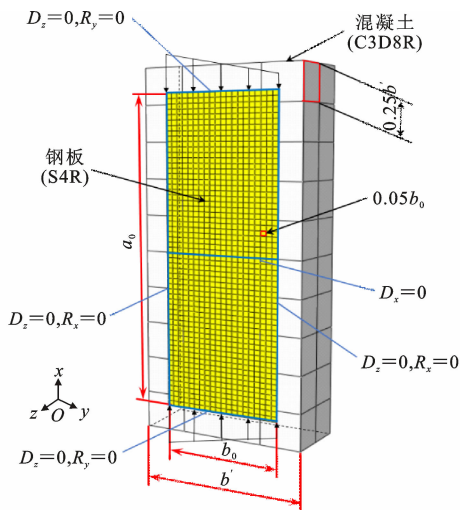


图 3 矩形钢管混凝土腹板非均匀受压有限元模型

Fig. 3 Finite Element Model of RCFST Web

Under Non-uniform Compression

钢板的边界条件为钢板 4 条边 z 方向的平动自由度、加载边绕 y 轴的转动自由度和非加载边绕 x 轴的转动自由度均被约束, 为防止钢板加载时滑动, 钢板中间高度截面 x 方向的自由度也被约束。对板件顶部和底部施加 $z=0$ 平面内 x 方向上荷载大小线性变化的梯度荷载。

由于混凝土与钢板间存在接触问题, 同时钢板还会因为屈曲存在大变形问题, 用 ABAQUS/Explicit 求解存在上述问题的模型比用 ABAQUS/Standard 更容易收敛, 在一定的加载速率下, 显示动态求解的结果接近静态分析的结果, 故本文采用该显示动态求解的方法对单侧约束平板的非均匀受压屈曲行为进行了有限元模拟。

混凝土对钢板的侧向约束和钢板屈曲时脱离混凝土表面用如下方式模拟: 使用“Surface to Surface (Explicit)”接触并在法线方向选定“硬”接触, 接触面切向选定“无摩擦”。为使钢板压弯变形后有足够的约束平面, 混凝土板的长宽设置为钢板长宽的 1.3 倍, 混凝土的网格尺寸为混凝土板宽的 25%, 钢

板网格尺寸为钢板宽的 5%,按上述网格尺寸划分可以同时保证结果的准确性与计算效率^[6]。

有限元模型的参数应力梯度 α 为 0~2,长宽比 β 为 0.4~5.0,宽厚比 b_0/t 为 30~100。

1.2.2 弹性屈曲系数

图 4 为长宽比 $\beta=3$,应力梯度 α 分别为 0、1、2 时钢板屈曲时的面外位移。板件屈曲波中点的面外位移与边缘荷载 σ_1 的关系曲线如图 5 所示。面外位移开始急剧增长时的纵轴坐标即为此应力梯度下的弹性屈曲荷载 σ_{cr} ,将 σ_{cr} 代入式(1)即可得出非均匀受压单侧约束平板的弹性屈曲系数 k 。

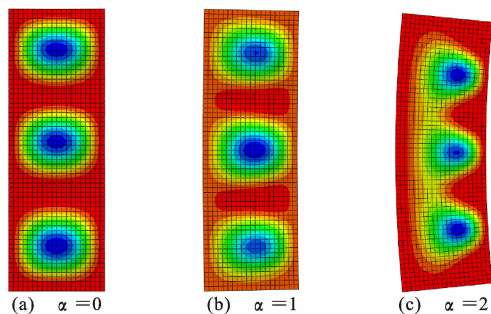


图 4 屈曲模式

Fig. 4 Buckling Modes

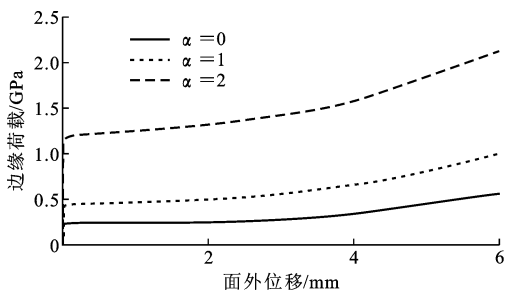


图 5 面外位移-荷载曲线

Fig. 5 Out-of-plane Displacement-load Curve

图 6 为非均匀受压单侧约束平板在不同应力梯度下的弹性屈曲系数 k 随长宽比 β 的变化曲线, k 为本文通过有限元方法求得的弹性屈曲系数, k^* 为文献^[14]通过伽辽金法求得的弹性屈曲系数。在同一应力梯度下,纵向屈曲波数随长宽比的变化情况与理论分析基本一致,但弹性屈曲系数不会在屈曲波数变化的交点附近出现局部变大的现象。 $\alpha=2$ 时 k_{\min} 与 k_{\min}^* 差异最大,达到 6%,所以通过有限元分析的弹性屈曲系数 k 与理论计算结果 k^* 差异较小,表明本文通过有限元方法求得的非均匀受压单侧约束平板的弹性屈曲系数是准确可靠的。

图 7 为长宽比 $\beta=3$ 、应力梯度 α 在 0~2 范围内的弹性屈曲系数 k 的变化曲线。可以看出,弹性屈

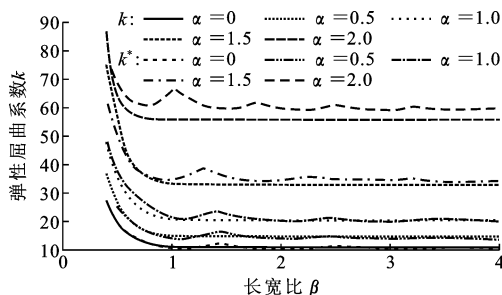


图 6 非均匀受压单侧约束平板弹性屈曲系数分布

Fig. 6 Distribution of Elastic Buckling Coefficient of Unilateral Restraint Plate Under Non-uniform Compression

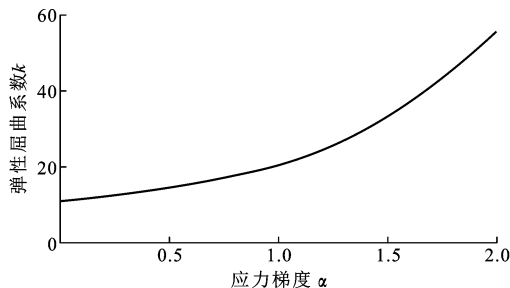


图 7 弹性屈曲系数与应力梯度关系

Fig. 7 Relationship Between Elastic Buckling Coefficient and Stress Gradient

曲系数随着应力梯度的增大而增大,由轴压荷载时的 10.96 增加至纯弯荷载时的 55.86。当加载边的应力梯度 $\alpha < 1.0$ 时,弹性屈曲系数 k 随应力梯度的增大而提升的速度较为缓慢,但当加载边的应力梯度 $\alpha > 1.0$ 时,由于板的加载边缘存在拉应力,延缓了横波的出现并使屈曲波的波峰出现在靠近受压的一侧(图 4),从而有效提高了板抵抗局部屈曲能力,使弹性屈曲系数得到明显的提高。不同应力梯度下的弹性屈曲系数在长宽比 $\beta < 1.2$ 时随着长宽比的增大而明显减小,长宽比 $\beta > 1.2$ 时基本趋于稳定,实际工程中可以保守地取长宽比 $\beta > 1.2$ 时的弹性屈曲系数作为该应力梯度下弹性屈曲系数的取值,将不同应力梯度下的弹性屈曲系数参照中国规范 GB 50018—2002^[17] 中的受压板件稳定系数公式进行拟合,得到单侧约束非均匀受压板的弹性屈曲系数计算公式,如式(2)所示。

$$k = \begin{cases} 4.14\alpha^2 + 5.08\alpha + 10.96 & \alpha < 1 \\ 19.15\alpha^2 - 21.82\alpha + 22.91 & \alpha \geq 1 \end{cases} \quad (2)$$

$$\alpha = 1 - \Psi = 1 - \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = 1 - \left(\frac{N}{A} - \frac{Ne}{W} \right) / \left(\frac{N}{A} + \frac{Ne}{W} \right) =$$

$$2 / \left(\frac{W}{Ae} + 1 \right) \quad (3)$$

$$W = b_1 h^3 / 12 + B t^3 / 6 + B t (h + t)^2 / 2 \quad (4)$$

$$A = b_1 h + 2 B t \quad (5)$$

$$b_1 = 2t + b_0 E_c / E_s \quad (6)$$

式中: Ψ 为应力梯度的另一种表述形式; N 为截面承受轴力; W 、 A 分别为钢管混凝土柱截面核心混凝土等效成钢后的抗弯惯性矩和截面面积; e 为荷载偏心距; b_1 为按照混凝土和钢的应变-应力关系得到的混凝土等效为钢的截面宽度; B 为钢管混凝土截面宽度; h 为混凝土截面高度; E_c 、 E_s 分别为混凝土、钢的弹性模量。

由式(3)~(6)可知,钢管混凝土柱受力处于弹性阶段时腹板的应力梯度只与钢管混凝土柱截面尺寸和偏心距有关。

1.3 屈曲模式

对于大宽厚比矩形钢管混凝土偏心受压柱,受拉侧混凝土先被拉裂失效,然后受压翼缘钢板局部屈曲,随后相邻腹板的钢壁板发生局部屈曲,屈曲波附近的混凝土由于失去钢板约束,先于其他截面的混凝土压碎,最终发生破坏^[18]。按照钢壁板屈曲时钢材应力、应变所处的弹塑性阶段不同,可将钢壁板的局部屈曲分为塑性屈曲、弹塑性屈曲和弹性屈曲3种模式^[6,19-20],可以通过正则化宽厚比 λ 的大小来确定钢壁板可能发生的局部屈曲模式,钢壁板的正则化宽厚比按式(7)确定^[6]。

$$\lambda = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b_0}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)f_y}{k\pi^2 E}} \quad (7)$$

式中: f_y 为钢材屈服强度。

钢管混凝土柱中受混凝土约束的钢壁板屈曲问题中的塑性屈曲和弹塑性屈曲界限值 λ_p 可偏保守地取 0.500,弹塑性屈曲与弹性屈曲板件的正则化宽厚比界限值 λ_e 取为 1.348^[6]。当 $\lambda < \lambda_p$ 时,钢壁板发生塑性屈曲;当 $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_e$ 时,钢壁板发生弹塑性屈曲;当 $\lambda > \lambda_e$ 时,钢壁板发生弹性屈曲。

2 偏压承载力计算公式

2.1 基本假定

2.1.1 材料的强度假定

钢管应力-应变关系简化为理想弹塑性模型,不考虑应力硬化。根据极限平衡理论^[21],矩形钢管混凝土偏压柱达到极限强度时,受拉区混凝土退出工作,受压区混凝土均匀受压。大宽厚比矩形钢管混凝土对核心受压混凝土的约束较弱,混凝土达到抗压强度后不会继续提高^[7]。

2.1.2 钢管翼缘板和腹板的有效宽度

钢管混凝土偏压柱钢壁板的屈曲后强度计算采

用 Von Karman 等提出的有效宽度理论。腹板与受压翼缘板使用有效宽度法的应力分布假定如图 8 所示。对于受压翼缘板,承受均匀压应力时,将中间部分因局部屈曲而发生承载力折减的部分视为失效部分,不承担压应力,而钢板在两侧宽度各为 $b_e/2$ 的范围内,钢材应力均达到屈服强度,翼缘板的有效宽度 $b_e = \rho_f b$, ρ_f 为翼缘板有效宽度系数, b 为受混凝土约束的翼缘板宽度。腹板在确定的偏心荷载下假定拉应力的部分都可达到屈服强度,而压应力的部分腹板应力分布按照受压翼缘的分布假定,腹板压应力部分有效宽度 $h_e = \rho_w (h_s - t)$, h_s 为中和轴距受压混凝土上缘的距离, ρ_w 为腹板有效宽度系数。本文的有效分布宽度系数 ρ 采用文献[6]中的适用于普通强度钢和高强钢,并区分弹性与弹塑性屈曲极限状态应力差异的单侧约束钢壁板的有效分布宽度公式, ρ 取值为

$$\rho = \begin{cases} 1 & \lambda \leq 0.500 \\ \frac{0.66}{\lambda^{0.6}} & 0.500 < \lambda \leq 1.348 \\ \frac{0.64}{\lambda^{0.5}} & \lambda > 1.348 \end{cases} \quad (8)$$

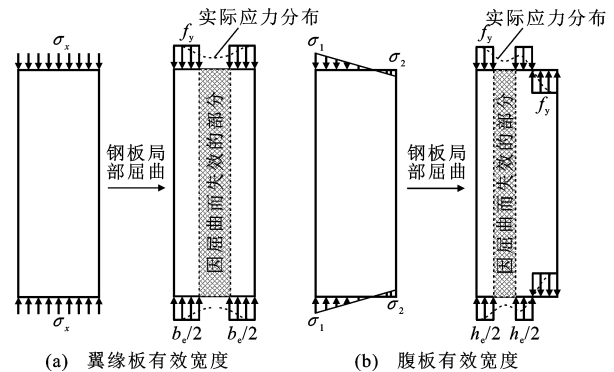


图8 翼缘板与腹板有效宽度

Fig. 8 Effective Width of Flange and Web

由式(8)可知,钢壁板的有效宽度与其正则化宽厚比 λ 有关,钢管的翼缘板和腹板的正则化宽厚比与弹性屈曲系数有关,翼缘板的弹性屈曲系数 k_f 取 10.96,而腹板的弹性屈曲系数 k_w 与腹板的应力梯度 α 有关,按式(2)取值。

2.2 轴力-弯矩相互作用方程

根据塑性中和轴的位置将轴力-弯矩(N - M)相互作用关系分两种情况讨论:中和轴位于腹板时,受力示意图见图 9(a);中和轴位于翼缘板时,受力示意图见图 9(b),其中 H 为钢管高度,“+”代表截面受压,“-”代表截面受拉, f_{ck} 为棱柱体抗压强度标准值。

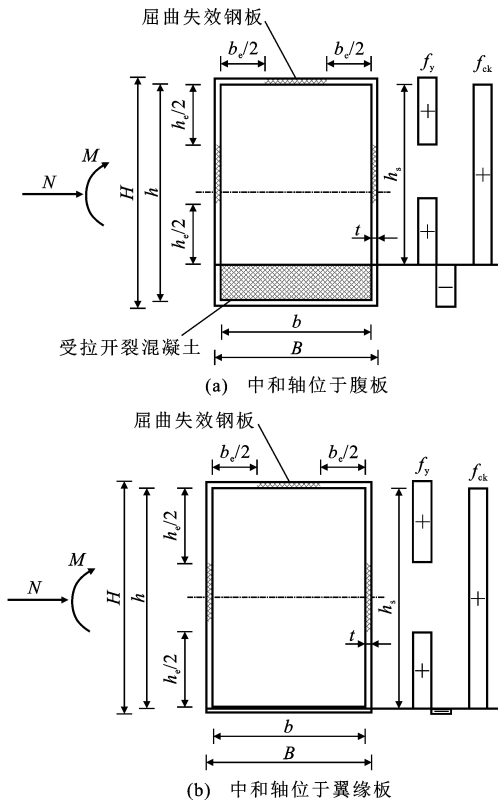


图9 偏压荷载下截面受力示意图

Fig. 9 Schematic Diagram of Cross-section Force Under Eccentric Load

2.2.1 中和轴位于腹板

中和轴位于核心混凝土区域,即 $h_s < h$ 时,截面的应力分布情况如图 9(a) 所示,由此可以得出截面混凝土和钢壁板分别承担的轴力和弯矩的计算公式(9)~(14)。

$$N_s = [2h_s(1+\rho_w)t - 2ht - (1-\rho_f)bt]f_y \quad (9)$$

$$N_c = h_s b f_{ck} \quad (10)$$

$$M_s = \{ (h-h_s)h_s + (1+\rho_w)t + 0.5(h+t)t[4t+(1+\rho_f)b] \} f_y \quad (11)$$

$$M_c = 0.5(h-h_s)h_s b f_{ck} \quad (12)$$

$$N = h_s b f_{ck} + [2h_s(1+\rho_w)t - 2ht - (1-\rho_f)bt]f_y \quad (13)$$

$$M = 0.5(h-h_s)h_s b f_{ck} + \{ (h-h_s)h_s(1+\rho_w)t + 0.5(h+t)t[4t+(1+\rho_f)b] \} f_y \quad (14)$$

式中: N_s 为钢板承担轴力; M_s 为钢板承担弯矩; N_c 为混凝土承担轴力; M_c 为混凝土承担弯矩。

由式(13)可得出中和轴的位置。

$$h_s = \frac{N + [2ht + (1-\rho_f)bt]f_y}{bf_{ck} + 2(1+\rho_w)tf_y} \quad (15)$$

将截面轴力之和 $N=0$ 代入式(15),可得出纯弯情况下中和轴的位置。

$$h_s = \frac{[2ht + (1-\rho_f)bt]f_y}{bf_{ck} + 2(1+\rho_w)tf_y} \quad (16)$$

将式(16)计算的 h_s 代入式(14)即可得到矩形钢管混凝土的纯弯承载力。

2.2.2 中和轴位于翼缘板

塑性中和轴位于钢管壁板内区域,即 $h < h_s \leq h+t$ 时,截面的应力分布情况如图 9(b) 所示,由此可以得出截面混凝土和钢壁板分别承担的轴力和弯矩的计算公式(17)~(22)。

$$N_s = \{ 2\rho_w ht - (1-\rho_f)bt + (h_s-h)[4t+(1+\rho_f)b] \} f_y \quad (17)$$

$$N_c = f_{ck}hb \quad (18)$$

$$M_s = \{ 0.5[(h_s+t)(h+t-h_s)[4t+(1+\rho_f)b]] \} f_y \quad (19)$$

$$M_c = 0 \quad (20)$$

$$N = f_{ck}hb + \{ 2\rho_w ht - (1-\rho_f)bt + (h_s-h)[4t+(1+\rho_f)b] \} f_y \quad (21)$$

$$M = \{ 0.5[(h_s+t)(h+t-h_s)[4t+(1+\rho_f)b]] \} f_y \quad (22)$$

令式(21)中 $h_s = h+t$ 即可得到矩形钢管混凝土的轴压承载力,如式(23)所示。

$$N = f_{ck}hb + 2(\rho_w h + \rho_f b + 2t)tf_y \quad (23)$$

2.3 两种 $N-M$ 曲线求解方法

第 2.1.2 节仅给出了腹板有效宽度的分布模式,未给出 ρ_w 大小。腹板的有效宽度系数 ρ_w 需要通过偏心距 e 求得,但钢管混凝土偏压柱在从受力初期的线弹性阶段到破坏阶段存在受拉混凝土开裂和钢壁板屈曲后应力重分布等复杂情况,无法精确给出 h_s 对应的偏心距 e ,也就无法得到 ρ_w 。因此本节提出了以下两种偏安全的腹板有效宽度 ρ_w 取值的假定,避开 h_s 与 ρ_w 的精确对应关系,得到两种计算 $N-M$ 相互作用曲线的方法:

(1)方法一假定受压区腹板全截面有效,在给定 h_s 后根据式(13)、(14)得出截面的 M 和 N 。由于偏心受压短柱加载时轴力和弯矩近似成比例增加,即 $M=Ne$,将 $e=M/N$ 代入式(3)、(4)得到腹板弹性屈曲系数 k_w ,然后得到在给定偏心距下的 ρ_w ,将此 ρ_w 代回式(13)、(14)即可得出 $N-M$ 相互作用曲线。由于最初假定腹板受压区全截面有效,且局部屈曲失效的部分靠近截面中心线,内力臂远小于翼缘板,所以在该假定下得出的偏心距要小于实际情况下腹板部分失效率得出的偏心距,由式(2)、(3)、(7)、(8)可知,偏心距越小所得出的失效率就越大,所以在该假定下得出的截

面弯矩和轴力最终计算结果略小于实际截面的轴力与弯矩,故该假定偏安全。

(2)方法二假定腹板的有效宽度系数 ρ_w 取均匀受压板的有效宽度系数,则腹板的有效宽度系数不会随着荷载偏心距的变化而改变, h_s 在确定的范围内取值即可得出 N - M 相互作用曲线。由式(2)可知,在所有的梯度荷载中,承受均压荷载($\alpha=0$)的腹板弹性屈曲系数最小,由式(7)、(8)可知,弹性屈曲系数越小,壁板的有效宽度就越小,意味着屈曲后强度就越低。将任意屈曲荷载下的腹板有效宽度系数 ρ_w 取其均匀受压下的有效宽度系数,相当于不考虑腹板由均压荷载变为非均压荷载屈曲后强度的提高,是一种偏于安全的假定。

两种方法的计算流程如图 10 所示。

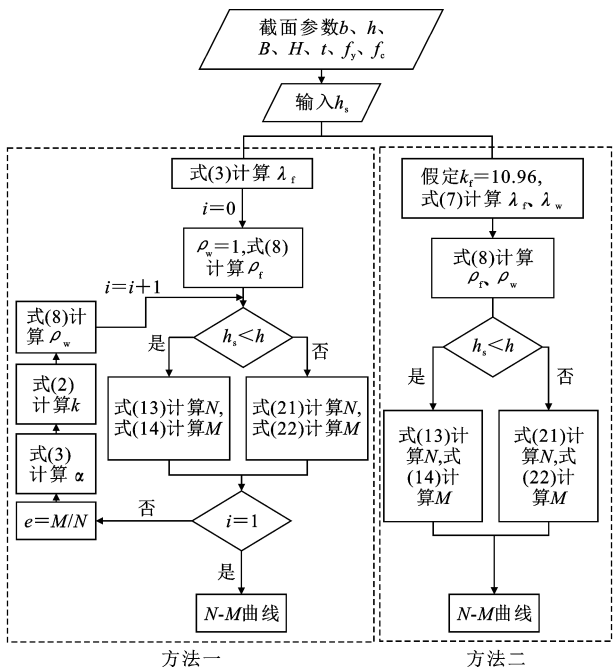


图 10 计算方法流程

Fig. 10 Calculation Method Flow

3 偏压承载力计算公式对比

本节采用收集到的试验数据,对不同规范及本文给出的偏压承载力计算公式进行对比,评价其适用性。

3.1 规范中的 N - M 曲线

3.1.1 EN 1994-1-1 规范

EN 1994-1-1 规范^[22] 计算偏压的 N - M 曲线采用截面塑性准则,其截面承载力计算示意图如图 11 所示。为便于设计,将所求 N - M 曲线简化为三折线(图 12), M_{\max} 为截面最大弯矩承载力, N_A 取

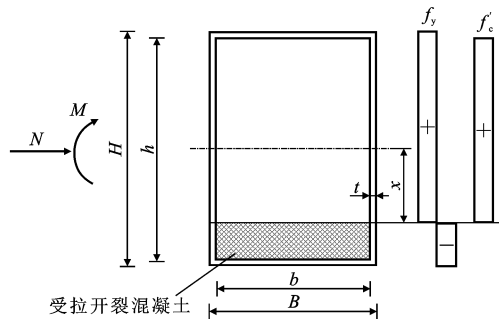


图 11 EN 1994-1-1 计算方法示意图

Fig. 11 Schematic Diagram of EN 1994-1-1 Calculation Method

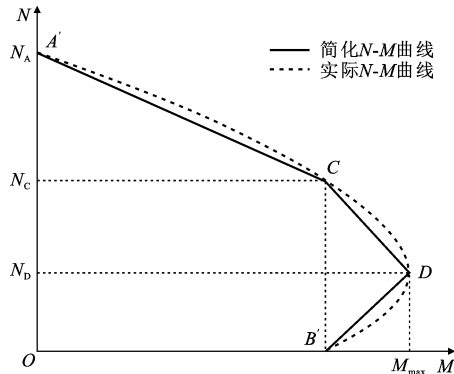


图 12 EN 1994-1-1 的 N - M 曲线

Fig. 12 N - M Curve of EN 1994-1-1

$f_y A_s + f'_c A_c$, N_c 取 $f'_c A_c$, N_D 取 $0.5 f'_c A_c$, f'_c 为欧美规范中混凝土圆柱体设计强度, A_c 为混凝土截面面积, A_s 为钢截面面积。

3.1.2 AISC 360-16 规范

AISC 360-16^[23] 考虑了宽厚比较大的钢管混凝土柱的计算,将截面按照宽厚比的大小进行了分类,当壁板宽厚比 $b/t \leq 2.26 \sqrt{E_s/f_y}$ 时为厚实截面,当 $2.26 \sqrt{E_s/f_y} < b/t \leq 3.0 \sqrt{E_s/f_y}$ 时为非厚实截面,当 $3.0 \sqrt{E_s/f_y} < b/t \leq 5.0 \sqrt{E_s/f_y}$ 时为柔薄截面。

AISC 360 Method-2(后文简称 Method-2)为厚实截面的 N - M 曲线计算方法,与 EN 1994-1-1 规范类似,区别在于前者将混凝土的强度考虑了 0.85 的折减系数。AISC 360 Method-1 为非厚实截面和柔薄截面采用二折线的计算方法(下文简称 Method-1),仅需确定截面的轴压承载力 N_n 和纯弯承载力 M_n 就可以建立 N - M 相互作用方程(图 13)。

两种截面的承载力分别有相应的计算方法:

(1)若截面为柔薄截面,钢管混凝土柱钢壁板发生弹性屈曲,混凝土强度考虑 0.7 的折减系数,纯弯计算示意图如图 14 所示。轴压承载力 N_n 取为 N_{cr} ,按式(24)计算。

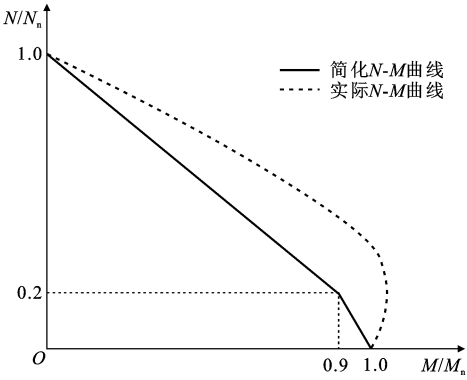


图 13 AISC 360 Method-1 的 N - M 曲线
Fig. 13 N - M Curve of AISC 360 Method-1

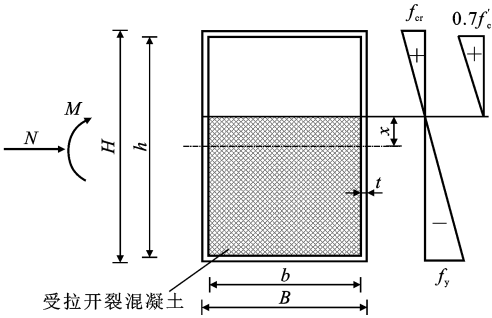


图 14 AISC 柔薄截面计算示意图
Fig. 14 Calculation Schematic Diagram of AISC Slender Section

$$N_{cr} = \frac{9E_s}{(b/t)^2} A_s + 0.7f'_c A_c \quad (24)$$

(2)若截面为非厚实截面,钢壁板发生弹塑性屈曲,混凝土的强度在 0.7~0.85 间按宽厚比大小进行折减, M_n 和 N_n 分别按式(25)、(26)计算。

$$M_n = M_p - (M_p - M_y) \frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \quad (25)$$

$$N_n = N_p - (N_p - N_y) \left(\frac{\lambda - \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} \right)^2 \quad (26)$$

$$N_y = f_y A_s + 0.7f'_c A_c \quad (27)$$

式中: M_p 、 N_p 分别为非厚实截面与厚实截面的宽厚比界限值 λ_p 处对应的 M_n 和 N_n ,计算方法与厚实截面相同; M_y 、 N_y 分别为非厚实截面与柔薄截面的宽厚比界限值 λ_r 处对应的 M_n 与 N_n 。

AISC 非厚实截面计算简图如图 15 所示。

3.1.3 CECS 159:2004 规范

CECS 159:2004^[24]关于偏压柱截面的 N - M 曲线的求解方法与 EN 1994-1-1 类似,为了方便设计,将实际的相互作用曲线简化为两折线,如图 16 所示。

3.2 大宽厚比矩形钢管混凝土柱偏压试验数据

为了验证本文所提出的大宽厚比矩形钢管混凝土

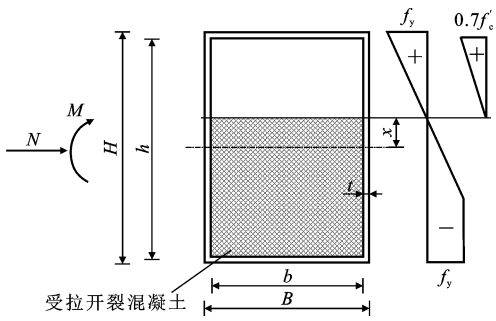


图 15 AISC 非厚实截面计算示意图
Fig. 15 Calculation Schematic Diagram of AISC Noncompact Section

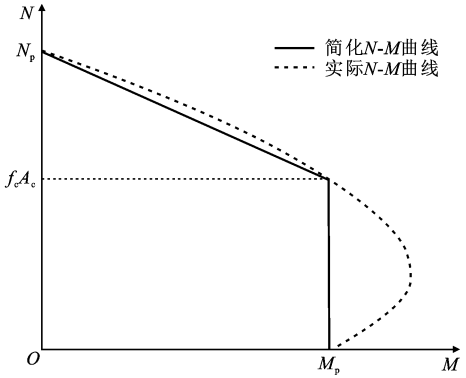


图 16 CECS 159:2004 的 N - M 曲线
Fig. 16 N - M Curve of CECS 159:2004

土短柱偏压承载力计算方法,从以往试验报告中搜集并整理了 96 个发生弹性屈曲或弹塑性屈曲截面的偏压试验数据,包括 82 个偏压试验数据和 14 个纯弯试验数据,见表 1。偏压试件均为短柱,由于发生非塑性屈曲的钢板大都使用高强钢或具有大宽厚比,所以部分试件的宽厚比、钢材强度、混凝土强度突破了规范的限值,混凝土强度为圆柱体抗压强度。

3.3 对比与分析

利用第 3.2 节建立的矩形钢管混凝土短柱偏压试验数据库,用本文提出的大宽厚比矩形钢管混凝土短柱偏压承载力计算方法,计算数据库中构件的 N - M 曲线,并依据规范 EN 1994-1-1、AISC 360-16、CECS 159:2004 计算出构件的 N - M 曲线做对比,EN 1994-1-1、AISC 360-16 混凝土强度采用圆柱体抗压强度计算,CECS 159:2004 与本文所提出的计算公式中的混凝土强度采用圆柱体抗压强度换算后的棱柱体抗压强度。

选取 Fujimoto 等^[28]所做的 2 个试件(ER4-D-4-27、ER4-D-4-60)作为代表,比较各规范与本文方法计算结果的差异。2 个试件荷载偏心距分别为 60、200 mm,试件的尺寸相同: $B=323$ mm, $t=4.38$

表 1 偏压试验数据
Table 1 Data of Eccentric Test

数据来源	试件数量	B/mm	H/mm	t/mm	b/t	正则化宽厚比 λ	f_y/MPa	f'_c/MPa
文献[7]*	8	130	130	5	24	0.55	1 030.6	75.6、125.4
文献[16]	8	111、126、141	111、126、141	3	35、40、45	0.69、0.78、0.88	724	150
文献[18]	8	150	150	4	35.5	0.53	434.56	95.5
文献[25]	9	200	200	2.04、3.09、3.17	61.1、62.7、96	0.77、1.1、1.26	253、310、781	47.6、119
文献[26]*	6	160、210	160、210	5	30、40	0.59、0.79	750	30、32
文献[27]*	13	156、186、 246、306	156、186、246	3	50、60、80、100	0.62、0.75、1.00、1.25	300	32、38、50
文献[28]	25	175、215、 265、323	175、215、 265、323	4.38、6.36、 6.47	25、31、39、47、 48、72	0.5、0.53、0.78、0.81	262、618、834	25.4、41.1、 80.3
文献[29]*	3	200	200	1.9	103.3	1.25	282	71.8
文献[30]	4	200、163、241	163	2	80、100、120	1.03、1.28、1.54	318	45.7
文献[31]*	3	150、200	100、150	2、3	64.7、73、98	0.93、1.05、1.41	397、401、402	47.7
文献[32]	3	300	150、300	5	58	0.72、1.14	301、746	70.5、83.6
文献[33]	6	150	150	4	35.5	0.59、0.70、0.72、0.75	553、781、811、896	100

注：* 文献为包含纯弯试件的文献； $b=B-2t$ 。
mm, $H=323\text{ mm}$, $f'_c=41.1\text{ MPa}$, $f_y=262\text{ MPa}$ 。
各方法得到的 N - M 相关曲线如图 17 所示。

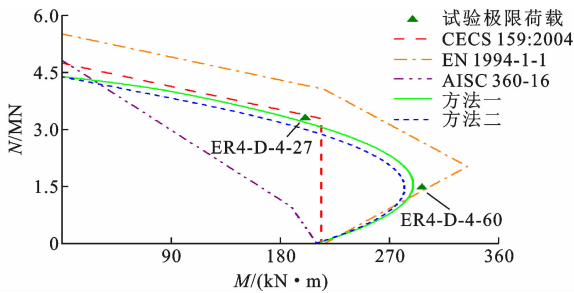


图 17 N - M 相互作用曲线

Fig. 17 Interaction Curves of N - M

定义强度因子 $S=N_{\text{exp}}/N_c$, N_{exp} 为试验偏心荷载承载力, N_c 为各计算方法计算的极限偏心荷载, 图 18 为各计算方法强度因子 S 分布图。图 19 为各计算方法安全构件比例(安全构件为 $S>1$, 即各计算方法得出的承载力不高于试验承载力的试件)。

由图 17 和图 18(a)可知, EN 1994-1-1 规范计算出的截面承载力为最大的, 随着正则化宽厚比的增大, 有数量较多的试件的极限荷载低于按照 EN 1994-1-1 规范计算的极限承载力, 因此它是最不保守的规范。原因是 EN 1994-1-1 规范假定钢材和混凝土都可以达到材料的极限强度, 但数据库中部分试件的宽厚比超出规范适用范围, 导致钢材发生弹塑性和弹性屈曲, 使钢材无法全截面达到屈服强度。

由于 AISC 360-16 对混凝土的强度做了折减, 其厚实截面承载力在用 Method-2 计算的时候比 EN 1994-1-1 要保守, 且其非厚实和柔薄截面用

Method-1 的双折线模型计算承载力时体现出了过高的保守性(图 17)。由图 18(b)可知, 试件的宽厚比越大, 计算结果越保守, 试件宽厚比小于并接近厚实截面与非厚实截面的界限宽厚比 λ_p 时, Method-2 的计算偏于危险, 但是当宽厚比大于这个界限时要换用 Method-1 计算, 其计算结果又变得过于保守。AISC 360-16 规范在宽厚比 λ_p 附近各构件的强度因子有较高的差异性, 在宽厚比大于 λ_p 时 AISC 360-16 规范表现出了过高的保守性。

由于 CECS 159:2004 采用的混凝土抗压强度标准值是由棱柱体抗压强度确定的, 对于相同的混凝土, 其数值小于圆柱体抗压强度, 因此其计算结果比 EN 1994-1-1 要保守(图 17)。与 EN 1994-1-1 规范一样, 部分试件的宽厚比超出了规范限值, 使用该规范计算偏心距较小的大宽厚比试件时具有一定的危险性, 如 ER4-D-4-27 试件, 但其采用的简化双折线模型对偏心距较大试件做了保守折减, 所以 CECS 159:2004 规范对发生大偏心破坏的试件(荷载偏心距大于双折线拐点处偏心距)承载力预测过于保守, 如 ER4-D-4-60 试件。

由图 17 可知, 由于腹板有效宽度的假定不同, 方法一求得的截面承载能力略高于方法二得出的截面承载能力, 方法一较为接近试验结果, 但某些试件的承载力会介于方法一与方法二之间, 造成了方法二的安全构件比例高于方法一(图 19)。本文提出的两种方法在计算正则化宽厚比 0.5~1.545 的试件时均表现出较强的适用性。在计算采用高强钢、

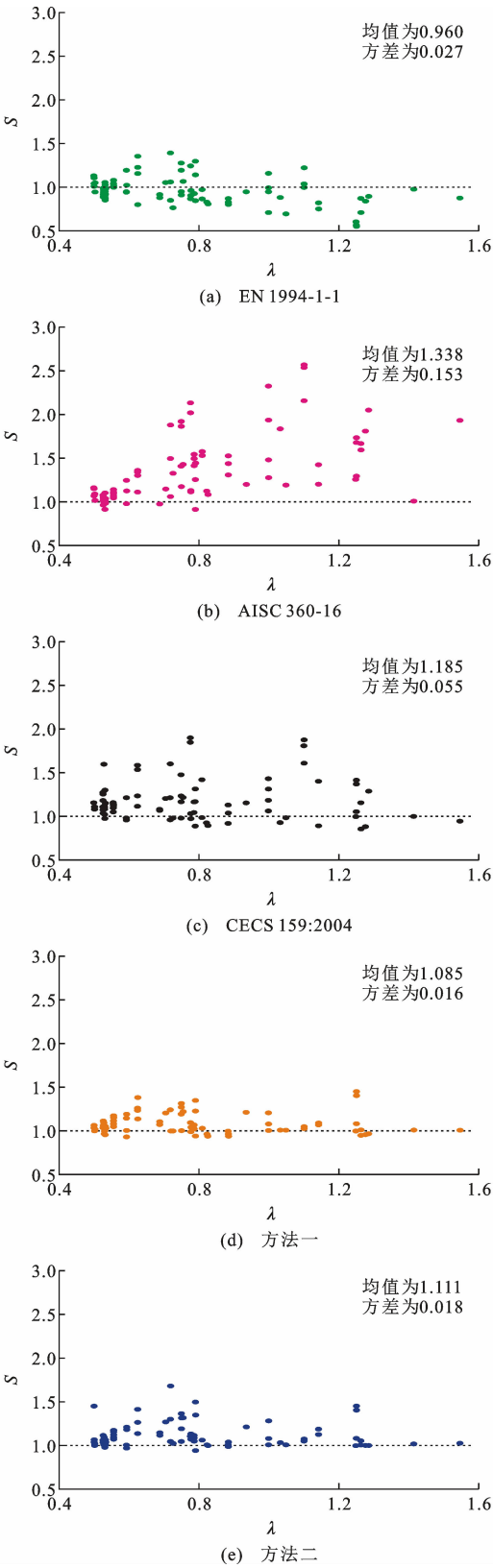


图 18 各计算方法强度因子

Fig. 18 Intensity Factor of Each Calculation Method

小宽厚比试件的偏压承载力时,其计算结果与各规范类似,当截面的正则化宽厚比较大时,由于该方法考虑了受压腹板和翼缘板的屈曲对钢板强度的折

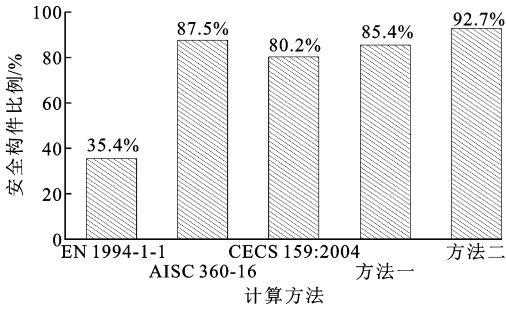


图 19 安全构件比例

Fig. 19 Safe Component Ratio

减,对 EN 1994-1-1 和 CECS 159:2004 中的钢板全截面屈服偏危险的假定进行了优化,同时又考虑了钢板屈曲后强度,相比于 AISC 360-16 过于保守的计算方法更加合理,所以其计算结果比其他规范要接近试件实际承载力。

本文推导的考虑翼缘板和腹板屈曲后强度的 $N-M$ 曲线计算方法能够较为准确且略偏保守地计算大宽厚比矩形钢管混凝土柱偏压承载力。相比于 EN 1994-1-1 和 CECS 159:2004,本文方法计算大宽厚比矩形钢管混凝土柱偏压承载力有更高的安全构件比例(图 19),相比于 AISC 360-16,其计算结果更加准确。方法二的安全构件比例是各计算方法中最高的(图 19),与方法一相比,计算假定更容易理解,计算简单,且能准确地评估构件的偏压承载力,故本文推荐方法二作为大宽厚比矩形钢管混凝土短柱偏压承载力的计算方法。

4 结 语

(1)非均匀受压单侧约束平板的弹性屈曲系数 k 在长宽比 $\beta < 1.2$ 时随着长宽比的增大而明显减小, $\beta > 1.2$ 时基本不变。在长宽比一定时, k 随着应力梯度的增加而增加。提出的非均匀受压单侧约束平板的弹性屈曲系数计算公式,可用于有效宽度法计算非均匀受压单侧约束平板的屈曲后强度。

(2)各规范在计算大宽厚比矩形钢管混凝土偏压承载力时误差均较大:EN 1994-1-1 规范未考虑钢壁板的屈曲,有 75% 的试件承载力进行了危险预估,是最不保守的规范;AISC 360-16 规范在正则化宽厚比较大时对试件承载力进行了过于保守的估计,强度因子平均值为 1.338,是各规范中最高的;CECS 159:2004 规范也未考虑钢壁板的屈曲,对小偏心受压试件承载力进行了过高估计,其安全构件比例为 80.2%。

(3)本文以非均匀受压单侧约束板件的弹性屈

曲系数公式为基础,提出的基于壁板屈曲后强度的矩形钢管混凝土偏压承载力计算方法具有较高的计算精度,计算结果与试验结果吻合良好,方法一的强度因子平均值为 1.111,方法二的强度因子平均值为 1.085,方法二与方法一相比计算简单,相较于各计算方法能够准确地评估构件的偏压承载力,本文推荐方法二作为大宽厚比矩形钢管混凝土短柱偏压承载力的计算方法。

参考文献:

References:

- [1] 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.
- [2] 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.
- [3] 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.
- [4] 张喜刚,刘高,高原,等.中空型外壁钢板-混凝土组合桥塔塔柱承载力研究[J].土木工程学报,2018,51(3):90-98.
ZHANG Xi-gang,LIU Gao,GAO Yuan,et al. Research on the Bearing Capacity of Hollow Concrete-filled Steel Exterior Wall Composite Bridge Tower Column[J]. China Civil Engineering Journal, 2018, 51(3):90-98.
- [5] 陆益鸣,哈敏强,陆道渊.矩形钢管混凝土在华敏帝豪大厦中的应用研究[J].建筑结构,2011,41(6):60-63.
LU Yi-ming,HA Min-qiang,LU Dao-yuan. Application and Study of Concrete-filled Rectangular Steel Tube Members in Huamin Imperial Tower[J]. Building Structure, 2011,41(6):60-63.
- [6] 孙立鹏,刘永健.矩形钢管混凝土壁板的屈曲后强度[J/OL].建筑结构学报:1-13[2022-08-15]. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2021.0355.
SUN Li-peng,LIU Yong-jian. Post-buckling Strength of Rectangular CFST Panels[J/OL]. Journal of Building Structures:1-13[2022-08-15]. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2021.0355.
- [7] HUANG Z C,UY B,LI D X,et al. Behaviour and Design of Ultra-high-strength CFST Members Subjected to Compression and Bending[J]. Journal of Constructional Steel Research,2020,175:106351.
- [8] TIMOSHENKO S P. Theory of Elastic Stability[M]. New York:McGraw-Hill,1936.
- [9] RHODES J,HARVEY J M. Effects of Eccentricity of Load or Compression on the Buckling and Post-buckling Behaviour of Flat Plates[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 1971, 13(10):867-879.
- [10] USAMI T. Post-buckling of Plates in Compression and Bending[J]. Journal of the Structural Division, 1982,108(3):591-609.
- [11] USAMI T. Effective Width of Locally Buckled Plates in Compression and Bending[J]. Journal of Structural Engineering,1993,119(5):1358-1373.
- [12] LIEW J Y R,SHANMUGAM N E,LEE S L. Behavior of Thin-walled Steel Box Columns Under Biaxial Loading[J]. Journal of Structural Engineering,1989,115(12):3076-3094.
- [13] LIANG Q Q,UY B,RICHARD LIEW J Y. Local Buckling of Steel Plates in Concrete-filled Thin-walled Steel Tubular Beam-columns[J]. Journal of Constructional Steel Research,2007,63(3):396-405.
- [14] 刘永健,李慧,张宁.非均匀受压矩形钢管混凝土局部弹性屈曲分析[J].建筑科学与工程学报,2015,32(4):1-8.
LIU Yong-jian,LI Hui,ZHANG Ning. Local Elastic Buckling Analysis of Rectangular Concrete-filled Steel Tube Under Non-uniform Compression[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering,2015,32(4):1-8.
- [15] LONG Y L,WAN J,CAI J. Theoretical Study on Local Buckling of Rectangular CFT Columns Under Eccentric Compression[J]. Journal of Constructional Steel Research,2016,120:70-80.
- [16] NGUYEN T T,THAI H T,LI D X,et al. Behaviour and Design of Eccentrically Loaded CFST Columns with High Strength Materials and Slender Sections[J]. Journal of Constructional Steel Research,2022,

- 188;107004.
- [17] 冷弯薄壁型钢结构技术规范:GB 50018—2002[S]. 北京:中国计划出版社,2003.
Technical Code of Cold-formed Thin-wall Steel Structures:GB 50018—2002[S]. Beijing:China Planning Press,2003.
- [18] LI G C, CHEN B W, YANG Z J, et al. Experimental and Numerical Behaviour of Eccentrically Loaded High Strength Concrete Filled High Strength Square Steel Tube Stub Columns[J]. Thin-walled Structures, 2018, 127: 483-499.
- [19] 孙立鹏, 刘永健, 张 宁, 等. 矩形高强钢管混凝土壁板弹塑性屈曲及宽厚比限值解析解[J]. 建筑结构学报, 2021, 42(2): 112-121.
SUN Li-peng, LIU Yong-jian, ZHANG Ning, et al. Analytical Solution of Elastic-plastic Buckling and Width-to-thickness Ratio Limits of Rectangular CFST with High-strength Steel Panels[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(2): 112-121.
- [20] 孙立鹏, 刘永健, 张 宁, 等. 单侧约束三边支承高强钢板的局部屈曲性能[J]. 工程力学, 2021, 38(7): 19-29.
SUN Li-peng, LIU Yong-jian, ZHANG Ning, et al. Local Buckling Behavior of High Strength Steel Plate with Unilateral Restraint and Trilateral Support[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(7): 19-29.
- [21] 钟善桐. 钢管混凝土结构[M]. 3 版. 北京:清华大学出版社, 2003.
ZHONG Shan-tong. The Concrete-filled Steel Tubular Structures[M]. 3rd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2003.
- [22] Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structure — Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings: EN 1994-1-1[S]. London: British Standards Institution, 2004.
- [23] Specification for Structural Steel Buildings: ANSI/AISC 360-16[S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2016.
- [24] 矩形钢管混凝土结构技术规程: CECS 159: 2004[S]. 北京: 中国计划出版社, 2004.
Technical Specification for Structures with Concrete-filled Rectangular Steel Tube Members: CECS 159: 2004[S]. Beijing: China Planning Press, 2004.
- [25] NAKAHARA H, SAKINO K. Flexural Behavior of Concrete Filled Square Steel Tubular Beam-columns [C]//New Zealand Society for Earthquake Engineering. Proceedings of 12th World Conference on Earthquake Engineering. Upper Hutt: New Zealand Society for Earthquake Engineering, 2000.
- [26] UY B. Strength of Short Concrete Filled High Strength Steel Box Columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2001, 57(2): 113-134.
- [27] UY B. Strength of Concrete Filled Steel Box Columns Incorporating Local Buckling[J]. Journal of Structural Engineering, 2000, 126(3): 341-352.
- [28] FUJIMOTO T, MUKAI A, NISHIYAMA I, et al. Behavior of Eccentrically Loaded Concrete-filled Steel Tubular Columns[J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(2): 203-212.
- [29] HAN L H, LU H, YAO G H, et al. Further Study on the Flexural Behaviour of Concrete-filled Steel Tubes [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2006, 62(6): 554-565.
- [30] 金 周. 薄壁钢管混凝土短柱基本力学性能研究[D]. 泉州: 华侨大学, 2008.
JIN Zhou. Fundamental Mechanical Behavior of Short Concrete-filled Thin-walled Steel Tube Columns[D]. Quanzhou: Huaqiao University, 2008.
- [31] JIANG A Y, CHEN J, JIN W L. Experimental Investigation and Design of Thin-walled Concrete-filled Steel Tubes Subject to Bending [J]. Thin-walled Structures, 2013, 63: 44-50.
- [32] LEE H J, CHOI I R, PARK H G. Eccentric Compression Strength of Rectangular Concrete-filled Tubular Columns Using High-strength Steel Thin Plates[J]. Journal of Structural Engineering, 2017, 143(5): 04016228.
- [33] 张 琦. 基于 Q550 以上钢材的高强方钢管高强混凝土柱单向偏压性能研究[D]. 沈阳: 沈阳建筑大学, 2020.
ZHANG Qi. Research on Mechanical Behavior of Eccentrically Loaded High Strength Concrete Filled High Strength Square Steel Tubular Columns with the Steel Above Q550 [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2020.