

文章编号:1673-2049(2016)06-0098-08

钢管混凝土平缀管格构柱换算长细比计算方法

晏巧玲¹,陈宝春¹,薛建阳²

(1. 福州大学 土木工程学院,福建 福州 350116; 2. 西安建筑科技大学 土木工程学院,陕西 西安 710055)

摘要:分析了现有钢管混凝土平缀管格构柱换算长细比计算方法的假定条件和计算式,并将各方法计算的极限承载力与试验结果进行对比;以格构柱剪切柔度理论为基础,对钢管混凝土平缀管格构柱各变形项与总剪切变形量的比值进行分析,指出现有换算长细比计算方法的不合理之处。借鉴钢管混凝土(斜缀条)格构柱换算长细比乘法算法的计算思路,在剪切系数计算式中采用考虑节点构造参数影响的剪切柔度简化计算式,拟合得到放大系数与剪切系数的关系式。结果表明:采用所提出的换算长细比计算方法及GB 50923—2013中稳定系数计算方法得到的计算结果与试验结果吻合良好,证明该方法简单、实用且具有足够的精度。

关键词:钢管混凝土;平缀管格构柱;换算长细比;剪切系数

中图分类号:TU375.3 **文献标志码:**A

Calculation Method on Equivalent Slenderness Ratio of Concrete-filled Steel Tube Battened Columns

YAN Qiao-ling¹, CHEN Bao-chun¹, XUE Jian-yang²

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China;

2. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, Shaanxi, China)

Abstract: The assumptions and formulas of existing calculation methods for equivalent slenderness ratio of concrete-filled steel tube (CFST) battened columns were analyzed. The calculated ultimate load capacity results were compared with test results. Based on the shear deformation theory of battened columns, each shear deformation item and its proportion in the whole deformation of CFST battened columns were analyzed. The unreasonableness in the existing method was pointed out. According to the calculation method of multiplication algorithm for equivalent slenderness ratio of CFST battened columns, the simplified formula of shear flexibility parameter was introduced to shear factor formula. The relationship between the amplification coefficient and shear flexibility parameter was obtained through the fitting analysis. The results show that the ultimate load carrying capacity can be calculated by adopting the calculation method for equivalent slenderness ratio and stability coefficient formula in GB 50923—2013. The calculated ultimate load carrying capacity agrees well with the test result, which indicates that the proposed method on the equivalent slenderness ratio of CFST battened columns is simple, practical and enough accurate.

Key words: concrete-filled steel tube; battened column; equivalent slenderness ratio; shear flexibility parameter

收稿日期:2016-06-15

基金项目:国家自然科学基金项目(51178118)

作者简介:晏巧玲(1986-),女,江西吉安人,工学博士研究生,E-mail:fzuyql_076@163.com。

0 引言

本文研究的钢管混凝土平级管格构柱是指由钢管混凝土柱肢和空钢管平级管通过相贯线焊接形成的受力构件,它在土木工程中有着较广泛的应用,如拱肋^[1-3]、高墩^[4-6]等。由于缀件在结构发生横向挠曲时的变形较大,稳定计算时剪切变形的影响应该计入,常用的做法是在稳定系数计算时采用换算长细比。

与钢缀板柱相比,钢管混凝土平级管格构柱中平级管的抗弯惯性矩较小且构件较短,受力性能有所不同。现有的计算方法多沿用钢缀板柱的计算方法^[7-9],且相关的研究不多,目前仅见文献^[10]进行了24根试件的试验研究,研究结果表明,现有计算方法均存在不足,为此提出了参照文献^[11]的换算长细比读图算法。然而,文献^[10]并没有对各换算长细比的计算方法进行对比分析,仅对得到的承载力进行讨论,且计算较复杂,不便于工程应用。因此,继续该课题的研究,得出实用算法是非常必要的。

本文首先对现有方法的计算假定和计算公式进行深入的对比分析,指出各方法的不足之处,结合钢管混凝土平级管格构柱自身的构造组成和特点,提出换算长细比的实用算法,为工程应用和规程编写提供参考。

1 现有计算方法的对比分析

1.1 现有计算方法简介

关于四肢钢管混凝土平级管格构柱的换算长细比计算主要有以下3种方法:

(1)方法1^[12]:该方法采用统一理论,柱肢采用整体刚度,节间受力按多层框架考虑,只计入柱肢和平级管的弯曲变形,并在简化过程中引入钢管混凝土组合截面的特性。换算长细比的计算公式见式(1),《钢管混凝土结构技术规范》(GB 50936—2014)^[7]和《公路钢管混凝土拱桥设计规范》(JTG/T D65-06—2015)^[8]采用了该方法。该方法计算式简单明了,节间长细比 λ_1 是换算长细比的惟一影响因素。

$$\left. \begin{aligned} \lambda^* &= \sqrt{\lambda^2 + 17\lambda_1^2} \\ \lambda_1 &= a / \sqrt{I_{sc}/A_{sc}} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: λ^* 为构件考虑剪切变形之后的换算长细比; λ 为构件名义长细比,是指构件高度 L 与截面回转半

径 i 的比值; a 为构件柱肢节间距; I_{sc} 为钢管混凝土组合截面惯性矩; A_{sc} 为钢管混凝土组合截面面积。

(2)方法2^[13]:该方法与钢缀板柱的相同,换算长细比的计算公式见式(2),被《钢管混凝土结构技术规范》(CECS 28:2012)^[9]所采纳。同样按多层框架考虑,只计入柱肢和平级管的弯曲变形,与方法1不同的是,其简化过程中依然采用钢结构中缀板柱的设计构造要求。方法2同样具有简单实用的计算式,节间长细比 λ_1 为换算长细比的惟一影响因素。

$$\lambda^* = \sqrt{\lambda^2 + 16(a/D)^2} \quad (2)$$

式中: D 为钢管外直径。

(3)方法3^[10]:与方法1和方法2不同,它采用乘法算法计算换算长细比,计算公式见式(3),限于篇幅,系数 K 的取值方法详见文献^[11]。由于计算公式和计算步骤的复杂性,该方法还没有被规范采纳。

$$\lambda^* = K\lambda \quad (3)$$

式中: K 为换算长细比放大系数。

1.2 分析对象和分析结果

选择文献^[10]中共16根轴压试件作为分析对象。各试件的参数和试验结果见表1,其中试件参数主要用于换算长细比和剪切柔度的计算,极限承载力主要用于与计算结果的对比。

为了更好地比较各换算长细比计算结果的异同,根据式(3)得到式(4),用系数 K 来反映各方法考虑剪切变形的影响,即

$$K = \lambda^* / \lambda \quad (4)$$

按照不同方法计算文献^[10]中轴压试件的换算长细比 λ^* ,按照式(4)计算系数 K ,计算结果见表2。表2的结果显示,方法1和方法2得到的 K 随着长细比 λ 的增大而减小,方法3得到的 K 是个定值,不随长细比 λ 的变化而变化。具体而言,对于 $\lambda < 30$ 的试件,方法1的 K 值明显大于方法2和方法3的,方法2的 K 值又稍大于方法3;对于 $\lambda \geq 30$ 的试件,3种方法得到的 K 值较接近。这说明3种方法计算结果出现差异的主要是短柱试件,其中方法1的结果最大,方法3次之,方法2最小。

为了进一步比较不同换算长细比计算方法对试件承载力的影响,表2给出了根据换算长细比计算得到的构件稳定系数 φ_1 ,图1给出了计算承载力 N_{uc} 与试验承载力 N_{ut} 的对比情况。需要说明的是,为了消除稳定系数计算方法和单根圆钢管混凝土轴压强度计算带来的误差,稳定系数 φ_1 和整体承载力 N_{uc} 统一按照式(5)计算,其中的单根柱肢轴压短柱

表 1 文献[10]中试件参数及试验结果

Tab. 1 Parameters and Test Results of Specimens in Literature [10]

组别	试件编号	高度 l/m	柱肢间距 b/m	缀管间距 a/m	长细比 λ	分肢长细比 λ_1	承载力 N_i/kN
I	BLs-1	1.2	0.40	0.375	6	17	1 900
	BLs-2	2.4			12	17	1 850
	BLs-3	3.2			16	17	1 800
	BLs-4	4.0			20	17	1 750
II	BMs-1	1.2	0.30	0.375	9	17	1 860
	BMs-2	2.4			17	17	1 800
	BMs-3	3.2			23	17	1 750
	BMs-4	4.0			29	17	1 710
III	BSs-1	1.2	0.17	0.375	14	17	1 833
	BSs-2	2.4			28	17	1 700
	BSs-3	3.2			38	17	1 546
	BSs-4	4.0			47	17	1 450
IV	BSd-1	1.2	0.17	0.187	14	8	1 900
	BSd-2	2.4			28	8	1 740
	BSd-3	3.2			38	8	1 660
	BSd-4	4.0			47	8	1 550

表 2 换算长细比和稳定系数计算结果

Tab. 2 Calculation Results of Equivalent Slenderness Ratio and Stability Coefficient

试件编号	λ	λ_1	换算长细比 λ^*			系数 K			稳定系数 φ_1		
			方法 1	方法 2	方法 3	方法 1	方法 2	方法 3	方法 1	方法 2	方法 3
BLs-1	6	17	70	18	8	11.70	3.00	1.41	0.58	0.92	1.00
BLs-2	12	17	71	21	17	5.91	1.73	1.41	0.57	0.88	0.95
BLs-3	16	17	71	23	22	4.48	1.46	1.41	0.57	0.85	0.85
BLs-4	20	17	72	26	28	3.64	1.31	1.41	0.57	0.82	0.80
BMs-1	9	17	70	19	11	8.84	2.35	1.41	0.57	0.91	1.00
BMs-2	17	17	71	23	22	4.50	1.46	1.41	0.57	0.85	0.85
BMs-3	23	17	73	27	30	3.44	1.28	1.41	0.56	0.81	0.78
BMs-4	29	17	74	31	37	2.82	1.19	1.41	0.56	0.77	0.73
BSs-1	14	17	71	22	19	5.19	1.59	1.41	0.57	0.86	0.89
BSs-2	28	17	75	32	39	2.73	1.18	1.41	0.56	0.77	0.72
BSs-3	38	17	78	40	52	2.15	1.10	1.41	0.54	0.72	0.65
BSs-4	47	17	83	49	64	1.82	1.07	1.41	0.53	0.67	0.60
BSd-1	14	8	37	16	19	2.73	1.17	1.41	0.73	1.00	0.89
BSd-2	28	8	44	29	39	1.62	1.05	1.41	0.69	0.79	0.72
BSd-3	38	8	50	37	52	1.38	1.03	1.41	0.66	0.73	0.65
BSd-4	47	8	57	46	64	1.26	1.02	1.41	0.63	0.68	0.60

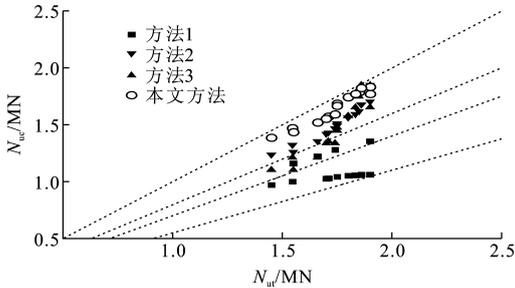
承载力 N_{u0} 用文献[10]的试验结果代入。

$$\left. \begin{aligned} N_{uc} &= 4N_{u0}\varphi_1 \\ \varphi_1 &= 1 - 0.057 \sqrt{\lambda^* - 16} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

由表 2 和图 1 可知:各方法得到的 φ_1 和 N_{uc} 均小于试验值,其中方法 1 的计算结果最小,主要原因是其得到的换算长细比偏大;方法 2 的计算结果与试验结果较接近,相对误差在 20% 以内,方法 3 的计算结果介于方法 1,2 之间。方法 1 承载力比值

N_{ut}/N_{uc1} 的均值和方差分别为 1.602 和 0.161,方法 2 承载力比值 N_{ut}/N_{uc2} 的均值和方差分别为 1.161 和 0.049,方法 3 承载力比值 N_{ut}/N_{uc3} 的均值和方差分别为 1.202 和 0.122。

此外,由文献[10]的试验结果可知,平缀管格构柱的柱肢节间长细比 λ_1 对稳定系数 φ_1 和承载力 N_{ut} 有一定的影响,但影响不大。以第 III 组与第 IV 组试件为例, λ_1 对 φ_1 和 N_u 影响的最大值为 7%,对应

图1 N_{uc} 与 N_{u1} 的对比Fig. 1 Comparison Between N_{uc} and N_{u1}

于试件 BSs-4 和 BSd-4。在上述 3 个方法中,方法 1 和方法 2 都考虑这一影响,但影响太大,特别是方法 1,对于同为 $\lambda=47$,柱肢节间 $\lambda_1=17$ (BSs-4)和 $\lambda_1=8$ (BSd-4)的试件得到的稳定系数前者(BSs-4) $\varphi_1=0.53$,后者(BSd-4) $\varphi_1=0.63$,极限承载力前者(BSs-4) $N_{u1}=970$ kN,后者(BSd-4) $N_{u1}=1\ 160$ kN,即 λ_1 对 φ_1 和 N_u 影响达到 16%,这与得到的试验结果不符。特别是短柱, λ_1 的影响(高达 22%)超过了 λ 本身的影响,显然是不合理的。另一方面,方法 3 完全不考虑 λ_1 的影响,这与试验结果也不符,尤其是当长细比 λ 较大时。

综上所述,现有的换算长细比计算方法均存在不足,需做进一步的讨论和分析。

2 换算长细比实用算法

2.1 简化后的剪切柔度

2.1.1 组成项的比重分析

格构柱节间端部的水平位移由弯曲变形和剪切变形组成,对应的剪切柔度 γ 为弯曲变形和剪切变形产生的附加转角。对于钢缀板柱,杆结构简化计算图示见图 2^[13]。由材料力学推导出各部分的变形计算式,可得剪切柔度 γ ,即

$$\gamma = \frac{\delta}{a/2} = \gamma_{Bc} + \gamma_{Bb} + \gamma_{Sc} + \gamma_{Sb} = \frac{a^2}{24EI_c} + \frac{ba}{12EI_b} + \frac{\eta_c}{2GA_c} + \frac{\eta_b a}{bGA_b} \quad (6)$$

式中: γ_{Bc} , γ_{Bb} 分别为柱肢和缀板弯曲变形对应的附加转角; γ_{Sc} , γ_{Sb} 分别为柱肢和缀板剪切变形对应的附加转角; EI_c 为单侧所有柱肢的抗弯刚度; EI_b 为节间内所有缀板的抗弯刚度; GA_c 为单侧所有柱肢的剪切刚度; GA_b 为节间内所有缀板的剪切刚度; η_c , η_b 分别为柱肢和缀板截面的剪力不均匀分布修正系数,取值与截面形状有关。

为了分析不同结构中剪切柔度 γ 各部分所占的比重,选择文献[14]中 12 根钢缀板柱和文献[10]中

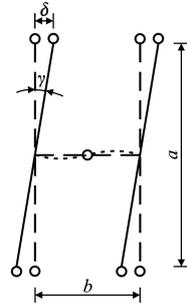


图2 钢缀板柱节间的杆结构简化计算图示

Fig. 2 Simplified Calculation Diagram of Rod Structure in Steel Slab-column

16 根钢管混凝土平缀管柱为研究对象,利用式(6)计算剪切柔度 γ 。此外,本文还搜集了 10 座实际结构的钢管混凝土桁肋拱的资料^[15-16]汇总于表 3。由于桁肋的横桥向宽度一般不大,多采用平缀管相连,因此从横桥向受力来看也是钢管混凝土平缀管格构柱。

试件和实际结构的计算分析结果见图 3。由图 3(a)可知,对于钢格构柱,存在关系式 $(\gamma_{Bc} + \gamma_{Bb}) \in (0.89, 0.99)\gamma$,即它的附加转角主要由柱肢和缀板的弯曲变形产生,剪切变形产生的附加转角很小。因此,在式(6)的基础上,略去影响较小的 γ_{Sc} 和 γ_{Sb} ,得到中国钢缀板柱剪切柔度 γ_1 的计算式(7)。方法 1 和方法 2 也采用了这一计算方法。

$$\gamma_1 = \frac{\delta}{a/2} \cong \gamma_{Bc} + \gamma_{Bb} = \frac{a^2}{24EI_c} + \frac{ba}{12EI_b} \quad (7)$$

由图 3(b)可知,在钢管混凝土平缀管格构柱中,存在关系式 $(\gamma_{Bb} + \gamma_{Sb}) \in (0.89, 0.99)\gamma$,即附加转角主要由缀板的弯曲变形和剪切变形产生。因此,式(6)中的 γ_{Bc} , γ_{Sc} 可略去不计,简化为式(8)。显然,式(7)与式(8)不同,换言之,方法 1 和方法 2 中不考虑或者仅部分考虑平缀管变形的计算假定不尽合理。

$$\gamma_2 = \frac{\delta}{a/2} \cong \gamma_{Bb} + \gamma_{Sb} = \frac{ba}{12EI_b} + \frac{\eta_b a}{bGA_b} \quad (8)$$

实际上,对于钢格构柱,设计规范中的构造要求是缀板线刚度之和要大于 6 倍的分肢线刚度,这对于通长采用空钢管作为缀管的钢管混凝土平缀管格构柱难以实现。正是这 2 类结构存在的构造差异,使得式(7)和式(8)并非仅在本文所收集的试件和实际结构的参数范围内成立。

2.1.2 节点构造参数影响分析

实际上,钢缀板柱与钢管混凝土平缀管柱中的缀件都有一定的尺寸,且二者的构造明显不同,如图 4 所示。然而,这些不同在式(6)的剪切柔度 γ 推导

表3 钢管混凝土桁式拱肋节间构造参数
Tab.3 Structure Parameters of CFST Truss Arch Rib

桥名	拱肋截面	缀管间距 a/mm	缀管直径 D_b/mm	缀管壁厚 t_b/mm	柱肢间距 b/mm	柱肢钢管直 径 D_c/mm	柱肢钢管壁 厚 t_c/mm	a/b	缀管构造 参数 ϵ_a	柱肢构造 参数 ϵ_b
福建石潭溪大桥	四肢桁式	3 030	400	8	1 050	550	8	2.89	0.87	0.48
广东深圳彩虹大桥	四肢桁式	2 480	400	10	1 250	750	12	1.98	0.84	0.40
重庆奉节梅溪河桥	八肢桁式	8 800	351	7	4 400	920	14	2.00	0.96	0.81
浙江钱塘江四桥	四肢桁式	3 300	500	10	1 650	950	24	2.00	0.85	0.42
广西南宁永和大桥	四肢桁式	3 560	720	16	1 780	1 220	16	2.00	0.80	0.31
湖南茅草街大桥	四肢桁式	4 400	650	14	2 200	1 000	24	2.00	0.85	0.55
重庆巫峡长江大桥	四肢桁式	7 180	711	16	2 920	1 220	22	2.46	0.90	0.58
湖北南渡渡大桥	四肢桁式	2 360	355	7	1 180	920	14	2.00	0.85	0.22
四川合江长江一桥	四肢桁式	7 240	762	16	2 680	1 320	30	2.70	0.89	0.51
贵州总溪河大桥	四肢桁式	7 380	600	16	4 000	1 200	30	1.85	0.92	0.70

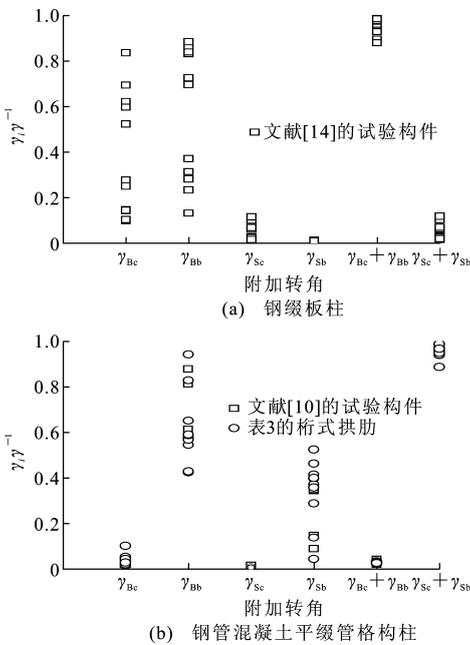


图3 γ_i 与 γ 比较

Fig.3 Comparisons of γ_i and γ

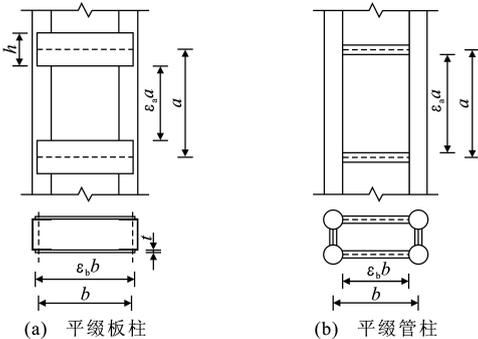


图4 格构柱节间构造

Fig.4 Structure of Battened Column in a Panel Length

过程中并没有得到反映,所取的柱肢节间长度 a 、缀管节间长度 b 都是形心距离,没有考虑节点构造参

数 ϵ_a 和 ϵ_b 的影响。文献[11]给出了考虑节点构造参数影响的剪切柔度 γ' 计算式,即

$$\gamma' = \frac{\delta}{a} = \gamma_{Bc} + \gamma_{Bb} + \gamma_{Sc} + \gamma_{Sb} = \frac{\epsilon_a^3 a^2}{24EI_c} + \frac{\epsilon_a^2 \epsilon_b ba}{12EI_b} + \frac{\epsilon_a \eta_c}{2GA_c} + \frac{\epsilon_b \eta_b a}{bGA_b} \quad (9)$$

图5给出了表1和表3中所列试件和结构分别按照式(6)和式(9)计算得到的考虑和不考虑节点构造参数 ϵ_a, ϵ_b 的 γ' 和 γ 对比情况。图5结果显示, γ' 小于 γ , 即不考虑节点构造参数得到的剪切柔度偏大。这也是方法1、方法2换算长细比计算结果偏大的一个原因。

根据第2.1.1节和第2.1.2节的分析,钢管混凝土平缀管格构柱考虑节点构造参数影响的剪切柔度 γ' 可简化为

$$\gamma' = \frac{\epsilon_a^2 \epsilon_b ba}{12EI_b} + \frac{\epsilon_b \eta_b a}{bGA_b} \quad (10)$$

2.2 剪切系数

参照钢管混凝土(斜缀管)格构柱的研究成果[17-19],本文采用剪切系数 μ 求得换算长细比系数,并与名义长细比相乘,来计算钢管混凝土平缀管格构柱的换算长细比。

将式(10)代入文献[7]中的公式,可得钢管混凝土平缀管格构柱剪切系数 μ 的计算式,即

$$\mu = \frac{(EA)_{sc}}{\lambda^2} \gamma' = \frac{(EA)_{sc}}{\lambda^2} \left(\frac{\epsilon_a^2 \epsilon_b ba}{12EI_b} + \frac{\epsilon_b \eta_b a}{bGA_b} \right) \quad (11)$$

式中: $(EA)_{sc}$ 为钢管混凝土平缀管格构柱整体截面的组合抗压刚度。

对于四肢钢管混凝土平缀管格构柱,存在式(12),(13)的关系,即

$$\frac{(EA)_{sc}}{EI_b} = 2 \frac{E_s A_{s0} + E_c A_{c0}}{E_{sb} I_{b0}} \quad (12)$$

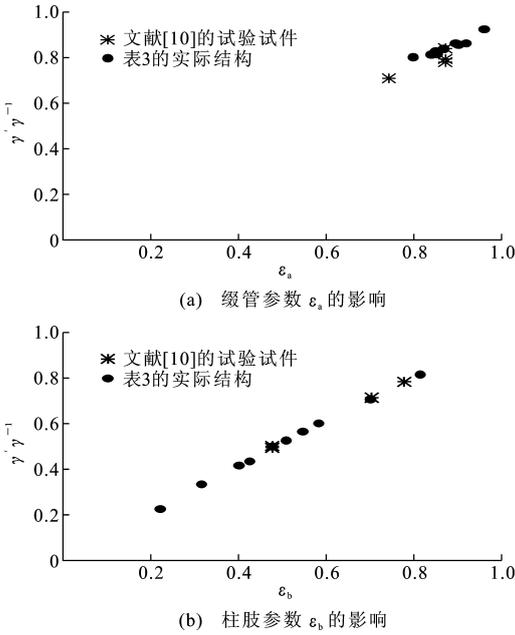


图 5 节点构造参数对钢管混凝土平缀管格构柱节间剪切柔度的影响

Fig. 5 Effect of Structure Parameters on Angular Rotation Caused by Shearing Force in CFST Battered Column

$$\frac{(EA)_{sc}}{GA_b} = 2 \frac{E_s A_{s0} + E_c A_{c0}}{G_{sb} A_{b0}} \quad (13)$$

式中: E_s, E_c 分别为柱肢部分的钢材和混凝土的弹性模量; E_{sb} 为平缀管部分的钢材弹性模量; A_{s0}, A_{c0} 分别为单根柱肢钢材部分的面积和混凝土部分的面积。

将式(12), (13)代入式(11)中, 得

$$\left. \begin{aligned} \mu &= \frac{\epsilon_a^2 a A_{s0}}{\lambda^2 b A_{b0}} \left(1 + \frac{E_c A_{c0}}{E_s A_{s0}} \right) \left(\frac{\lambda_b^2}{6\epsilon_b} + 10\epsilon_b \right) \\ \lambda_b &= \epsilon_b b \sqrt{\frac{A_{b0}}{I_{b0}}} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中: λ_b 为缀管节间长细比; A_{b0} 为单根平缀管面积。

参考文献[12], 取 $(1 + \frac{E_c A_{c0}}{E_s A_{s0}}) = 2.5, \frac{a}{b} = 4,$

$\frac{A_{s0}}{A_{b0}} = 4,$ 代入式(14)中, 得到进一步化简后的剪切系数 $\mu,$ 即

$$\mu = 40 \frac{\epsilon_a^2}{\lambda^2} \left(\frac{\lambda_b^2}{6\epsilon_b} + 10\epsilon_b \right) \quad (15)$$

同时, 文献[19]的研究表明, 剪切变形影响不会超过长细比影响的一半, 即 $\mu \leq 0.5,$ 剪切系数 μ 的完整表达式为

$$\mu = \begin{cases} 40 \frac{\epsilon_a^2}{\lambda^2} \left(\frac{\lambda_b^2}{6\epsilon_b} + 10\epsilon_b \right) & \mu \leq 0.5 \\ 0.5 & \mu > 0.5 \end{cases} \quad (16)$$

2.3 放大系数

根据文献[11]换算长细比的乘法算法, 定义放大系数 K 为

$$K = \sqrt{\frac{P_e}{P_{cr}}} = \frac{\lambda^*}{\lambda} \quad (17)$$

式中: P_e 为欧拉临界力; P_{cr} 为稳定承载力。

如前所述, 乘法算法在实用性上的不足是没有给出剪切系数 μ 和放大系数 K 的显式表达式, 而是以图的形式给出。对文献[11]的图利用数据读取软件 GETDATE 得到 $K-\mu$ 的点值, 采用了多种函数进行拟合, 得到精度较高且表达简洁的 $K-\mu$ 关系式, 即

$$K = \sqrt{1 + 4\mu} \quad (18)$$

2.4 承载力结果对比

对于平缀管格构柱和斜缀条式格构柱, 两者最大的区别在于进行节间剪切变形计算时的受力机理假定不同, 这一区别直接体现为剪切系数 μ 的计算式不同。因此, 计算极限承载力时, 换算长细比采用本文提出的计算方法[式(16)和式(18)], 同时采用《钢管混凝土拱桥技术规范》(GB 50923—2013)[20]中的材料修正系数和稳定系数的计算式, 即

$$\varphi_1 = \begin{cases} 0.658 \lambda_n^{2.5} & \lambda_n \leq 1.5 \\ 0.877 / \lambda_n^2 & \lambda_n > 1.5 \end{cases} \quad (19)$$

$$\lambda_n = \frac{\lambda^*}{\pi} \sqrt{\frac{f_y A_{s0} + f_{ck} A_{c0} + A_{c0} \sqrt{\alpha f_y f_{ck}}}{E_s A_{s0} + E_c A_{c0}}} \quad (20)$$

$$\alpha = \frac{A_{s0}}{A_{c0}} \quad (21)$$

式中: λ_n 为相对长细比; f_y 为柱肢部分钢管的屈服强度; f_{ck} 为柱肢部分混凝土轴心抗压强度标准值; α 为钢管混凝土截面含钢率。

采用本文方法得到的计算值与试验值对比见图 1。图 1 结果显示, 本文得到极限承载力计算值总体上都小于试验值, 偏于安全。本文计算值 N_{uc4} 与试验值很接近, 比值 N_{ut}/N_{uc4} 的均值和方差分别为 1.052 和 0.028, 对比结果显示, 在保持足够精度的情况下, 本文计算方法简单实用。

图 6 给出了各组试件计算承载力 N_{uc4} 随着试件名义长细比 λ 的变化情况。由图 6 可知, 所有试件的承载力随着名义长细比 λ 的增大而减小, 对于 $\lambda < 30$ 的试件, 不同分肢长细比 λ_1 的试件承载力相同, 而对于 $\lambda \geq 30$ 的试件, 不同分肢长细比 λ_1 的试件承载力不相同。这说明在本文提出的计算方法中, λ 是影响试件承载力的主要参数, λ_1 只在一定长细比范围内对试件承载力产生一定的影响。该结论

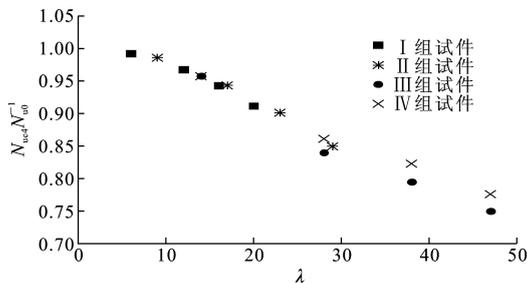


图6 极限承载力计算值与试验值的比较

Fig. 6 Comparisons of Ultimate Bearing Capacity Between Calculated and Test Results

与文献[10]试验结果一致,进一步说明本文计算方法的正确性。

3 结语

(1)中国现有的四肢钢管混凝土平级管格构柱换算长细比计算方法主要有3种,其中加法算法计算式简单明确,但过多考虑剪切变形的影响,特别是对于长细比较小的构件。乘法算法的计算公式和过程较复杂,实用性不足。

(2)钢缀板格构柱的剪切附加转角主要由柱肢和缀板的弯曲变形产生,而钢管混凝土平级管格构柱的剪切附加转角主要由缀板的弯曲变形和剪切变形产生,这2类结构截面组成和构造节点的差异是产生上述区别的主要原因。

(3)借鉴国外乘法算法的计算思路,在剪切系数计算式中采用考虑柱肢和缀板节点构造参数影响的简化剪切柔度计算式,并参考(斜缀条)格构柱已有的计算公式,拟合得到剪切系数 μ 和放大系数 K 的关系式。

(4)应用本文提出的换算长细比计算方法,采用GB 50923—2013中的计算钢管混凝土平级管格构柱的承载力。计算结果与试验结果的对比表明本文提出的计算方法简单实用且具有足够的精度。

参考文献:

References:

[1] 陈宝春. 钢管混凝土拱桥[M]. 2版. 北京:人民交通出版社,2007.
CHEN Bao-chun. Concrete Filled Steel Tubular Arch Bridges[M]. 2nd ed. Beijing: China Communications Press,2007.

[2] CHEN B C, WANG T L. Overview of Concrete Filled Steel Tube Arch Bridges in China[J]. Journal of Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2009,14(2):70-80.

[3] 陈宝春,刘福忠,韦建刚. 327座钢管混凝土拱桥的统计分析[J]. 中外公路,2011,31(3):96-103.
CHEN Bao-chun, LIU Fu-zhong, WEI Jian-gang. Statistical Analysis of 327 Concrete Filled Steel Tubular Arch Bridges[J]. Journal of China & Foreign Highway, 2011,31(3):96-103.

[4] YAN Q L, CHEN B C, MUT M, et al. Experimental Study on Eccentrically Loaded CFST Composite Stub Columns[C]//ASCCS. Proceedings of 10th International Conference on Advances in Steel Concrete Composite and Hybrid Structures. Singapore: AS-CCS, 2012:378-385.

[5] HUANG Y F, BRISEGHIELLA B, ZORDAN T, et al. Shaking Table Tests for the Evaluation of the Seismic Performance of an Innovative Lightweight Bridge with CFST Composite Truss Girder and Lattice Pier [J]. Journal of Engineering Structures, 2014(75):73-86.

[6] 陈宝春,晏巧玲,薛建阳. 钢管混凝土复合短柱轴压性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2016,37(5):82-91.
CHEN Bao-chun, YAN Qiao-ling, XUE Jian-yang. Experimental Study on Compressive Property of Concrete-filled Steel Tubular Hybrid Stub Columns[J]. Journal of Building Structures, 2016,37(5):82-91.

[7] GB 50936—2014, 钢管混凝土结构技术规范[S].
GB 50936—2014, Technical Code for Concrete Filled Steel Tubular Structures[S].

[8] JTG/T D65-06—2015, 公路钢管混凝土拱桥设计规范[S].
JTG/T D65-06—2015, Specifications for Design of Highway Concrete-filled Steel Tubular Arch Bridges [S].

[9] CECS 28:2012, 钢管混凝土结构技术规程[S].
CECS 28:2012, Technical Specification for Concrete-filled Steel Tubular Structures[S].

[10] 陈宝春,宋福春. 钢管混凝土平级管格构柱极限承载力试验研究[J]. 建筑结构学报,2009,30(3):36-44.
CHEN Bao-chun, SONG Fu-chun. Experimental Study on Ultimate Load-carrying Capacities of Concrete Filled Steel Tubular Battened Columns[J]. Journal of Building Structures, 2009,30(3):36-44.

[11] LIN F J, GLAUSER E C, JOHNSTON B G. Behavior of Laced and Battened Structural Members[J]. Journal of Structural Engineering, 1970, 96(7):1377-1401.

[12] 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. Structures of Concrete Filled

- Steel Tube[M]. 3rd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2014.
- [13] 陈 骥. 钢结构稳定:理论与设计[M]. 6版. 北京:科学出版社, 2014.
CHEN Ji. Stability of Steel Structures: Theory and Design[M]. 6th ed. Beijing: Science Press, 2014.
- [14] HASHEMI B H, JAFARI M A. Experimental Evaluation of Cyclic Behavior of Batten Columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 78: 88-96.
- [15] 陈宝春. 钢管混凝土拱桥实例集(一)[M]. 北京:人民交通出版社, 2002.
CHEN Bao-chun. Case Sets of Concrete Filled Steel Tubular Arch Bridges: The First Volume[M]. Beijing: China Communications Press, 2002.
- [16] 陈宝春. 钢管混凝土拱桥实例集(二)[M]. 北京:人民交通出版社, 2008.
CHEN Bao-chun. Case Sets of Concrete Filled Steel Tubular Arch Bridges: The Second Volume[M]. Beijing: China Communications Press, 2008.
- [17] 陈宝春, 欧智菁. 钢管混凝土偏压格构柱长细比影响试验研究[J]. 建筑结构学报, 2006, 27(4): 73-79.
CHEN Bao-chun, OU Zhi-jing. Experimental Study on Influence of Slenderness Ratio in Concrete Filled Steel Tubular Laced Columns Under Eccentric Compression[J]. Journal of Building Structures, 2006, 27(4): 73-79.
- [18] 陈宝春, 欧智菁. 四肢钢管混凝土格构柱极限承载力试验研究[J]. 土木工程学报, 2007, 40(6): 32-41.
CHEN Bao-chun, OU Zhi-jing. Experimental Study on the Ultimate Load Carrying Capacity of Four-tube Concrete Filled Steel Tubular Laced Columns [J]. China Civil Engineering Journal, 2007, 40(6): 32-41.
- [19] 陈宝春, 欧智菁. 钢管混凝土格构柱极限承载力计算方法研究[J]. 土木工程学报, 2008, 41(1): 55-63.
CHEN Bao-chun, OU Zhi-jing. Calculation Method for the Ultimate Load Carrying Capacity of Concrete-filled Steel Tubular Lattice Columns[J]. China Civil Engineering Journal, 2008, 41(1): 55-63.
- [20] GB 50923—2013, 钢管混凝土拱桥技术规范[S].
GB 50923—2013, Technical Code for Concrete-filled Steel Tube Arch Bridges[S].

《建筑科学与工程学报》2017年征订通知

《建筑科学与工程学报》是国家教育部主管,长安大学主办的权威学术期刊,秉承科学精神,以促进学术交流,推动科技进步,提高工程建设水平为宗旨,报道建筑结构、建筑材料、岩土工程、桥梁与隧道工程、地下建筑与基础工程、防灾减灾工程、城市规划、力学等领域的科研、设计、施工方面的最新研究成果与工程实践总结,优先报道国家级科学基金项目以及国内外重大工程项目产生的研究成果。目前为《中文核心期刊要目总览》收录期刊、中国科技论文统计源期刊,并被国内外十余种重要数据库收录。《建筑科学与工程学报》的主要读者对象为建筑科学与工程领域的科研人员、工程技术人员、大专院校师生及管理决策人员。

《建筑科学与工程学报》为双月刊,单月出版,大16开,128页,每期定价50元(含邮寄费),全年共300元,国内外公开发售,邮发代号:52-140,订阅时也可直接汇款至《建筑科学与工程学报》编辑部,欢迎国内外读者订阅!

网 址: <http://jace.chd.edu.cn>

地 址: 西安市南二环路中段长安大学内《建筑科学与工程学报》编辑部

邮 编: 710064(务请在附言栏内注明订购份数及年限期数)

电 话: (029)82334397

传 真: (029)82334536

Email: jzxb@chd.edu.cn