

任意内角多边形截面钢管混凝土约束区范围研究

耿付月, 刘勇, 宋玉香

(石家庄铁道大学 土木工程学院, 河北 石家庄 050043)

摘要:为研究任意内角多边形截面钢管混凝土约束区范围,采用钢管混凝土统一强度理论,以正方形、正八边形截面钢管混凝土为基础,运用钢管混凝土抗压强度计算公式,通过考虑多边形截面钢管混凝土宽厚比、钢材强度、混凝土强度等因素,得到了多边形截面钢管混凝土内角与非有效约束区边切角关系,通过拟合得到边切角与其对应内角计算式,并用正十六边形、矩形截面钢管混凝土进行验证。研究表明,钢管宽厚比大于30时,混凝土抛物线边切角与多边形内角呈线性关系。

关键词:多边形钢管混凝土;统一强度理论;混凝土约束区;抗压强度

中图分类号:TU398 **文献标志码:**A **文章编号:**2095-0373(2025)01-0077-07

0 引言

中国现阶段地面空间建设技术已日臻成熟,地面空间已不能满足中国城市发展需求,对地下空间的开发与利用显得更加紧迫与重要。为解决传统浅埋暗挖法施工的地下工程无法满足敏感区域毫米级变形的问题,将钢管混凝土在管幕预筑结构领域的应用进行拓展,提出了一种“管幕预筑拱形梁系结构”施工技术(见图1),此技术在隧道主体结构处土体开挖前就预先架设好拱肋,故能有效降低因施工而产生的沉降。此结构需要研究类矩形钢管混凝土的受弯承载力,而文献[1]及韩林海^[2]提出钢管混凝土受弯承载力与钢管混凝土轴心抗压强度 f_{sc} 有关,为得到类矩形截面钢管混凝土梁受弯承载力计算公式,需要得到多边形截面钢管混凝土轴心抗压强度设计值 f_{sc}' 。

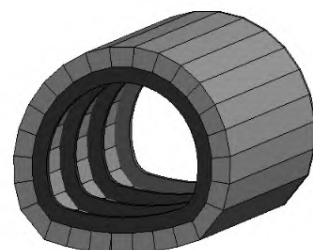


图1 管幕预筑拱形梁系结构

国内外学者对钢管混凝土轴心抗压承载能力的计算进行了许多研究,其中,文献[3]、文献[4]认为钢管混凝土的承载能力为混凝土与钢管承载能力的叠加;文献[5]将核心混凝土等效为钢材,再按钢结构的计算要求对结构整体进行计算;钟善桐^[6]通过引入约束效应系数,将钢管与混凝土作为一个整体考虑,即钢管混凝土统一理论,提出构件轴压承载力与约束效应系数呈二次抛物线关系,通过数值方法得到了其承载力;吴鹏等^[7]采用统一强度理论,将方钢管混凝土柱等效为截面面积和含钢率相等的圆钢管混凝土柱,并通过划分约束区,约束区抛物线边切角取 45° ,得到有效环向应力,计算钢管混凝土柱轴心承载力;詹界东等^[8]通过对比相同截面面积的圆形、方形钢管混凝土轴压试件试验结果,得到试件的截面形式对于试件极限承载力有一定影响,但整体影响不大。国内外学者对钢管混凝土受力性能的研究大都集中在正多边形截面钢管混凝土上,对非规则形状多边形钢管混凝土研究较少,且划分约束区大多采用MANDER et al^[9]提出的箍筋约束混凝土抛物线边切角 45° 。参考钟善桐^[6]提出的钢管混凝土统一理论思想,通过引入有效约束系数 K_e ,将任意多边形截面钢管混凝土转化为与其有效约束区面积大小相等且截面面积、含钢率也相等的圆形截面钢管混凝土,使用文献[1]中圆形截面钢管混凝土计算式计算任意多边形截

收稿日期:2024-10-30 责任编辑:车轩玉 DOI:10.13319/j.cnki.sjztdxzb.20240280

基金项目:国家重点研发计划子课题(2018YFC0808704-2)。

作者简介:耿付月(1999—),男,硕士研究生,研究方向为隧道及地下工程新技术与环境控制。E-mail:1160460298@qq.com

耿付月,刘勇,宋玉香.任意内角多边形截面钢管混凝土约束区范围研究[J].石家庄铁道大学学报(自然科学版),2025,38(1):77-83.

面钢管混凝土轴心抗压强度。

1 钢管混凝土约束效应产生机理及约束范围假定

钢管混凝土受压后,侧向压力随轴压增加而被动增加,由于泊松效应,受压变形将引起钢板和混凝土的侧向变形。一般而言,钢管屈服前泊松比 v_s 取 0.3;加载初期,混凝土裂缝发展缓慢,混凝土泊松比 v_c 可取 0.16~0.2。持续加载,钢管达到屈服后可视为塑性变形体积不可压缩,弹塑性泊松比取 0.3~0.5,不超过 0.5;混凝土因加载导致损伤增加,裂缝迅速发展,切向泊松比 v_c^t 增长迅速,将会超过 0.5,甚至 1.0,最终可增长为初始值的数十倍。钢管混凝土受轴向压力泊松比变化见图 2。当加载到一定阶段时,混凝土切向泊松比 v_c^t 会急速增加,超过钢管的泊松比,混凝土横向变形超过钢管横向变形,对钢管产生横向的挤压力,钢管因此会对混凝土产生约束力,但由于钢管对混凝土的约束作用并不是均匀分布的,钢管壁跨中位置刚度相较于角点位置刚度小,混凝土的横向变形会使钢管截面跨中位置钢管壁产生横向变形,此位置对混凝土的约束作用也会降低,而接近角点位置的钢管壁对混凝土的约束作用几乎无影响,因此混凝土会出现非有效约束区和有效约束区,分界线为二次抛物线,钢管混凝土约束范围见图 3(a)。

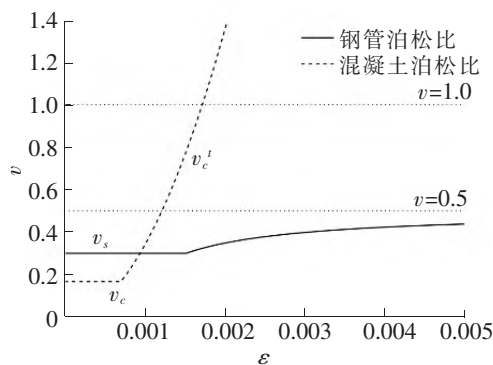


图 2 持续加载钢管与混凝土泊松比

对核心混凝土非有效约束区抛物线边切角的取值,大多学者参考 MANDER et al^[9] 提出的箍筋约束混凝土柱非有效约束区抛物线切角的取值,取 $\theta = 45^\circ$,且假设钢管对混凝土的约束效应与箍筋约束混凝土柱一致,从角点部分开始,忽略了角点部分与钢管壁跨中位置的刚度差对约束区范围的影响,与实际的约束区范围并不相符。

区别于文献[9]箍筋约束混凝土形式的约束区范围,可以假设荷载全部由有效约束区混凝土及钢管共同承担。参考周绪红等^[10]提出的约束区范围,核心混凝土承载后应力分布及简化后的核心混凝土约束区域范围见图 3(a),假设核心混凝土边长为 L_c ,钢管边长为 L ,钢管厚度为 t ,非有效约束区抛物线边切角为 θ ,假设抛物线起点、终点距角点距离为 $0.1L_c$,则非有效约束区长度为 $0.8L_c$ 。由约束区范围可得钢管对核心混凝土的约束力 P 分布见图 3(b)。

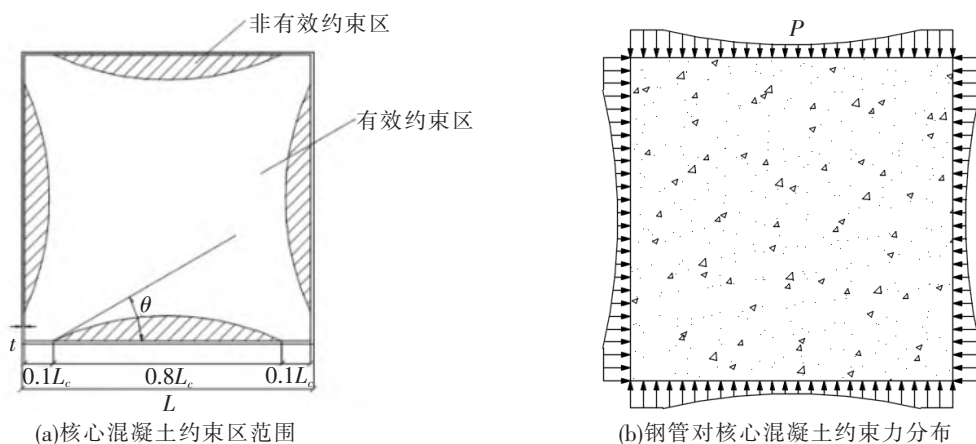


图 3 核心混凝土约束范围及钢管约束应力分布

2 钢管混凝土约束区范围确定

2.1 钢管混凝土有效约束系数及约束区面积

钢管混凝土受力后对混凝土产生约束作用,钢管对混凝土产生的约束效应系数为 ξ ,假设钢管混凝土

中核心混凝土有效约束区混凝土承担主要荷载,非有效约束区不承担或不考虑其承担荷载。因此引入有效约束系数 K_e ,消除非有效约束区的影响,将任意多边形截面钢管混凝土转化为与其核心混凝土有效约束区面积相等,且二者截面面积和含钢率也相等的圆形截面钢管混凝土,转化为圆形截面后的有效约束效应系数

$$\xi' = K_e \xi \quad (1)$$

$$\xi = \frac{A_s f_y}{A_c f_{ck}} = \alpha_{sc} \frac{f_y}{f_{ck}} \quad (2)$$

式中, ξ' 为钢管混凝土有效约束效应系数; ξ 为钢管混凝土约束效应系数; A_s 为钢管横截面面积; A_c 为核心混凝土横截面面积; f_y 为钢管屈服强度; f_{ck} 为混凝土轴心抗压强度标准值; α_{sc} 为构件含钢率。

核心混凝土有效约束系数 K_e 的表达式为

$$K_e = \frac{A_c - A_f}{A_c} = \frac{A_e}{A_c} \quad (3)$$

式中, A_e 为有效约束区混凝土面积; A_f 为非有效约束区混凝土面积。

正多边形截面钢管混凝土非有效约束区范围为抛物线,计算抛物线面积时,按阿基米德三角形计算,抛物线面积等于两切线与切点连线围成三角形的 $2/3$,则抛物线面积为

$$S_{\text{抛}} = \frac{2}{3} S_{\Delta} = \frac{L^2 \tan \theta}{6} \quad (4)$$

式中, L 为抛物线与两切线相切的两切点连线长。

因此正多边形截面钢管混凝土非有效约束区面积及边切角 θ 为

$$A_f = \frac{n(0.8L_c)^2 \tan \theta}{6} \quad (5)$$

$$\theta = \arctan \left(\frac{6A_f}{n(0.8L_c)^2} \right) \quad (6)$$

式中, n 为正多边形边数; L_c 为正多边形截面钢管混凝土核心混凝土边长。

2.2 钢管混凝土非有效约束区抛物线边切角公式计算方法

采用文献[6]的钢管混凝土统一理论,通过引入有效约束系数 K_e ,将多边形钢管混凝土等效为圆形钢管混凝土,通过式(4)及式(7),可得到核心混凝土非有效约束区抛物线边切角的计算公式。

文献[1]中,钢管混凝土抗压强度设计值为

$$f_{sc} = (1.212 + B\xi + C\xi^2)f_{ck} \quad (7)$$

式中, f_{sc} 为实心钢管混凝土抗压强度设计值; f_{ck} 为混凝土轴心抗压强度标准值; B 、 C 为截面形状对套箍效应的影响系数,按表1取值。

表1 截面形状对套箍效应的影响系数取值表

截面形式	B	C
实心圆形和正十六边形	$0.176f_y/213 + 0.974$	$-0.104f_c/14.4 + 0.031$
实心正八边形	$0.140f_y/213 + 0.778$	$-0.070f_c/14.4 + 0.026$
实心正方形	$0.131f_y/213 + 0.723$	$-0.070f_c/14.4 + 0.026$

注:矩形截面应换算成等效正方形截面进行计算,等效正方形的边长为矩形截面的长短边边长乘积的平方根。

钢管混凝土核心混凝土非有效约束区抛物线边切角计算过程如下:①利用式(2),计算得到正方形、正八边形截面钢管混凝土约束效应系数 ξ ;②将得到的 ξ 代入式(7),分别计算得到正方形及正八边形截面钢管混凝土抗压强度设计值 f_{sc} ;③为得到正方形、正八边形截面等效为圆形截面钢管混凝土后的有效约束效应系数 ξ' ,将计算得到的 f_{sc} 重新代入式(7),计算时 B 、 C 取圆形截面钢管混凝土轴心抗压承载力系数;④将 ξ' 代入有效约束系数计算式 $K_e = \xi'/\xi$,可反推得到 K_e 值;⑤将 K_e 代入式(3),得到正方形、正八边形截面钢管混凝土核心混凝土非有效约束区面积 A_f ;⑥将 A_f 代入式(6),即可得到正方形、正八边形截

面钢管混凝土非有效约束区抛物线边切角 θ ;⑦通过观察正方形、正八边形截面钢管混凝土非有效约束区抛物线边切角 θ 与其内角 α 关系,得到边切角计算公式,并通过正十六边形和矩形截面钢管混凝土对其进行验证。

正多边形截面钢管混凝土可视为任意多边形截面钢管混凝土的特殊情况,通过类比正多边形截面,得到任意内角多边形截面钢管混凝土边切角与内角关系。以任意内角的四边形截面钢管混凝土为例(见图4),核心混凝土4个边长分别为 a, b, c, d ,假设最长边为边 d ,角点两边抛物线起点距角点长度相同,各边减去部分均为最长边即抵抗横向变形最弱边的0.2倍。内角分别为 $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$,不同内角对应的抛物线边切角分别为 $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4$,任意内角多边形截面非有效约束区面积为

$$A_f = \sum_i^n \frac{2}{3} S_{\Delta i} = \frac{(L_i - 0.2L_{\max})^2 \tan \theta_i \tan \theta_{i+1}}{3(\tan \theta_i + \tan \theta_{i+1})}$$

(8)

式中, θ_i 为各内角对应核心混凝土非有效约束区抛物线边切角值; n 为多边形边数; L_i 为多边形任意边长; $L_{\max}$ 为多边形最长边。

3 钢管混凝土非有效约束区边切角计算式

3.1 正方形、正八边形截面边切角计算

根据钢管混凝土核心混凝土非有效约束区抛物线面积公式、抗压强度设计公式(式(5)、式(7)),可以推测核心混凝土非有效约束区抛物线边切角 θ 大小可能与钢管的钢材强度 f_y 、核心混凝土立方体强度 f_{cu} 、钢管混凝土边长 L 、钢管厚度 t 等变量有关,通过改变这些参数,观察正方形截面钢管混凝土非有效约束区抛物线边切角的变化规律。

按照边切角计算流程得到正方形截面及正八边形截面核心混凝土非有效约束区抛物线边切角 θ ,改变钢材强度 f_y 、混凝土强度 f_{cu} 及截面边长 L ,得到结果见表2。

表 2 改变不同参数得到的正方形、正八边形截面钢管混凝土抛物线边切角值

变量	$(L \times t)/\text{mm}$	f_y/MPa	f_{cu}/MPa	$\theta_{\text{正方形}}/(^{\circ})$	$\theta_{\text{正八边形}}/(^{\circ})$
f_y	400 × 5	235	30	31.586	48.756
	400 × 5	275	30	31.656	48.760
	400 × 5	315	30	31.723	48.769
	400 × 5	345	30	31.772	48.773
f_{cu}	400 × 5	235	36	31.671	48.787
	400 × 5	235	40	31.714	48.800
	400 × 5	235	46	31.764	48.820
	400 × 5	235	50	31.790	48.830
边长 L	300 × 5	235	30	31.779	48.744
	500 × 5	235	30	31.479	48.762
	650 × 5	235	30	31.384	48.787
	850 × 5	235	30	31.313	48.772

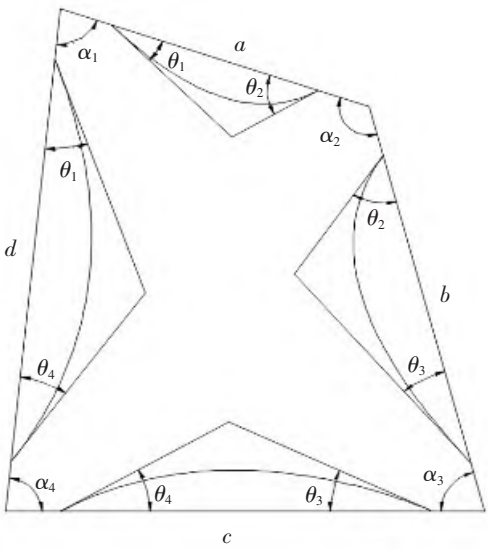


图 4 任意内角四边形核心混凝土

经过试算,在钢管宽厚比大于30时,正方形截面及正八边形截面非有效约束区抛物线切角与边的夹角、钢材强度、混凝土强度、边长关系不大,对正方形钢管混凝土非有效约束区抛物线边切角取均值,得到角度 $\theta_{\text{正方形}}=31.635^\circ$, $\theta_{\text{正八边形}}=48.78^\circ$ 。

3.2 多边形截面抛物线边切角计算式假设

经过对正方形及正八边形截面非有效约束区抛物线边切角的试算,可得到边切角在钢管宽厚比大于30时,抛物线边切角值并不会随着钢材强度 f_y 、混凝土强度 f_{cu} 和边长 L 变化而变化。正八边形截面边切角大于正方形截面边切角,可以得出可能与其内角大小有关。

正八边形内角与正方形内角大小比值为1.5,二者所得抛物线边切角比值为1.54,可以判断抛物线边切角与多边形内角为线性关系,可得到内角与边切角关系计算式

$$\theta = 0.38\alpha_{\text{内}} - 2.6 \quad (9)$$

式中, θ 为不同内角下,抛物线的边切角计算值; $\alpha_{\text{内}}$ 为多边形内角大小。

之后通过对正十六边形与矩形的抛物线边切角大小试算进行验证,可以确认边切角与多边形内角是否呈线性关系。

4 钢管混凝土非有效约束区边切角公式验证

由于文献[1]中仅有正方形及正八边形截面的计算公式的参数取值,正十六边形截面抗压强度设计值公式参数取值与圆形截面一致,矩形截面需等效为正方形截面,因此无法通过正十六边形、矩形截面钢管混凝土的公式反推出其非有效约束区抛物线边切角与其内角的关系,但可以利用得到的边切角公式得到正十六边形、矩形截面钢管混凝土的边切角值,然后通过下述过程对比使用边切角公式得到的轴压承载力 f_{sc}' 与直接通过式(7)计算得到的轴压承载力 f_{sc} ,若二者大小相近,则说明通过边切角公式计算任意内角多边形轴压承载力的方法是正确的,并且边切角公式正确,边切角与内角 α 呈线性关系。

验证过程如下:①通过式(7),计算得到正十六边形截面钢管混凝土轴心抗压强度设计值 f_{sc} ;②使用边切角计算公式得到的正十六边形截面钢管混凝土非有效约束区抛物线边切角 $\theta=57.25^\circ$,将 θ 代入式(5),得到正十六边形截面钢管混凝土非有效约束区面积 A_f ,将 A_f 代入式(3),则可得到有效约束系数 K_e ;③将 K_e 代入 $\xi'=K_e\xi$ 中,得到正十六边形截面钢管混凝土的有效约束效应系数 ξ' ;再将 ξ' 带入式(7),计算时取圆形截面钢管混凝土抗压强度设计值系数,得到等效为圆形截面后的钢管混凝土抗压强度设计值 f_{sc}' ;④取 f_{sc} 与 f_{sc}' 的比值,判断等效后的抗压强度设计值与公式计算的抗压强度设计值是否一致,则可以判断得到的边切角公式是否正确。

与正十六边形一致,矩形截面同样没有单独的抗压强度设计值公式系数,规范上将矩形等效为面积相等的正方形,使用正方形公式进行计算,设矩形截面钢管混凝土核心混凝土长为 b ,宽为 a ,则等效后的正方形截面边长为 $\sqrt{ab}$,之后用正方形截面公式计算得到 f_{sc} 。等效为圆形截面的计算方法与正十六边形的计算方法一致,计算得到 f_{sc}' ,同样得到 f_{sc} 与 f_{sc}' 的比值。按照正方形计算公式,但不将矩形截面边长等效为正方形截面边长,直接使用矩形截面计算得到 $f_{sc,z}$,同样与等效为圆形截面后得到的 f_{sc}' 相比,得到 $f_{sc,z}$ 与 f_{sc}' 的比值。需要注意的是,矩形截面非有效约束区角点两侧抛物线起点距角点长度相同,长度取最长边,即抵抗横向变形最弱边的0.2倍,矩形截面非有效约束区面积为

$$A_f = \frac{(a-0.2b)^2 \tan \theta + (0.8b)^2 \tan \theta}{3} \quad (10)$$

式中, a 为矩形截面核心混凝土宽; b 为矩形截面核心混凝土长; θ 为矩形截面核心混凝土非有效约束区抛物线边切角。

按照正十六边形钢管混凝土验证过程对正十六边形、矩形截面钢管混凝土进行验证。其中,矩形截面为方便计算及统计,假设长边为 L ,短边为 $L/2$ 。改变钢材强度 f_y 、混凝土强度 f_{cu} 及截面边长 L ,得到 f_{sc}/f_{sc}' 及 $f_{sc,z}/f_{sc}'$ 计算结果见表3。

表 3 正十六边形、矩形截面承载力验证

变量	变量参数			正十六边形截面			矩形截面				
	$(L \times t)/$ mm	$f_y/$ MPa	$f_{cu}/$ MPa	$f_{sc}/$ MPa	$f_{sc}'/$ MPa	$f_{sc}'/$ MPa	$f_{sc}/$ MPa	$f_{sc,z}/$ MPa	$f_{sc}'/$ MPa	$f_{sc}'/$ MPa	$f_{sc,z}'/$ MPa
f_y	800 × 5	275	30	25.999	25.784	1.008	32.915	33.435	32.848	1.002	1.018
	800 × 5	295	30	26.142	25.908	1.009	33.641	34.203	33.572	1.002	1.019
	800 × 5	345	30	26.513	26.231	1.011	35.518	36.189	35.443	1.002	1.021
	800 × 5	365	30	26.666	26.364	1.011	36.293	37.009	36.216	1.002	1.022
f_{cu}	800 × 5	235	40	33.844	33.665	1.005	39.602	40.035	39.550	1.001	1.012
	800 × 5	235	50	41.964	41.785	1.004	47.708	48.140	47.662	1.001	1.010
	800 × 5	235	60	50.084	49.905	1.004	55.819	56.249	55.776	1.001	1.008
	800 × 5	235	70	58.204	58.025	1.003	63.933	64.362	63.892	1.001	1.007
边长	800 × 5	235	30	25.724	25.545	1.007	31.505	31.942	31.445	1.002	1.016
	1 000 × 5	235	30	25.452	25.308	1.006	30.088	30.437	30.050	1.001	1.013
	1 200 × 5	235	30	25.270	25.151	1.005	29.139	29.431	29.113	1.001	1.011
	1 400 × 5	235	30	25.140	25.038	1.004	28.460	28.710	28.442	1.001	1.009

经过计算,正十六边形截面使用公式计算的承载力与等效为圆形截面后的承载力差距在 2% 以下, f_{sc}/f_{sc}' 的标准差为 0.030 675 867,离散系数为 0.030 479 515,收敛性良好。矩形截面等效为正方形截面使用公式计算的承载力与等效为圆形截面后的承载力差距在 1% 以下, f_{sc}/f_{sc}' 的标准差为 0.026 755 822,离散型系数为 0.026 718 497,收敛性良好。直接使用正方形公式计算的承载力与等效为圆形截面后的承载力差距在 3% 以下, $f_{sc,z}/f_{sc}'$ 的标准差为 0.037 826 02,离散系数为 0.037 307 415,收敛性良好。可判断多边形截面钢管混凝土非有效约束区边切角大小与其内角有关,边切角公式正确,并可应用于任意内角多边形截面约束区范围计算中。

5 结论

(1) 钢管混凝土核心混凝土非有效约束区抛物线边切角大小与其内角大小有关,且在钢管宽厚比大于 30 时,二者呈线性关系,计算式为 $\theta = 0.38\alpha_{\text{内}} - 2.6$ 。

(2) 任意内角多边形截面钢管混凝土可通过得到的边切角公式计算有效约束系数 K_e ,等效为与其核心混凝土有效约束区相等的圆形截面钢管混凝土,并使用文献[1]中圆形截面钢管混凝土计算式得到任意内角大小多边形截面钢管混凝土轴压强度设计值。

(3) 通过对比计算,得到等效后的圆形截面钢管混凝土轴心抗压强度与规范公式直接计算得到的正多边形轴向抗压强度几乎一致,收敛性良好,可推广到任意内角大小多边形截面钢管混凝土中。

通过上述结论可知,通过计算钢管混凝土非有效约束区边切角值,计算得到有效约束系数 K_e ,将任意内角多边形截面钢管混凝土等效为圆形截面钢管混凝土,可得到任意内角多边形截面钢管混凝土轴压承载力。

参 考 文 献

- [1] 哈尔滨工业大学. 钢管混凝土结构技术规范:GB 50936—2014[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2014.
- [2] 韩林海. 钢管混凝土结构:理论与实践[M]. 2 版. 北京:科学出版社,2007.
- [3] Recommendations for design and construction of concrete filled steel tubular structures[S]. Tokyo: Architectural Institute of Japan, 1997.
- [4] ENV1994-1-1—1992 Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures—Part 1-1: General rules and rules for building[S]. Brussels: British Standards Institution, 2004.
- [5] AISC load and resistance factor design specification for structural steel buildings[S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 1999.
- [6] 钟善桐. 钢管混凝土结构[M]. 3 版. 北京:清华大学出版社,2003.
- [7] 吴鹏,赵均海,李艳,等. 方钢管混凝土短柱轴压极限承载力研究[J]. 四川建筑科学研究,2013,39(3):8-13.

- [8] 詹界东,王奕开. 相同截面面积不同截面形式的钢管混凝土柱轴压性能[J]. 金属功能材料,2024,31(1):51-62.
- [9] MANDER J B, PRIESTLY M J N, PARK R. Theoretical stress-strain model for confined concrete[J]. Journal of Structural Engineering,1988,114(8):1807-1826.
- [10] 周绪红,甘丹,刘界鹏,等. 方钢管约束钢筋混凝土轴压短柱试验研究与分析[J]. 建筑结构学报,2011,32(2):68-74.

Study on the Range of Confinement Region of Concrete-filled Steel Tube with Arbitrary Inner Angle Polygon Section

GENG Fuyue, LIU Yong, SONG Yuxiang

(School of Civil Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang 050043, China)

Abstract: In order to study the range of confinement region of concrete-filled steel tube with arbitrary inner corner polygon section, the unified strength theory of concrete-filled steel tube was adopted. Based on the concrete-filled steel tube with square and regular octagonal sections, the calculation formula of compressive strength of concrete-filled steel tube in the specification was used. By considering factors such as the width-to-thickness ratio, steel strength and concrete strength of polygonal section concrete-filled steel tube, the relationship between the inner angle of polygonal section concrete-filled steel tube and the edge cutting angle of non-effective restrained zone was obtained. The calculation formula of edge cutting angle and its corresponding inner angle was obtained by fitting and verified by regular hexagon and rectangular section concrete-filled steel tube. The results show that when the width-to-thickness ratio of steel tube is greater than 30, the parabolic edge angle of concrete has a linear relationship with the inner angle of polygon.

Key words: polygonal concrete-filled steel tube; unified strength theory; confinement region of concrete; compressive strength

~~~~~  
(上接第 7 页)

**Abstract:** In existing research, cables are often considered as flexible components with uniformly distributed mass, but in actual engineering, there are also many single or multi-cable structures with concentrated masses. To study the impact of concentrated masses on the natural vibration characteristics of such structures and the applicability of the vibration frequency method for identifying cable forces in these structures, a mechanical model of a coupled cable structure with concentrated masses was first constructed. The frequency equation of the structure was derived through theoretical calculations. Then, vibration tests and finite element simulation analyses were conducted to verify the correctness of the theoretical derivation. Finally, the impact of concentrated masses on the natural vibration characteristics of the system was investigated, and the applicability of the vibration frequency method for measuring cable forces in such structures was discussed. The research results show that the natural vibration frequency of the cable structure is influenced by the concentration mass and its position. For multi-cable structures coupled with concentrated masses, the structural vibration characteristics exhibit both independence and coupling. In actual engineering, the main vibration order where the maximum deviation occurs can be determined by the position of the concentrated mass, and the deviation amplitude can be determined by the mass size. After controlling the deviation to meet engineering requirements, the vibration frequency method can be directly used for calculations.

**Key words:** cable strand system; concentrated mass; natural frequency; vibration frequency method