

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2025.002



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



填芯复合管桩抗弯承载力分析方法

余学奎^{1a}, 肖世国^{1a}, 吴兵^{1b,2}, 梁瑶²

(1. 西南交通大学 a. 土木工程学院; b. 地球科学与工程学院, 成都 610031; 2. 四川省交通勘察设计研究院有限公司, 成都 610017)

摘要:在预应力混凝土管桩(PHC管桩)内部填入普通钢筋混凝土形成填芯复合管桩结构,有利于提高管桩的抗弯承载力。针对这种复合管桩结构,基于桩体截面静力平衡,推导出复合管桩的抗弯承载力计算公式,基于桩体内外圈分界处的应变差异性,修正现行规范中适于矩形桩截面的等效矩形应力图系数,形成适于圆形截面填芯复合管桩的应力图系数计算方法。结果表明:抗弯承载力理论计算公式能得到与试验吻合较好的结果;配筋率、张拉应力等均对桩体抗弯承载力有显著影响,抗弯承载力随内圈配筋率的增大非线性增大,随张拉应力的增大线性减小,各主要影响因素敏感性排序为外径>外圈配筋率>壁厚>内圈配筋率>张拉应力;内圈配筋率为1%、3%时,填芯部分可使桩体抗弯承载力分别提高约10%~26%、26%~68%;填芯部分补强作用的主要原因在于强化了桩体极限状态,降低截面中和轴高度,促使外圈抗弯作用占比大幅提升至73%~83%。

关键词:填芯复合管桩;抗弯承载力;应变差;应力图系数

中图分类号: TU473.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 2096-6717(XXXX)XX-0001-13

Analysis method for bending capacity of single core-filled composite pipe pile

YU Xuekui^{1a}, XIAO Shiguo^{1a}, WU Bing^{1b,2}, LIANG Yao²

(1a. School of Civil Engineering; 1b. Faculty of Geosciences and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, P. R. China; 2. Sichuan Communication Surveying & Design Institute Co., Ltd., Chengdu 610017, P. R. China)

Abstract: The core-filled composite pipe pile is composed of the prestressed high-intensity concrete pipe pile (PHC pile) and ordinary reinforced concrete inside it, which can be helpful to enhance the bending resistance of the pipe pile. For the new composite pile, the calculation formula of the total bending capacity is derived according to static equilibrium conditions of the pile cross-section. Based on the strain difference at the interface between the inner circular and outer ring areas of the pile, the equivalent rectangular stress diagram coefficients in the current specification suitable for rectangular cross-section are improved. So, the computation method of the stress diagram coefficients suitable for the composite pile with circular cross-section are established. The

收稿日期: 2024-09-06

基金项目: 四川省交通勘察设计研究院有限公司资助科技项目(232022005);国家自然科学基金(51578466)

作者简介: 余学奎(2000-),男,主要从事边坡加固与基础工程研究, E-mail: 2598007042@qq.com.

肖世国(通信作者),男,教授、博导, E-mail: xiaoshiguo@swjtu.cn.

Received: 2024-09-06

Foundation items: Construction S & T Project of Sichuan Communication Surveying & Design Institute Co., Ltd. (No. 232022005); National Natural Science Foundation of China (No. 51578466)

Author brief: YU Xuekui (2000-), main research interests: slope reinforcement and foundation engineering, E-mail: 2598007042@qq.com.

XIAO Shiguo (corresponding author), professor, doctoral supervisor, E-mail: xiaoshiguo@swjtu.cn.

research results show that the results obtained using the proposed theoretical formula agree well with the tests. The pile bending capacity is obviously influenced by the inner reinforcement ratio and tension stress on the prestressed reinforcements. The bending capacity increases nonlinearly with the reinforcement ratio and decreases linearly with the increase of the tension stress. The sensitivity of the bending capacity to main factors follows the order: outer diameter > outer reinforcement ratio > ring thickness > inner reinforcement ratio > tension stress. The core filling can improve the pile bending capacity by 10%-26% and 26%-68% under the inner reinforcement ratio 1% and 3%, respectively. The reason for reinforcing effect of core filling is that the filling can strengthen the limit state and reduce the height of neutral axis on the cross-section, which leads to the significant increase of the bending resistance ratio of the outer ring up to 73%-83%.

Keywords: core-filled composite pipe piles; bending capacity; strain difference; stress diagram coefficients

预应力高强度混凝土管桩(PHC)是采用先张预应力离心成型工艺制成的预制高强混凝土桩,因具有竖向承载力高、施工耗时短、造价低等优点,广泛应用于地基处理、边坡防护、基坑支护等工程中^[1]。然而,尽管PHC管桩在主要用于抗压的桩基工程中表现良好,但其作为预制空心结构,仍存在抗弯与抗剪性能不足、延性较差等缺点^[2],在侧向受荷条件下,有时会出现因管桩破坏而导致整个工程结构失效的问题。因此,研究PHC管桩的侧向荷载抵抗能力具有重要意义。

为解决工程要求较高时管桩承载性能和延性不足的问题,相关学者^[3-4]提出了“新型混合配筋预应力混凝土管桩结构”的概念,即在管桩中设置一定数量的非预应力钢筋,以改善管桩的抗弯性能。陈刚等^[5]、Ren等^[6]、周家伟等^[7]利用预应力钢绞线和普通钢筋混合配筋,Wu等^[8]利用预应力钢棒和GFRP筋混合配筋,均通过PHC管桩的抗弯抗剪试验发现,其可改善PHC管桩的侧向承载性能。杜新喜等^[9]基于截面面积和惯性矩相等,将环形截面等效成工字形截面,结合试验和数值模拟,推导了简化的混合配筋PHC管桩抗弯计算公式。朱俊涛等^[10]提出了对预应力钢棒和普通热轧钢筋施加不同张拉应力的一种变预应力混合配筋混凝土管桩结构,可进一步提高管桩的延性性能。

已有研究表明,混合配筋PHC管桩结构对管桩的承载性能和延性均有提升,但此种结构对配筋要求较高,在受限于钢筋间距要求的情况下无法继续提高性能,小直径管桩此问题尤为突出。为解决这个问题,针对在PHC管桩内部后浇钢筋混凝土形成后期加强的填芯复合管桩结构,配合桩尖打入式施工使PHC管桩嵌入地层,其空心部分填充补强也是一种方法,相关学者对此开展了一些研究。宋寅等^[11]推导了中和轴处于桩芯内外的计算公式,唐孟雄等^[12]提出了基于《混凝土结构设计标准》(GB/T 50010—2010)(2024年版)的计算公式,但存在公式

系数不明确的问题。郑刚等^[13]对填芯管桩的抗剪性能进行了理论及试验研究,并综合考虑剪跨比、配筋率、截桩等因素提出了抗剪承载力建议公式。Han等^[14]通过试验研究了填芯混凝土和剪切环对桩体抗剪承载力的贡献。Du等^[15]采用填芯加固和填芯加筋混合加固两种方法,对预设裂缝空心梁加固后的弯曲性能进行试验研究,表明填芯加固和混合加固分别提升了3.9%和33.7%的抗弯承载能力。Bang等^[16-17]研究了填充混凝土和钢筋的PHC管桩的延性抗弯破坏行为,通过试验确定了改善PHC管桩延性和抗弯性能的可能性。

对于由外圈PHC管桩和内圈普通钢筋混凝土构成的填芯复合管桩结构,以往研究已证明其侧向承载性能会有所提高,但大多直接体现在试验研究方面;已有的相关抗弯承载力计算公式或未明确公式中的系数,或表达式过于复杂而不便操作;此外,桩体结构的外圈预制部分和内圈填芯部分的受力联系并未解释清楚。鉴于此,笔者针对此类填芯复合管桩结构,基于结构的受力分析模型,对单桩抗弯承载力进行理论推导,探讨混凝土等效矩形应力图系数的合理取值,进而建立相应的抗弯承载力计算公式。

1 分析模型

PHC管桩的抗弯承载力往往由各部分材料贡献的抗弯承载力叠加得出^[10],填芯复合管桩作为其补强结构,抗弯承载力计算原理类似,但内外圈的新旧混凝土存在时间和空间上的差异。因此,对于填芯复合管桩,内圈普通钢筋混凝土与外圈预应力高强钢筋混凝土的力学性质不同,二者在其界面处存在应变(或应力)差异,但应满足位移一致性,从而其抗弯承载力计算需要重点考虑管桩内外圈的基于应变差异的位移协调性。

对于填芯复合管桩,如图1所示, ϵ_{cu} 、 ϵ_p 分别为高强混凝土极限压应变、预应力筋受拉屈服应变,在

预应力筋的张拉应力 σ_{con} 作用下,管桩外圈环形截面存在着混凝土有效应力 σ_{pc} 和除去预应力损失的钢筋应力 σ_{p0} ,此时高强混凝土和预应力筋分别产生了初始压应变 ε_{pc} 和拉应变 ε_{p0} ;对于管桩填芯部分,由后浇普通钢筋混凝土构成,普通混凝土和钢筋并无初始应变,新旧混凝土交界处存在应变差。

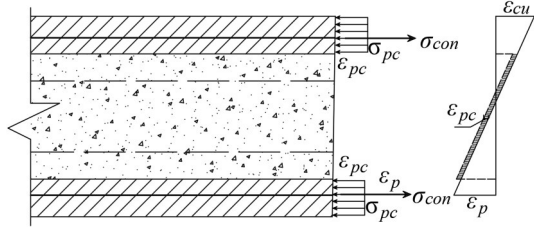


图1 内外圈截面分析模型

Fig.1 Cross-section analysis of inner and outer ring

基于填芯复合管桩截面应变差分析模型,填芯复合管桩内外圈的新旧混凝土考虑应变差时仍然满足协调变形,在PHC管桩的抗弯承载力计算基础上,可以进一步通过叠加原理采用各部分材料提供的抗弯承载力进行填芯复合管桩的抗弯承载力计算。

为进一步简化分析问题,作如下基本假定:

1) 外圈环形和内圈圆形截面均满足平截面假定;

2) 纵向钢筋(预应力筋、普通钢筋)等效为面积相等的钢环;

3) 混凝土极限压应变取为 $0.003^{[9]}$,且忽略受拉区混凝土的抗拉作用;

4) 根据《混凝土结构设计标准》(GB/T 50010—2010)(2024年版),混凝土本构模型采用理想弹塑性模型,普通钢筋和预应力筋均采用弹塑性的双直线模型,并采用规范规定的强度设计值。

5) 由于生产、运输和施工等条件制约,单桩长度受限,在施工中有时需进行管桩对接,通常采用机械连接、焊接连接或组合式接桩,接桩节点处极限弯矩应不低于桩身极限弯矩^[18-19]。

2 公式推导

填芯复合管桩由高强混凝土、普通混凝土、预应力筋、普通钢筋等4种材料构成,桩体的抗弯承载力也由这4部分共同提供。基本分析思路为:基于桩身横截面的应变与应力分布一般特征,可得到各材料受力区相应的圆心角范围,于是,桩身截面轴力由此圆心角范围内的应力与面积乘积求得,弯矩则由此圆心角范围内的应力、面积、力臂的乘积求得。具体可分为混凝土与钢筋两部分的承载力计算,分别论述如下。

2.1 混凝土部分的承载力计算

桩体外圈高强混凝土受压区为具有水平边界的环形截面,实际微元面积计算较为复杂,为简化计算,按面积相等原则将其近似等效为具有径向边界的环形截面,这里简称为扇形环状受压区,如图2所示。由于实际管桩的外圈厚度较小(≤ 150 mm)^[20],这种近似等效简化的误差一般不大。

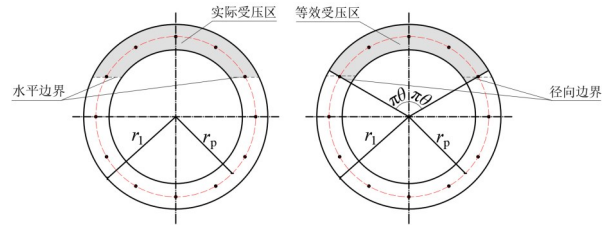


图2 环形截面受压区的等效简化

Fig.2 Equivalently simplified zone for compressive annular cross-section

设桩体外圈环形截面的总面积为 A_1 (mm²),则沿圆周方向其扇形微元圆心角 $d(\pi\theta)$ 相应的面积 dA_1 为

$$dA_1 = A_1 \frac{d(\pi\theta)}{2\pi} = \frac{A_1}{2} d\theta \quad (1)$$

对于内圈填芯部分,其受压区的局部圆形面积可采用水平微条法分割计算,如图3所示。

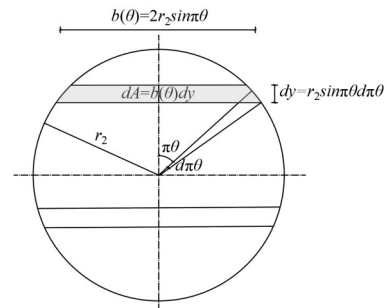


图3 圆形截面条分方式

Fig.3 Slicing mode of circular cross-section

桩体内圈圆形截面的总面积为 A_2 (mm²),则内圈受压区的微条面积 dA_2 为

$$dA_2 = 2r_2^2 \sin^2(\pi\theta) d(\pi\theta) \quad (2)$$

外圈环形截面的高强混凝土和内圈圆形截面的普通混凝土截面应力与应变分布如图4所示。其中,对于满足理想弹塑性本构模型的混凝土而言,其应力分布一般为抛物线形,为简化计算,可按分布面积相等原则将其等效为矩形^[10],即形成等效矩形应力图(高强混凝土 α_1, β_1 、普通混凝土 α_2, β_2)。 f_{c1}, f_{c2} 分别为高强、普通混凝土抗压强度值(N/mm²), $\alpha_1 f_{c1}, \alpha_2 f_{c2}$ 分别为外圈高强混凝土、内圈普通混凝土的矩形应力图的应力值(N/mm²); $\beta_1 x_{cu}, \beta_2 x_{cu}$ 为相应的矩形应力图分布高度, r_1, r_2 分别为环形截

面外、内半径, t 为管桩壁厚, r_p 为预应力筋圆环分布圆半径, x_{cu} 、 x_{tu} 、 x_u 分别为外圈中和轴至受压区外边缘、内圈中和轴至其圈壁处、内圈中和轴至受压区上边缘距离, 各几何变量单位均为 mm。对于填芯复合管桩, 外圈预制部分与内圈填芯部分在其界面处存在应变差, 但仍需满足位移协调性, 因此, 外圈与内圈的中和轴位置存在差异, 相对于外圈, 内圈的中和轴有所上移, 即, 图 4(a)、(b) 中内、外圈的上下部面积大小并不一致。

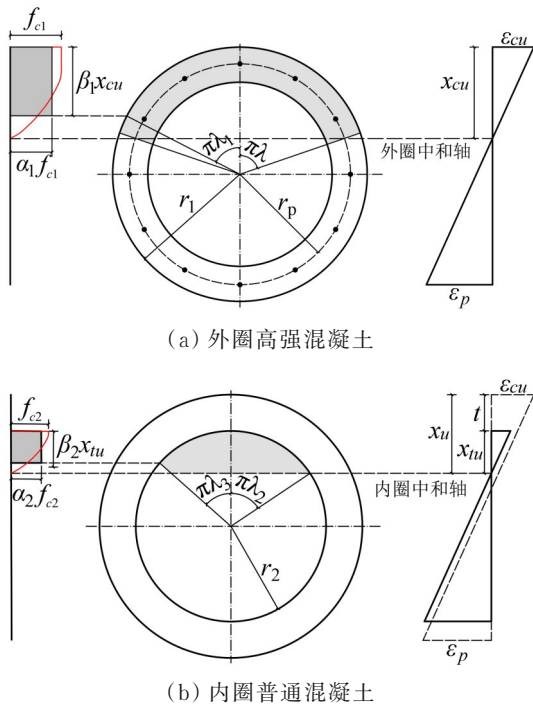


图 4 高强混凝土和普通混凝土的应力与应变分布

Fig.4 Stress and strain distributions of high-strength and ordinary concrete

确定填芯复合管桩的桩身截面混凝土部分和钢筋部分的圆心角是计算桩身承载力的基本环节。其中, 混凝土部分相应的圆心角在图 4 中示意出, λ 、 λ_1 、 λ_2 、 λ_3 分别为外圈中和轴、高强混凝土等效受压区、内圈中和轴、普通混凝土等效受压区对应的无量纲圆心角系数, 由三角函数变换即可求出, 各相应的圆心角计算式汇总见表 1。

忽略受拉区混凝土的抗拉作用, 则根据应变与

表 1 桩身截面混凝土部分的圆心角计算式

Table 1 Calculation formula of center angle of concrete on pile cross-section

参数定义	圆心角
外圈中和轴	$\lambda = \pi^{-1} \arccos [(r_2 - x_{cu})/r_p]$
高强混凝土等效受压区	$\lambda_1 = \pi^{-1} \arccos [(r_2 - \beta_1 x_{cu})/r_p]$
内圈中和轴	$\lambda_2 = \pi^{-1} \arccos [(r_1 - x_{tu})/r_1]$
普通混凝土等效受压区	$\lambda_3 = \pi^{-1} \arccos [(r_1 - \beta_2 x_{tu})/r_1]$

应变分布图、圆心角、面积可得到外圈高强混凝土和内圈普通混凝土受压区提供的抗力分别为

$$\begin{cases} N_{c1} = \int_0^{\lambda_1} \alpha_1 f_{c1} dA_1 = \lambda_1 \alpha_1 f_{c1} A_1 \\ N_{c2} = \int_0^{\lambda_3} \alpha_2 f_{c2} dA_2 = \lambda_3 \alpha_2 f_{c2} A_2 \left(1 - \frac{\sin 2\pi\lambda_3}{2\pi\lambda_3}\right) \\ M_{c1} = \int_0^{\lambda_1} \alpha_1 f_{c1} \frac{r_1 + r_2}{2} \cos(\pi\theta) dA_1 = \\ \quad \alpha_1 f_{c1} A_1 (r_1 + r_2) \frac{\sin(\pi\lambda_1)}{2\pi} \\ M_{c2} = \int_0^{\lambda_3} \alpha_2 f_{c2} r_2 \cos(\pi\theta) dA_2 = \frac{2}{3} \alpha_2 f_{c2} A_2 r_2 \frac{\sin^3(\pi\lambda_3)}{\pi} \end{cases} \quad (3)$$

式中: N_c 分别为混凝土的轴力, N; M_c 为混凝土的弯矩, N·mm; 下标 1、2 分别代表外圈、内圈截面。

2.2 钢筋部分的承载力计算

外圈预应力筋和内圈普通钢筋都等效为钢环, 与高强混凝土环形截面计算同理, 预应力筋和普通钢筋面积分别为 A_p 、 A_s , mm², 则扇形微元面积为

$$dA_p = A_p \frac{d(\pi\theta)}{2\pi} = \frac{A_p}{2} d\theta \quad (4)$$

$$dA_s = A_s \frac{d(\pi\theta)}{2\pi} = \frac{A_s}{2} d\theta \quad (5)$$

钢筋部分横截面应力与应变分布如图 5 所示。实际上, 在不同圆心角情况下, 预应力筋和普通钢筋的应力、应变分布模式应有所不同。随着外圈中和轴与内圈中和轴位置的改变, 受拉屈服应力区并非始终存在。当中和轴上移到一定位置时, 受拉区只有未屈服的三角形受拉应力区; 当中和轴下移到一定位置时, 受压区也可能仅有未屈服的三角形受压应力区。图 5 中, 预应力筋和普通钢筋均考虑了屈服区的矩形应力分布和未屈服区的三角形应力分布; 预应力筋处于消压状态, 预应力筋内力 $\sigma_{p0} A_p$ 在整个截面的内力平衡方程中呈现。其中, f'_{py} 、 f_{py} 、 f'_y 、 f_y 分别为预应力筋的抗压、抗拉强度和普通钢筋的抗压、抗拉强度, N/mm²; 相应的钢筋应变由 ϵ 加下标表示, r_s 为普通钢筋圆环分布圆半径, mm。

钢筋内力计算中对应的圆心角范围在图 5 中已给出, 随着中和轴位置的变化, 预应力筋和普通钢筋的受压屈服或受拉屈服矩形应力区并不一定始终存在 (当中和轴位置过高或过低时, 预应力筋或普通钢筋会出现全截面受压或受拉状态, 导致相对应的另一侧受力区的内力为 0), 故以虚线表示。其中, λ_4 、 λ_5 、 λ_6 、 λ_7 分别为预应力筋受压屈服点、预应力筋受拉屈服点、普通钢筋受压屈服点、普通钢筋受拉屈服点对应的无量纲圆心角系数, 由三角函数变换即可求出, 各圆心角计算式见表 2 所示。

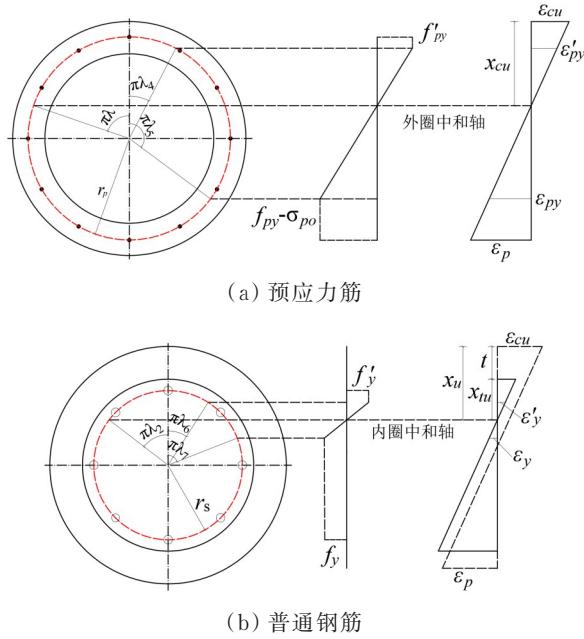


图5 预应力筋和普通钢筋的应力与应变分布

Fig.5 Stress and strain distributions of prestressed and ordinary reinforcements

$$\begin{cases} N_{pc} = 2 \left(\int_0^{\lambda_4} f'_{py} dA_p + \int_{\lambda_4}^{\lambda} \sigma_{pi} dA_p \right) = (\lambda_4 + n_{pc}) f'_{py} A_p \\ M_{pc} = 2 \left(\int_0^{\lambda_4} f'_{py} r_p \cos(\pi\theta) dA_p + \int_{\lambda_4}^{\lambda} \sigma_{pi} r_p \cos(\pi\theta) dA_p \right) = f'_{py} A_p r_p \frac{\sin \pi \lambda_4 + m_{pc}}{\pi} \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} N_{pt} = 2 \left(\int_{\lambda}^{\lambda_5} \sigma_{pi} dA_p + \int_{\lambda_5}^1 (f_{py} - \sigma_{p0}) dA_p \right) = (n_{pt} + 1 - \lambda_5) (f_{py} - \sigma_{p0}) A_p \\ M_{pt} = 2 \left(\int_{\lambda}^{\lambda_5} \sigma_{pi} r_p \cos \pi\theta dA_p + \int_{\lambda_5}^1 (f_{py} - \sigma_{p0}) r_p \cos \pi\theta dA_p \right) = (f_{py} - \sigma_{p0}) A_p r_p \frac{m_{pt} - \sin \pi \lambda_5}{\pi} \end{cases} \quad (7)$$

式中: N_{pc} 、 N_{pt} 分别为预应力筋受压区、受拉区轴力, N; M_{pc} 、 M_{pt} 分别为预应力筋受压区、受拉区弯矩, N·mm; σ_{pi} 为预应力筋未屈服的三角形分布的受压区、受拉区的应力, N/mm², 根据应力与应变分布图的相似三角形求得, 如式(8)所示。

$$\sigma_{pi} = \begin{cases} \frac{f'_{py} x_{cu} - r_1 + r_p \cos \pi\theta}{x_{cu} f'_{py} / (\epsilon_{cu} E_s)} & \lambda_4 < \theta < \lambda \\ (f_{py} - \sigma_{p0}) \frac{r_1 - r_p \cos \pi\theta - x_{cu}}{x_{cu} f_{py} / (\epsilon_{cu} E_s)} & \lambda < \theta < \lambda_5 \end{cases} \quad (8)$$

类似于预应力钢筋等效方法, 普通钢筋也等效成环形钢环截面, 则普通钢环未屈服的两段三角形分布的应力 σ_{si} (N/mm²) 表达式见式(9)。

$$\sigma_{si} = \begin{cases} \frac{f'_y x_u - r_2 + r_s \cos \pi\theta}{x_{cu} f'_y / (\epsilon_{cu} E_s)} & \lambda_6 < \theta < \lambda \\ \frac{f'_y r_2 - x_u - r_s \cos \pi\theta}{x_{cu} f'_y / (\epsilon_{cu} E_s)} & \lambda < \theta < \lambda_7 \end{cases} \quad (9)$$

普通钢筋受压区、受拉区的抗力分别为各自的矩形应力屈服区域和三角形应力未屈服区域的预应力筋应力与面积、力臂积分求得, 如式(10)~(11)

表2 桩身截面钢筋部分的圆心角计算式

Table 2 Calculation formula of center angle of reinforcements on pile cross-section

参数定义	圆心角
预应力筋等效钢环受压区 $\lambda_4 = \pi^{-1} \arccos \frac{r_1 - [1 - f'_{py} / (\epsilon_{cu} E_s)] x_{cu}}{r_p}$	
预应力筋等效钢环受拉区 $\lambda_5 = \pi^{-1} \arccos \frac{r_1 - [1 + f_{py} / (\epsilon_{cu} E_s)] x_{cu}}{r_p}$	
普通钢筋等效钢环受压区 $\lambda_6 = \pi^{-1} \arccos \frac{r_2 - x_u + f'_y x_{cu} / (\epsilon_{cu} E_s)}{r_s}$	
普通钢筋等效钢环受拉区 $\lambda_7 = \pi^{-1} \arccos \frac{r_2 - x_u - f'_y x_{cu} / (\epsilon_{cu} E_s)}{r_s}$	

预应力筋受压区、受拉区的抗力均为各自的矩形应力屈服区域和三角形应力未屈服区域的预应力筋应力与面积、力臂积分求得, 如式(6)~(7)所示。

所示。

$$\begin{cases} N_{sc} = 2 \left(\int_0^{\lambda_6} f'_y dA_s + \int_{\lambda_6}^{\lambda_7} \sigma_{si} dA_s \right) = (\lambda_6 + n_{sc}) f'_y A_s \\ M_{sc} = 2 \left(\int_0^{\lambda_6} f'_y r_s \cos \pi\theta dA_s + \int_{\lambda_6}^{\lambda_7} \sigma_{si} r_s \cos \pi\theta dA_s \right) = f'_y A_s r_s \frac{\sin \pi \lambda_6 + m_{sc}}{\pi} \end{cases} \quad (10)$$

$$\begin{cases} N_{st} = 2 \left(\int_{\lambda_7}^{\lambda} \sigma_{si} dA_s + \int_{\lambda}^1 f'_y dA_s \right) = (1 - \lambda_7 + n_{st}) f'_y A_s \\ M_{st} = 2 \left(\int_{\lambda_7}^{\lambda} \sigma_{si} r_s \cos \pi\theta dA_s + \int_{\lambda}^1 f'_y r_s \cos \pi\theta dA_s \right) = f'_y A_s r_s \frac{m_{st} - \sin \pi \lambda_7}{\pi} \end{cases} \quad (11)$$

式中: N_{sc} 、 N_{st} 分别为普通钢筋受压区、受拉区轴力, N; M_{sc} 、 M_{st} 分别为普通钢筋受压区、受拉区弯矩, N·mm。

2.3 桩体承载力计算公式

进一步由桩体截面静力平衡关系,可得填芯管桩正截面抗弯承载力计算表达式为

$$N \leq \lambda_1 \alpha_1 f_{c1} A_1 + \lambda_3 \alpha_2 f_{c2} A_2 \left(1 - \frac{\sin 2\pi\lambda_3}{2\pi\lambda_3}\right) + (\lambda_4 + n_{pc}) f_{py}' A_p - (n_{pt} + 1 - \lambda_5) (f_{py} - \sigma_{p0}) A_p - \sigma_{p0} A_p + (\lambda_6 + n_{sc}) f_y' A_s - (1 - \lambda_7 + n_{st}) f_y A_s \quad (12)$$

$$M \leq \alpha_1 f_{c1} A_1 (r_1 + r_2) \frac{\sin \pi\lambda_1}{2\pi} + \frac{2}{3} \alpha_2 f_{c2} A_2 r_2 \frac{\sin^3 \pi\lambda_3}{\pi} + f_{py}' A_p r_p \frac{\sin \pi\lambda_4 + m_{pc}}{\pi} + (f_{py} - \sigma_{p0}) A_p r_p \frac{\sin \pi\lambda_5 - m_{pt}}{\pi} + f_y' A_s r_s \frac{\sin \pi\lambda_6 + m_{sc}}{\pi} + f_y A_s r_s \frac{\sin \pi\lambda_7 - m_{st}}{\pi} \quad (13)$$

式中: N 为管桩正截面轴力, N ; M 为管桩正截面弯矩, $N \cdot \text{mm}$; n_{pc} 、 n_{pt} 、 n_{sc} 、 n_{st} 分别为受压预应力筋、受拉预应力筋、受压普通钢筋、受拉普通钢筋相关的轴力无量纲系数, m_{pc} 、 m_{pt} 、 m_{sc} 、 m_{st} 分别为相关的弯矩无量纲系数。

在某些复杂环境下(如:软弱地基等),管桩可能承受附加轴力 N_a (如:负摩阻力产生的下拉荷载)和力矩 M_a (如:上部结构传来),根据静力平衡条件,此时只需在式(12)、(13)右侧分别增加 N_a 与 M_a ,其余算法同前,不再赘述。

3 公式系数计算

3.1 等效矩形应力图系数

目前对于PHC管桩(空心)抗弯承载力公式,均基于矩形截面的等效矩形应力图系数推导得出^[10]。其中,对于C80高强混凝土的PHC管桩,现行标准对等效矩形应力图系数 α_1 、 β_1 分别取为 0.94、0.74 以近似计算,但这与环形截面的实际不符。对于环形截面,远离中和轴的混凝土应变、应力大而应力面积小,靠近中和轴的混凝土应变、应力小而应力面积大,相关系数受中和轴位置影响很大。因此,在满足静力平衡条件下,需进行环形截面和圆形截

面的混凝土等效矩形应力图系数计算^[21-23]。

3.1.1 内圈等效矩形应力图系数

图6为内圈等效应力图。其中,内圈普通混凝土的实际非均匀应力分布区高度为 x_{tu} 、最大宽度为 f_{c2} ,其等效矩形应力区高度为 $\beta_2 x_{tu}$ 、宽度为 $\alpha_2 f_{c2}$ 。以内圈中和轴为圆点,向受压区上边缘为正方向,由平截面假定,有

$$k = \frac{x_i}{\epsilon_i} = \frac{x_{tu}}{\epsilon_{tu}} = \frac{x_{cu}}{\epsilon_{cu}} = \frac{x_c}{\epsilon_c} \quad (14)$$

式中: k 为截面曲率, ϵ_i 为 x_i 处相对应的压应变, x_c 为外圈中和轴至外圈内壁的距离, mm ; ϵ_c 为 x_c 处相对应的压应变,其余符号同样含义。

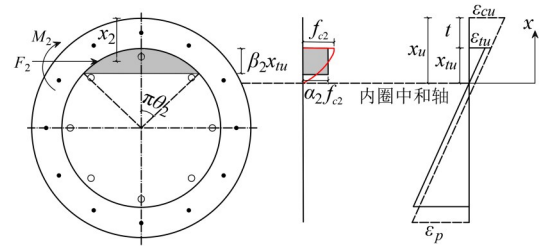


图6 内圈等效应力图

Fig.6 Equivalent stress mode of the inner circular area

位于位置 i 处的圆形截面条分矩形块的面积表达式为

$$dA_i = b dx = 2 \sqrt{(x_i - x)(2r_2 - x_i + x)} dx = 2k^2 \sqrt{(\epsilon_i - \epsilon)(2r_2/k - \epsilon_i + \epsilon)} d\epsilon \quad (15)$$

填芯管桩外圈混凝土压应变范围为 $0 \sim \epsilon_{cu}$,内圈圆形截面也满足变形协调的假定,但需要考虑到外圈内壁处后浇混凝土与外圈预应力混凝土存在初始应变 ϵ_{pc} 的应变差,同时内圈混凝土压应变范围为 $0 \sim \epsilon_{tu}$,而非极限压应变 ϵ_{cu} ,因而不能简单地采取现行标准的等效矩形应力图系数,需要进行内圈的等效矩形应力图系数换算。

由前述基本假定,混凝土按理想弹塑性应力分布,则内圈普通混凝土的合力 F_2 由混凝土各条分块应力、面积积分求得,合力矩 M_2 由混凝土各条分块应力、面积、力臂积分求得,如式(16)~(17)所示。

$$F_2 = 2k^2 f_{c2} \cdot \left[\int_0^{\epsilon_0} \left(1 - \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_0}\right)^{n_2}\right) \sqrt{(\epsilon_{tu} - \epsilon_x)(2r_2/k - \epsilon_{tu} + \epsilon_x)} d\epsilon_x + \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_m} \sqrt{(\epsilon_{tu} - \epsilon_x)(2r_2/k - \epsilon_{tu} + \epsilon_x)} d\epsilon_x \right] \quad (16)$$

$$M_2 = 2k^3 f_{c2} \cdot \left[\int_0^{\epsilon_0} \left(1 - \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_0}\right)^{n_2}\right) \sqrt{(\epsilon_{tu} - \epsilon_x)(2r_2/k - \epsilon_{tu} + \epsilon_x)} (\epsilon_{tu} - \epsilon_x) d\epsilon_x + \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_m} \sqrt{(\epsilon_{tu} - \epsilon_x)(2r_2/k - \epsilon_{tu} + \epsilon_x)} (\epsilon_{tu} - \epsilon_x) d\epsilon_x \right] \quad (17)$$

式中: n_2 为弹塑性模型的无量纲的普通混凝土系数。

等效前后合力作用点位置 x_2 保持不变,有

$$\frac{M_2}{F_2} = x_2 = r_2 - \frac{2r_2 \sin^3 \pi\theta_2}{3(\pi\theta_2 - 0.5\sin 2\pi\theta_2)} \quad (18)$$

式中: θ_2 为内圈混凝土等效矩形应力图对应的无量纲的圆心角系数。

于是,根据式(19)求得内圈等效矩形应力图系数 β_2 、圆形截面受压混凝土等效面积 S_2 ,最终内圈等效矩形应力图系数 α_2 解出。

$$\begin{cases} \beta_2 = (r_2 - r_2 \cos \pi \theta_2) / x_{tu} \\ S_2 = (\theta_2 \pi r_2^2 - (r_2 - \beta_2 x_{tu}) \sqrt{\beta_2 x_{tu} (2r_2 - \beta_2 x_{tu})}) \\ \alpha_2 = F_2 / (S_2 f_{c2}) \end{cases} \quad (19)$$

$$F_1 = 2k^2 f_{c1} \cdot$$

$$\begin{aligned} & \left[\int_0^{\epsilon_0} \left(1 - \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_0} \right)^{n_2} \right) \sqrt{(\epsilon_{cu} - \epsilon_x)(2r_1/k - \epsilon_{cu} + \epsilon_x)} d\epsilon_x + \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_{cu}} \sqrt{(\epsilon_{cu} - \epsilon_x)(2r_1/k - \epsilon_{cu} + \epsilon_x)} d\epsilon_x - \right. \\ & \left. \int_0^{\epsilon_0} \left(1 - \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_0} \right)^{n_2} \right) \sqrt{(\epsilon_c - \epsilon_x)(2r_2/k - \epsilon_c + \epsilon_x)} d\epsilon_x - \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_c} \sqrt{(\epsilon_c - \epsilon_x)(2r_2/k - \epsilon_c + \epsilon_x)} d\epsilon_x \right] \quad (20) \\ M_1 = 2k^3 f_{c1} \cdot & \left[\int_0^{\epsilon_0} \left(1 - \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_0} \right)^{n_2} \right) \sqrt{(\epsilon_{cu} - \epsilon_x) \left(\frac{2r_1}{k} - \epsilon_{cu} + \epsilon_x \right)} (\epsilon_{cu} - \epsilon_x) d\epsilon_x + \right. \\ & \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_{cu}} \sqrt{(\epsilon_{cu} - \epsilon_x) \left(\frac{2r_1}{k} - \epsilon_{cu} + \epsilon_x \right)} (\epsilon_{cu} - \epsilon_x) d\epsilon_x - \\ & \left. \int_0^{\epsilon_0} \left(1 - \left(1 - \frac{\epsilon_x}{\epsilon_0} \right)^{n_2} \right) \sqrt{(\epsilon_c - \epsilon_x) \left(\frac{2r_2}{k} - \epsilon_c + \epsilon_x \right)} (\epsilon_{cu} - \epsilon_x) d\epsilon_x - \int_{\epsilon_0}^{\epsilon_c} \sqrt{(\epsilon_c - \epsilon_x) \left(\frac{2r_2}{k} - \epsilon_c + \epsilon_x \right)} (\epsilon_{cu} - \epsilon_x) d\epsilon_x \right] \quad (21) \end{aligned}$$

式中: n_1 为弹塑性模型的无量纲的高强混凝土系数。

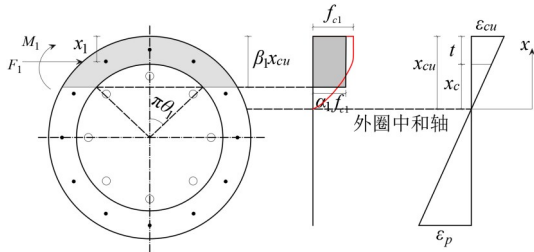


图7 外圈等效应力图

Fig.7 Equivalent stress mode of the outer ring area

等效应力分布图的合力作用点距混凝土受压区上边缘距离为 x_1 ,等效前后合力作用点位置应不变,有

$$\frac{M_1}{F_1} = x_1 = r_1 - (r_1 + r_2) \frac{\sin(\pi \theta_1)}{2\pi \theta_1} \quad (22)$$

式中: θ_1 为外圈混凝土等效矩形应力图对应的无量纲的圆心角系数。

根据式(23)求得环形截面受压混凝土等效面积 S_1 、外圈等效矩形应力图系数 α_1 、 β_1 。

$$\begin{cases} \beta_1 = (r_1 - r_1 \cos \pi \theta_1) / x_{cu} \\ S_1 = \frac{2\pi \theta_1}{2\pi} \pi (r_1^2 - r_2^2) = \pi \theta_1 (r_1^2 - r_2^2) \\ \alpha_1 = F_1 / (S_1 f_{c1}) \end{cases} \quad (23)$$

3.1.2 外圈等效矩形应力图系数

图7为外圈等效应力图。其中,外圈高强混凝土的实际非均匀应力分布区高度为 x_{cu} 、最大宽度为 f_{c1} ,其等效矩形应力区高度为 $\beta_1 x_{cu}$ 、宽度为 $\alpha_1 f_{c1}$ 。以外圈中和轴为原点,向受压区上边缘为正方向,将截面条分成若干个矩形条进行积分求解,环形截面面积由外圈大圆减去内圈小圆得出,从而基于理想弹塑性应力分布模式计算外圈的合力与合力矩,其表达式分别为

需要说明的是,以往所用的等效系数基于矩形桩截面,并取普通钢筋受拉屈服应变($f_y/E_s=0.0018$)作为适筋破坏临界值计算所得。对于填芯PHC管桩,以预应力筋受拉屈服应变作为临界值计算等效系数,工程实际中预应力筋一般采用预应力棒、预应力螺纹钢、钢绞线等,其受拉屈服应变范围为0.003到0.007。因此,这里取中位数0.005为预应力筋的受拉屈服应变。

依据现行相关标准^[20]和工程经验^[24],内圈圆形截面高度与内圈普通钢筋有效高度之比范围一般为 $2r_2/(r_2+r_s)=1.07\sim 1.15$,取中位数1.11,则有 $r_s/r_2=0.89$;取外圈截面高度与截面计算有效高度之比为 $h/h_0=2r_1/(r_1+r_p)=1.075$,则 $r_p/r_1=0.86$ 。

由此,可根据本文公式得到外圈高强混凝土和内圈普通混凝土的等效矩形应力图系数,图8、图9为4种常见PHC管桩相应的填芯复合桩体应力图系数。

应该注意的是,应力图系数(包括强度因子和深度因子)不是定值,而是随着拉应变发生变化。

由图8可见,对于内圈普通混凝土,内圈混凝土的强度因子 α_2 差异性较大,深度因子 β_2 相对稳定。这是由于内圈普通混凝土的应变曲线依赖于外圈环形截面的应变,且混凝土应变范围并非从0至极限混凝土应变 ϵ_{cu} ,管桩的壁厚和外圈预应力筋的拉

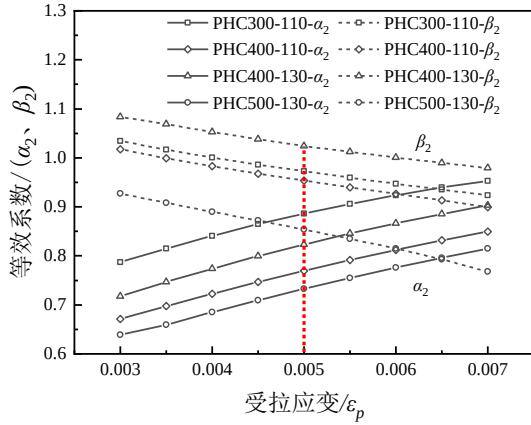


图8 内圈混凝土等效矩形应力图系数

Fig.8 Equivalent stress coefficients of the inner concrete

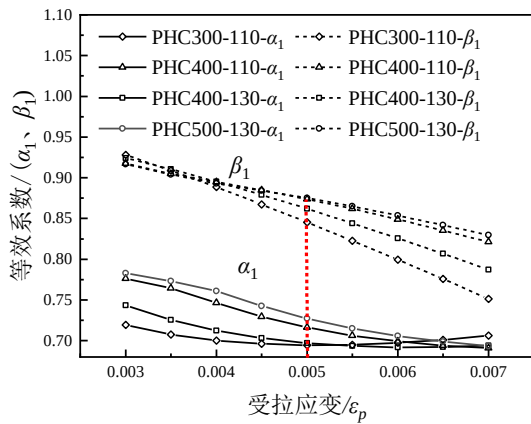


图9 外圈混凝土等效矩形应力图系数

Fig.9 Equivalent stress coefficients of the inner concrete

应变对内部变形均造成较大影响。若取中位数以便于工程应用,则外圈高强混凝土强度因子 α_2 可平均取为0.8,深度因子 β_2 可平均取为0.95。

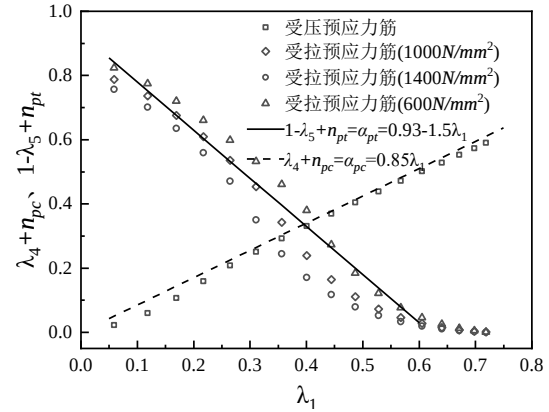
由图9可见,对于外圈高强混凝土,应力图系数保持稳定,随着拉应变的增大出现较缓的下降变化,4种型号管桩的应力图系数较为接近。同样地,为便于工程应用,可近似取中位数,则外圈高强混凝土的强度因子 α_1 平均为0.72,深度因子 β_1 平均为0.86。

3.2 内力公式系数简化

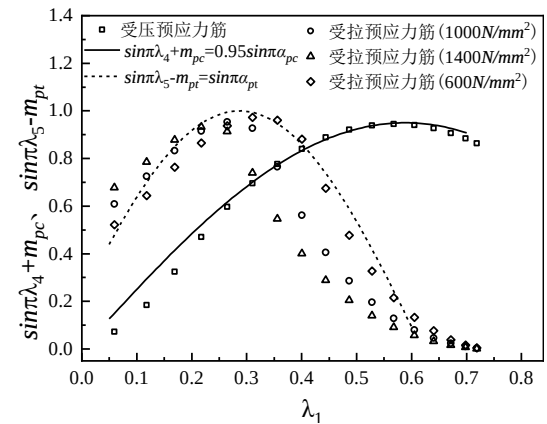
3.2.1 预应力筋

常见预应力筋的抗压强度基本一致(400 N/mm²),但抗拉强度存在较大的差异。取不同的预应力筋抗拉强度,将已知参数 r_1 、 r_2 、 r_s 、 r_p 等代入式(12)~(13),进行预应力筋内力(轴力、弯矩)公式系数的简化。以高强混凝土等效圆心角系数 λ_1 为 x 轴,公式系数为 y 轴,各系数之间的关系如图10所示,其中 λ_1 由深度因子 β_2 换算, x 轴范围为0~0.75而非0~1。

由图10可见,受拉、受压预应力筋轴力公式系数均与 α 近似线性相关,其系数拟合表达式分别为



(a) 轴力



(b) 弯矩

图10 预应力筋内力公式系数

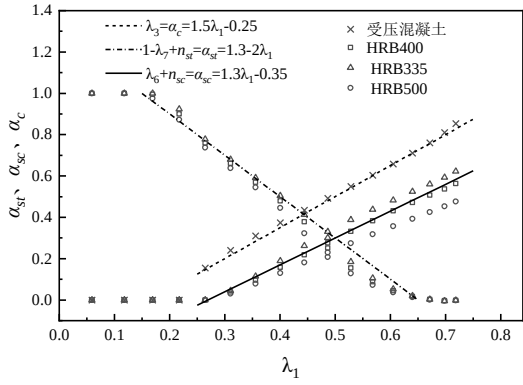
Fig.10 Formula coefficients of internal forces on prestressed reinforcements

$\alpha_{pc} = \lambda_4 + n_{pc} = 0.85\lambda_1$ 、 $\alpha_{pt} = 1 - \lambda_5 + n_{pt} = 0.93 - 1.5\lambda_1$ 。同样,弯矩公式系数与正弦曲线拟合效果较好,其系数拟合表达式分别为 $\sin(\pi\lambda_4) + m_{pc} = 0.95\sin(\pi\lambda_1)$ 、 $\sin(\pi\lambda_5) - m_{pt} = \sin(\pi\lambda_1)$ 。

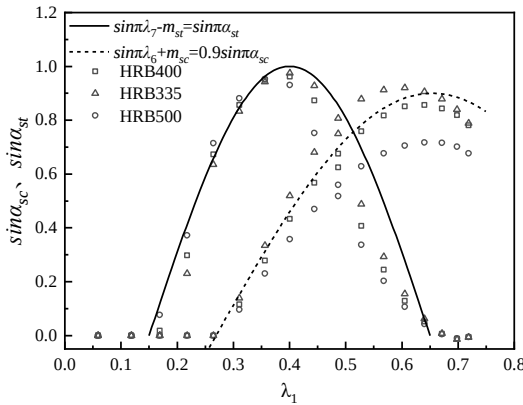
3.2.2 普通混凝土与钢筋

考虑HRB335、HRB400、HRB500等3种普通钢筋,同样进行普通混凝土与钢筋的内力公式系数简化,各系数之间的关系如图11所示。

由图11可见,普通钢筋、普通混凝土内力公式系数与 λ_1 线性相关,但出现公式系数为0或1的情况,这是由于内圈的混凝土和普通钢筋位于管桩填芯部分,当 λ_1 过大或过小时,填芯部分全截面会出现受压或受拉状态。例如,当 λ_1 较小时,中和轴位于外圈,内圈混凝土与普通钢筋全截面受拉,因不考虑混凝土抗拉作用,从而混凝土受拉内力公式系数为0,受拉普通钢筋系数为1。通过曲线拟合,可得到受压与受拉钢筋、受压混凝土的轴力公式系数表达式分别为 $\alpha_{sc} = \lambda_6 + n_{sc} = 1.3\lambda_1 - 0.35$ 、 $\alpha_{st} = 1 - \lambda_7 + n_{pt} = 1.3 - 2\lambda_1$ 、 $\alpha_c = 1.5\lambda_1 - 0.25$;受压与受拉钢筋的弯矩公式系数表达式分别为 $\sin(\pi\alpha_8) + m_{sc} = 0.9\sin$



(a) 轴力



(b) 弯矩

图 11 普通混凝土与钢筋的内力公式系数

Fig.11 Formula coefficients of internal forces on ordinary concrete and reinforcements

$$(\pi\alpha_{sc}), \sin(\pi\alpha_{st}) - m_{st} = \sin(\pi\alpha_{st}).$$

由前述的公式推导和公式系数计算,得到最终的填芯复合管桩的抗弯承载力简化计算表达式如式(24)、(25)所示。

$$N = \lambda_1 \alpha_1 f_{c1} A_1 + \alpha_c \alpha_2 f_{c2} A_2 (1 - \frac{\sin 2\pi\alpha_c}{2\pi\alpha_c}) + \alpha_{pc} f_{py} A_p - \alpha_{pt} (f_{py} - \sigma_{p0}) A_p - \sigma_{p0} A_p + \alpha_{sc} f_y A_s - \alpha_{st} f_y A_s + N_a \quad (24)$$

$$M \leq \alpha_1 f_{c1} A_1 (r_1 + r_2) \frac{\sin \pi\lambda_1}{2\pi} + \frac{2}{3} \alpha_2 f_{c2} A_2 r_2 \frac{\sin^3 \pi\alpha_c}{\pi} + f_{py} A_p r_p \frac{0.95 \sin \pi\alpha_{pc}}{\pi} + (f_{py} - \sigma_{p0}) A_p r_p \frac{\sin \pi\alpha_{pt}}{\pi} + f_y A_s r_s \frac{0.9 \sin \pi\alpha_{sc}}{\pi} + f_y A_s r_s \frac{\sin \pi\alpha_{st}}{\pi} + M_a \quad (25)$$

式中,相关的内力公式系数表达式分别为

$$\begin{cases} \alpha_{pc} = 0.85\lambda_1, \alpha_{pt} = 0.93 - 1.5\lambda_1 \\ \alpha_{sc} = 1.3\lambda_1 - 0.35, \alpha_{st} = 1.3 - 2\lambda_1 \\ \alpha_c = 1.5\lambda_1 - 0.25 \end{cases} \quad (26)$$

4 实例分析与验证

将抗弯承载力的理论公式与相关试验结果进行对比,如表3所示。由表3可见,两种方法的计算结果均与试验值吻合较好,与文献[9]、[11]、[16]所述的试验结果相比,计算结果与其比值达到了0.8以上,部分达到了0.9;文献[25]中未对管桩材料强度进行测试,采用《混凝土结构设计标准》(GB/T 50010—2010)(2024年版)中的强度取值,两种算法的结果与其比值在0.78~0.9之间。由于忽略了混凝土的抗拉作用,公式推导中采取保守计算,且相关公式系数的拟合也进行了略偏保守的处理,使得计算值略小于实测值,计算结果略偏于安全一面。具体而言,计算值与文献[9]、[11]、[16]实测值的比值在0.8以上(0.84),部分达到0.9以上(0.91, 0.98, 0.96)。对于文献[25],未对管桩混凝土、钢筋的强度进行测试,采用规范中的强度取值。在实际生产当中,保证质量合格的情况下,材料实际性能一般高于规范规定的强度值,因此,根据规范规定的强度值计算得到的结果相较于文献[25]的实测值略偏低,计算值与实测值比值分别为0.75、0.85。由此可见,对填芯复合管桩抗弯承载力的计算方法具有合理性。

表3 理论计算结果验证

Table 3 Verification of the theoretical calculation results

案例	编号	$M_u / (\text{kN} \cdot \text{m})$	$M_{u1} / (\text{kN} \cdot \text{m})$	$M_{u1} : M_u$
文献[9]	PHC-01	522.9	477.7	0.91:1
文献[11]	PHC-0	85	66.6	0.78:1
	PHC-T	126	123.7	0.98:1
文献[16]	PHC-1	1365	1143.2	0.84:1
	LICP-T	3011.4	2895.0	0.96:1
文献[25]	T1	50.9	39.7	0.78:1
	T4	103.3	88.2	0.85:1
	T7	194.6	166.1	0.85:1

注: M_u 为实测结果(多组试验实测结果取平均值), M_{u1} 为本文理论公式计算结果。

5 参数讨论

由前述理论公式可知,张拉应力、配筋率等因素均对填芯复合管桩抗弯承载力有影响。为此,基于桩体抗弯承载力计算公式讨论这些参数的影响特征。

5.1 敏感性分析

对于PHC管桩中后浇填芯形成的填芯复合管桩,混凝土、钢筋等结构材料已给定,影响其抗弯承载力的因素主要有张拉应力、外圈配筋率、内圈配筋率、外径、壁厚这5个因素,每个因素分别取4个

水平,如表4所示,进行正交试验设计。

表4 影响因素及水平取值表

Table 4 Values of influence factors and their levels					
水平	因子1: 张拉应力	因子2: 外圈配筋 率/%	因子3: 内圈配 筋率/%	因子4: 外径/ mm	因子5: 壁厚/ mm
水平1	$0.65f_{ptk}$	0.60	0	600	110
水平2	$0.70f_{ptk}$	0.80	1	700	120
水平3	$0.75f_{ptk}$	1.2	2	800	130
水平4	$0.80f_{ptk}$	1.6	3	1 000	150

以抗弯承载力计算结果为敏感性分析指标,按照正交试验方法,可进行L16(4⁵)型正交试验分析,其中,L表示正交表,16表示试验次数,4表示每个因素的水平数,5表示因素的个数。所设计的正交试验表见表5,相应的极差分析结果见表6。可见根据计算指标 K_i 和极差的大小进行因素敏感性排序,其由高到低的顺序为外径>外圈配筋率>壁厚>内圈配筋率>张拉应力。

表5 正交试验设计方案与结果

Table 5 Results and design plan of the orthogonal test						
编号	因子1	因子2	因子3	因子4	因子5	$M_u/(\text{kN}\cdot\text{m})$
1	$0.65f_{ptk}$	0.60	0	600	110	328.52
2	$0.65f_{ptk}$	0.80	1	700	120	745.16
3	$0.65f_{ptk}$	1.2	2	800	130	1 514.64
4	$0.65f_{ptk}$	1.6	3	1 000	150	3 547.97
5	$0.70f_{ptk}$	0.60	1	800	150	955.30
6	$0.70f_{ptk}$	0.80	2	1 000	110	2 290.88
7	$0.70f_{ptk}$	1.2	3	600	120	708.62
8	$0.70f_{ptk}$	1.6	0	700	130	1 071.11
9	$0.75f_{ptk}$	0.60	2	1 000	120	2 089.26
10	$0.75f_{ptk}$	0.80	3	600	130	586.43
11	$0.75f_{ptk}$	1.2	0	700	150	963.44
12	$0.75f_{ptk}$	1.6	1	800	110	1 482.66
13	$0.80f_{ptk}$	0.60	3	700	130	825.24
14	$0.80f_{ptk}$	0.80	0	800	150	996.50
15	$0.80f_{ptk}$	1.2	1	1 000	110	2 266.38
16	$0.80f_{ptk}$	1.6	2	600	120	755.91

表6 极差分析结果

Table 6 Range analysis results					
计算 指标	因子1	因子2	因子3	因子4	因子5
K_1	1 534.07	1 049.58	1 084.69	879.08	1 063.11
K_2	1 256.48	1 154.74	1 362.38	901.24	1 074.74
K_3	1 280.45	1 363.27	1 417.88	953.07	1 528.36
K_4	1 211.01	1 714.41	1 417.07	2 548.62	1 615.80
极差	323.07	664.83	333.19	1 669.55	552.69
敏感性	5	2	4	1	3

注: K_i 为该因素在水平*i*下的均值。

5.2 单因素分析

5.2.1 张拉应力

在0.65~0.85五种预应力张拉系数情况下,填芯复合管桩和空心管桩的抗弯承载力变化曲线如图12所示,其中,弯矩比值表示各张拉系数时的弯矩值与张拉系数为0.7时的弯矩值之比。

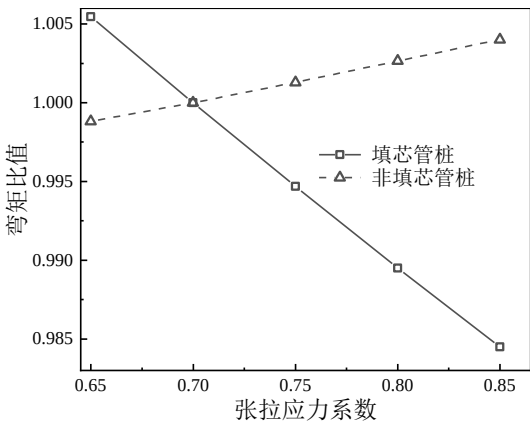


图12 张拉应力对弯矩的影响

Fig.12 Influence of tensile stress on bending moment

由图12可见,空心管桩弯矩随着张拉系数呈线性增大,而填芯管桩弯矩则随着张拉系数的增大呈线性减小变化。这是因为,对于填芯管桩,张拉应力越大,预应力筋的初始拉应变越大,对内圈的应变发展造成了限制,使得抗弯承载力下降。实际上,张拉应力系数越小,会引起管桩抗裂弯矩降低,因而综合考虑,张拉应力宜取 $0.7f_{ptk}$,即为相关规范^[20]建议的张拉应力取值。

5.2.2 填芯配筋率

对于PHC管桩,根据混凝土有效预压应力大小将其分为A、AB、B、C等具有固定配筋特征的常用4种类型^[20],故这里不对其配筋率讨论。对于填芯复合管桩,定义普通钢筋面积与内圈圆形截面面积比值为内圈配筋率(A_s/A_1),取内圈配筋率为0%~3%进行讨论。

图13给出了桩体截面弯矩随内圈配筋率变化曲线。由图13可见,弯矩随内圈配筋率的增大而呈非线性增大,在内圈配筋率达到1%、3%时,桩体截面抵抗弯矩相较于空心管桩可分别提高10%~26%、26%~68%。其中,对PHC600-110A这种规格的外圈配筋率较低、桩体性能未充分发挥的管桩,内圈配筋率3%时桩体抗弯承载力提高率极大,达到68%;而对PHC600-110C这种外圈配筋率较高、桩体性能已较充分发挥的管桩,同样的内圈配筋率时桩体抗弯承载力的提高率相对降低,达到26%。同理,内圈配筋率1%时不同规格桩体的抗弯承载力提高率介于10%~26%。

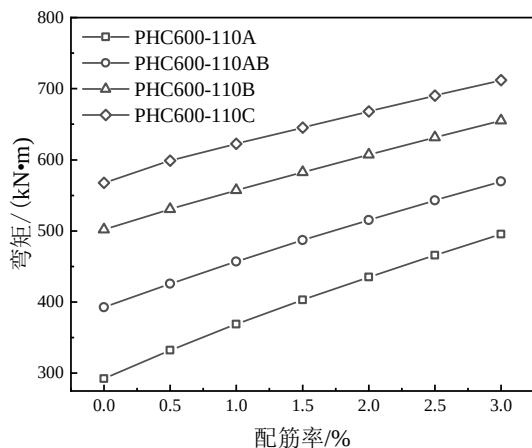


图 13 内圈配筋率对弯矩的影响

Fig.13 Influence of reinforcement ratio at inner area on bending moment

5.3 弯矩分配率

填芯复合管桩由外圈的高强混凝土、预应力筋和内圈的普通混凝土、普通钢筋等4部分组成,四者共同提供管桩抗弯承载力。以PHC600-110B管桩为例,内圈配筋率取0%、1%、2%、3%,依据前述的抗弯承载力计算公式,分析这4部分所分配的抗弯承载力比率。图14给出了空心管桩(PHC)、素混凝土填芯管桩(PHC-T0)、钢筋混凝土填芯管桩(PHC-T1~T3,相应配筋率为1%~3%)的抗弯承载力和4部分弯矩分配率。

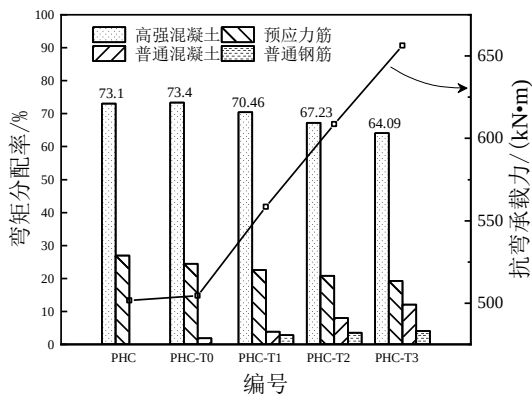


图 14 不同桩体的抗弯承载力及其弯矩分配率

Fig.14 Bending resistance and its distribution ratio of different pipe piles

由图14可见,随着对桩体填芯的增强和内圈配筋率的增加,桩体抗弯承载力增大,但高强混凝土和预应力筋对截面弯矩的贡献比率降低,普通混凝土和普通钢筋对弯矩的贡献比率增加;外圈高强混凝土和预应力筋起主要抗弯作用(占73%以上),普通混凝土和普通钢筋起次要作用(占27%以下)。其中,填芯部分提高桩体抗弯承载力的原因主要在于填芯部分参与截面的静力平衡,对截面的应力与应变分布产生影响(中和轴高度降低),促使外圈抗

弯承载力提升,从而提高整个桩体的抗弯承载力。

需要注意的是,由于管桩对接在施工中有时不可避免,此时应严格控制接桩处的施工质量,避免相关的桩体质量劣化问题,才能使理论计算方法与工程实际更加吻合。

此外,在管桩内填芯,一定程度上增加了造价和工期,然而,从技术角度而言,管桩内填芯能较大幅度提升管桩的承载性能,适用于更大荷载的情况,相对于空心管桩,具有更广泛的适用性,尤其在需要桩体提供较大承载力的情况下,具有技术优势。同时,由于填芯是在预应力混凝土管桩内部进行,外圈预制部分已具有一定的承载能力,而内圈混凝土浇筑14d后一般可达到强度的80%左右,因此,应用于实际工程时,时间效应(工期有限增加)一般影响不大。然而,应该注意的是,在边坡抢险加固工程中,因短时间内坡体变形发展与稳定性弱化程度较大,应充分考虑填芯施工增加工期的影响,宜结合现场监测进行动态调整,当前期坡体变形速率较大时,可采用大规格、较高抗滑能力的空心管桩及早加固维持坡体稳定,后期待变形速率减缓时再进行填芯补强。

需要说明的是,对于本文讨论的填芯复合管桩抗弯承载力问题,多数情况下涉及边坡工程中的抗滑桩,主要包括非植入式和植入式两种沉桩施工方法,前者一般需带桩尖,后者为不涉及桩尖的预先成孔的沉桩方法,由于边坡工程中一般较少涉及软弱黏性土,因而二者均不会出现管桩端部上涌芯土而影响桩体质量的问题。然而,在某些特殊情况下,如桩体用于加固路堤下软土地基,若没有桩尖,桩内端部不可避免涌入软土,影响内部填芯混凝土的综合性能,因此,对于软土地基,应采取带有桩尖的管桩。

6 结论

1)根据桩体横截面的静力平衡建立了空心和填芯管桩的抗弯承载力计算公式,基于复合管桩内外圈分界处的应变差异性以及环形与圆形截面的几何特征,修正了现行规范中等效矩形应力图系数,可用于圆形截面的填芯复合管桩。

2)填芯复合管桩可以明显提高桩体抗弯承载力,相比于常见的PHC管桩,在内圈配筋率为1%、3%时,桩体的抗弯承载力可分别提高10%~26%、26%~68%。

3)配筋率、张拉应力等因素均对桩体抗弯承载力有显著影响,填芯复合管桩的抗弯承载力随内圈配筋率的增大而呈非线性增大,随外圈预应力筋张

拉系数的增大呈线性减小变化。各主要影响因素敏感性排序为外径>外圈配筋率>壁厚>内圈配筋率>张拉应力。

4) 填芯复合管桩的填芯部分补强作用原因在于:一方面直接参与抗弯作用,贡献抗弯承载力(占比17%~27%);另一方面参与截面的静力平衡,强化了极限状态,对截面的应力与应变分布产生影响(中和轴高度降低),促使外圈抗弯作用大幅提升(占比73%~83%),从而提高整个桩体的抗弯承载力。

参考文献

- [1] 高文生, 刘金砺, 赵晓光, 等. 关于预应力混凝土管桩工程应用中的几点认识[J]. 岩土力学, 2015, 36(Sup 2): 610-616.
- GAO W S, LIU J L, ZHAO X G, et al. Some understanding of prestressed concrete pipe pile in engineering application [J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, 36(Sup 2): 610-616. (in Chinese)
- [2] WANG Y H, SANG S K, ZHANG M Y, et al. Investigation on in situ test of penetration characteristics of open and closed PHC pipe piles [J]. Soils and Foundations, 2021, 61(4): 960-973.
- [3] 王新玲, 高会宗, 周同和, 等. 新型混合配筋预应力混凝土管桩抗弯性能试验研究[J]. 工业建筑, 2012, 42(8): 64-68.
- WANG X L, GAO H Z, ZHOU T H, et al. Experimental studies of flexural behavior of new type prestressed concrete pipe pile with compound unprestressed reinforcement [J]. Industrial Construction, 2012, 42(8): 64-68. (in Chinese)
- [4] 张忠苗, 刘俊伟, 谢志专, 等. 新型混凝土管桩抗弯剪性能试验研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(Sup 2): 271-277.
- ZHANG Z M, LIU J W, XIE Z Z, et al. Experimental study on flexural and shearing properties of modified concrete pipe piles [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(Sup 2): 271-277. (in Chinese)
- [5] 陈刚, 周清晖, 徐铨彪, 等. 预应力钢绞线超高强混凝土管桩受弯性能研究[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(7): 173-182.
- CHEN G, ZHOU Q H, XU Q B, et al. Study on flexural performance of prestressed steel strand reinforced ultra-high strength concrete pipe piles [J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(7): 173-182. (in Chinese)
- [6] REN J W, XU Q B, CHEN G, et al. Flexural performance of pretensioned centrifugal spun concrete piles with combined steel strands and reinforcing bars [J]. Structures, 2021, 34: 4467-4485.
- [7] 周家伟, 张旭伟, 龚顺风, 等. 先张法预应力钢绞线高强混凝土大直径管桩受弯性能研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(8): 282-292.
- ZHOU J W, ZHANG X W, GONG S F, et al. Investigation on flexural behavior of pretensioned prestressed steel strand high strength concrete large-diameter pipe piles [J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(8): 282-292. (in Chinese)
- [8] WU P, GUO Y, ZHU D Y, et al. Flexural performances of prestressed high strength concrete piles reinforced with hybrid GFRP and steel bars [J]. Marine Georesources & Geotechnology, 2020, 38(5): 518-526.
- [9] 杜新喜, 胡锐, 袁焕鑫, 等. 混合配筋预应力混凝土管桩抗弯承载性能研究[J]. 土木工程学报, 2019, 52(1): 44-52.
- DU X X, HU R, YUAN H X, et al. Study on flexural behavior of prestressed concrete pipe pile with hybrid reinforcement [J]. China Civil Engineering Journal, 2019, 52(1): 44-52. (in Chinese)
- [10] 朱俊涛, 代天昊, 李可. 变预应力度混合配筋混凝土管桩受弯性能[J]. 建筑结构学报, 2024, 45(1): 159-169.
- ZHU J T, DAI T H, LI K. Flexural behavior of concrete pipe pile with various levels of prestress [J]. Journal of Building Structures, 2024, 45(1): 159-169. (in Chinese)
- [11] 宋寅, 柳炳康, 李建宏, 等. 填芯与非填芯预应力混凝土管桩抗弯性能的比较[J]. 合肥工业大学学报(自然科学版), 2007, 30(5): 607-610.
- SONG Y, LIU B K, LI J H, et al. Comparison of bending moments between prestressed concrete pipe piles with the concrete core and hollow prestressed concrete pipe piles [J]. Journal of Hefei University of Technology (Natural Science), 2007, 30(5): 607-610. (in Chinese)
- [12] 唐孟雄, 戚玉亮, 周治国, 等. 空心与填芯PHC管桩抗弯试验及其理论计算研究[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(Sup 2): 1075-1080.
- TANG M X, QI Y L, ZHOU Z G, et al. Comparative study on bending performance between hollow PHC pipe piles and PHC pipe piles with concrete core [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(Sup 2): 1075-1080. (in Chinese)
- [13] 郑刚, 张天奇, 李庆钢, 等. 考虑剪跨比及截桩填芯影响的PHC管桩抗剪承载力试验研究[J]. 土木工程学报, 2014, 47(7): 97-109.
- ZHENG G, ZHANG T Q, LI Q G, et al. Experimental study on shear capacity for PHC pipe piles considering influence of shear span-effective depth ratio and reinforced concrete core [J]. China Civil Engineering Journal, 2014, 47(7): 97-109. (in Chinese)
- [14] HAN S J, LEE J, KIM J H, et al. Experimental shear

- test of deep PHC piles reinforced by infilled concrete and shear rings [J]. *Journal of Building Engineering*, 2022, 46: 103812.
- [15] DU W P, YANG C Q, PAN Y, et al. Study on the flexural behaviours of precracked hollow core beams strengthened with core filling and unbonded prestressing steel strands [J]. *Engineering Structures*, 2023, 274: 115075.
- [16] BANG J W, PARK C K, YANG S Y, et al. Flexural behavior of large-diameter composite PHC pile using infilled concrete and reinforcement [J]. *Journal of the Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 2016, 20(5): 109-115.
- [17] BAGN J, LEE B, KIM Y. Flexural and shear behavior of large diameter PHC pile reinforced by rebar and infilled concrete [J]. *Computers and Concrete*, 2020, 25 (1): 75-81.
- [18] 邓逆涛, 陈锋, 郭增强, 等. 管桩新型抱箍式机械连接接头设计与抗弯性能试验研究[J]. *铁道建筑*, 2023, 63 (8): 135-140.
- DENG N T, CHEN F, GUO Z Q, et al. Design and bending performance test research of new type of mechanical connection joint with hoop for pipe pile [J]. *Railway Engineering*, 2023, 63(8): 135-140. (in Chinese)
- [19] 徐铨彪, 陈刚, 贺景峰, 等. 复合配筋混凝土预制方桩接头抗弯性能试验[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2017, 51(7): 1300-1308.
- XU Q B, CHEN G, HE J F, et al. Flexural performance experiment of connection joint for composite reinforcement concrete prefabricated square piles [J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2017, 51 (7): 1300-1308. (in Chinese)
- [20] 先张法预应力混凝土管桩: GB/T 13476—2023 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2023.
- Pretensioned spun concrete piles: GB/T 13476—2023 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2023. (in Chinese)
- [21] 李彬, 周东华. 混凝土圆环形截面非均匀配筋计算的解析法[J]. *土木与环境工程学报(中英文)*, 2022, 44(4): 133-139.
- LI B, ZHOU D H. Analytical method for calculating non-uniform reinforcement of concrete ring section [J]. *Journal of Civil and Environmental Engineering*, 2022, 44(4): 133-139. (in Chinese)
- [22] ASSI N, AL-GAHTANI H, AL-OSTA M A. Numerical investigation of stress block for high strength concrete columns [J]. *Civil Engineering Journal*, 2020, 6 (5): 974-996.
- [23] PREMP R, TAMILMATHIRAJALAKSHMI R, GOPAL R, et al. Development of stress block parameters for ultra high performance concrete [J]. *Structures*, 2024, 59: 105719.
- [24] 冯鹏, 叶列平, 庄崖屏. 高强混凝土环形截面偏心受压构件正截面承载力计算[J]. *建筑结构*, 2000, 30(10): 16-18.
- FENG P, YE L P, ZHUANG Y P. Normal section strength calculation of eccentrically compressed ring-section members of high-strength concrete [J]. *Building Structure*, 2000, 30(10): 16-18. (in Chinese)
- [25] 曾庆响, 梁焕华, 肖芝兰, 等. PHC管桩的开裂弯矩和极限弯矩计算[J]. *工业建筑*, 2010, 40(1): 68-72.
- ZENG Q X, LIANG H H, XIAO Z L, et al. Calculation methods of cracking moment and ultimate failure moment of prestressed high strength concrete pipe piles [J]. *Industrial Construction*, 2010, 40(1): 68-72. (in Chinese)

(编辑 XXX)