

DOI:10.3876/j.issn.1000-1980.2018.04.007

基于沉降控制的储罐 CFG 桩复合地基设计方法

李继才^{1,2}, 丛建¹, 郇能惠¹, 曹军^{1,2}

(1. 南京水利科学研究院, 江苏 南京 210029; 2. 南京瑞迪建设科技有限公司, 江苏 南京 210029)

摘要: 针对传统的储罐 CFG 桩复合地基按承载力控制的设计方法没有充分考虑桩间土和 CFG 桩的实际承载力的问题, 根据复合地基中桩间土和 CFG 桩的变形受力特性以及储罐基础的特点, 提出了基于沉降控制的储罐 CFG 桩复合地基设计方法。根据复合地基沉降与不同加固深度和不同置换率的关系, 按复合地基的允许沉降, 确定某一经济可行的地基处理技术方案, 并验算复合地基的整体承载力, 从而实现优化设计, 并通过工程实例应用验证了此方法的可行性和经济性。

关键词: 储罐; 复合地基; CFG 桩; 沉降控制; 设计方法

中图分类号: TU472 文献标志码: A 文章编号: 1000-1980(2018)04-0321-08

Study on the design method of CFG pile composite foundation for storage tanks based on the settlement controlling

LI Jicai^{1,2}, CONG Jian¹, LI Nenghui¹, CAO Jun^{1,2}
(1. *Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing 210029, China;*
2. *Nanjing R&D Tech Group Co. Ltd., Nanjing 210029, China*)

Abstract: The recommended designing method in the codes of CFG pile composite foundation for storage tanks is based on the bearing capacity controlling. It has been pointed out that this design method does not consider the actual bearing capacity of soil between piles and that of CFG piles. According to the deformation and stress behaviors of soil between piles and CFG piles in the composite foundation, as well as the characteristic of storage tank foundation, a new settlement controlling design method has been brought forward for the CFG pile composite foundation of storage tanks. According to the relationship of composite foundation settlement, different reinforcing depths and different replacement rates, as well as the allowable settlement value of foundation, an economical and feasible technical plan is determined and the bearing capacity of composite foundation is also checked, achieving a optimal design. The proposed method has been proved to be economical and feasible to the application in practical projects.

Key words: storage tank; composite foundation; CFG pile; settlement controlling; design method

大型储罐对地基的主要作用是罐体及储液自重,其特点是荷载大而且分布面积大、影响深度大,对地基承载力要求高,地基产生的沉降量也较大^[1]。沿海或临海地区往往存在深厚的软土,特别是近十几年来,吹填造陆已成为解决沿海地区土地资源紧缺的主要方式,吹填土地基厚度大、强度低、压缩性高,工程性质复杂,天然地基不能满足地基承载力和变形要求,需要进行地基处理。CFG 桩桩体材料可掺入粉煤灰、不配筋,具有地基承载力提高幅度大、地基变形小、适用范围广,以及施工快、质量容易控制等优点,近年来开始用于大型储罐的地基处理。传统的 CFG 桩复合地基设计方法是承载力控制法^[2-3],即采用桩间土承载力特征值和单桩承载力特征值确定复合地基的承载力特征值^[4-7],再验算沉降是否满足要求,这种方法由于没有充

作者简介: 李继才(1976—),男,高级工程师,博士,主要从事软土地基处理设计与研究。E-mail: jcli520@126.com
引用本文: 李继才,丛建,郇能惠,等. 基于沉降控制的储罐 CFG 桩复合地基设计方法[J]. 河海大学学报(自然科学版),2018,46(4):321-328.
LI Jicai, CONG Jian, LI Nenghui, et al. Study on the design method of CFG pile composite foundation for storage tanks based on the settlement controlling[J]. Journal of Hohai University(Natural Sciences), 2018, 46(4): 321-328.

分考虑桩间土和 CFG 桩的实际承载力往往过于安全。

储罐基础的变形特征^[1,3]可分为储罐基础沉降、储罐基础整体倾斜(平面倾斜)、储罐周边的不均匀沉降(非平面倾斜)、储罐中心与储罐周边的沉降差(储罐基础锥面坡度)等,过大的不均匀沉降会影响罐体结构受力状态和正常使用,甚至发生事故,因此对储罐复合地基的设计理念宜从按承载力控制转变为按沉降控制。上海地基规范已将此应用于复合桩基的设计^[8]。孙林娜^[9]建立按沉降控制的优化设计模型,通过工程实例说明了优化思路。胡海英等^[10]采用切线模量法,考虑桩土共同作用,研究按沉降控制的刚性桩复合地基设计方法。本文根据储罐 CFG 桩复合地基中 CFG 桩和桩间土的变形和受力特性以及储罐基础的特点,提出了基于沉降控制的储罐 CFG 桩复合地基设计方法、设计原则和设计步骤。

1 基于桩土非等应变的沉降计算方法

复合地基沉降计算方法主要有解析法、数值解法和经验公式法等^[4,5,11-15],其中最常用的为经验公式法。由于褥垫层的变形很小,可以忽略不计,因此 CFG 桩复合地基的总沉降可分为加固区土层的压缩变形和加固区下卧土层的压缩变形两部分。加固区土层压缩变形的计算方法有复合模量法、应力修正法和桩身压缩变形法等^[4]。应力修正法采用桩间土分担的荷载和桩间土的压缩模量计算加固区的沉降,桩身压缩变形法根据桩所承担的荷载及桩体的模量计算桩身的压缩变形,桩身压缩变形与上下刺入量之和即为复合地基加固区的压缩变形,这 2 种方法只考虑了桩体和桩间土的荷载分担,没有考虑桩体和桩间土的相互作用。工程界采用复合模量法居多,但是复合模量法是基于桩土等应变的假定,实测资料表明:复合地基中的桩与桩间土的变形不符合等应变假定^[16-17]。

研究表明^[18],佐藤悟模型(图 1)可以较客观地反映桩侧摩阻力与桩土相对位移之间的关系。设桩间土的沉降量为 w_s ,桩的沉降量为 w_p ,桩与桩间土的差异沉降 $u=w_s-w_p$,则桩侧摩阻力的荷载传递模型为

$$\tau(z)=\begin{cases} k|w_s-w_p| & 0\leq|w_s-w_p|<u_m \\ \tau_f & w_s-w_p\geq u_m \end{cases} \tag{1}$$

式中: τ ——桩摩侧阻力,kPa; k ——侧摩阻力传递系数; τ_f ——侧摩阻力极限值,kPa; u_m ——侧摩阻力极限值对应的相对位移,m。

简化桩土相对位移,得出桩侧摩阻力的分布模型如图 2 所示,其中 $\delta_上$ 为桩体的上刺入量, $\delta_下$ 为桩体的下刺入量, l 为桩长, z 为桩体深度。 $0\sim z_1$ 为负摩阻力塑性区, $z_1\sim z_0$ 为负摩阻力弹性区, $z_0\sim z_2$ 为正摩阻力弹性区, $z_2\sim l$ 为正摩阻力塑性区。

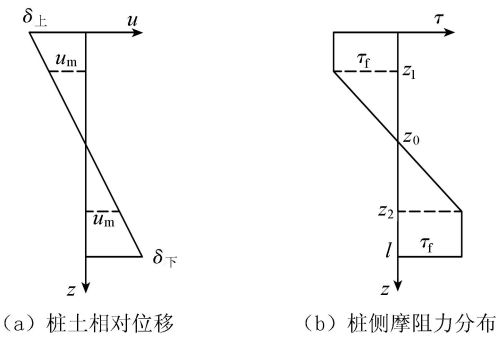


图 2 桩土相对位移与桩侧摩阻力分布
Fig. 2 Distribution of side resistance of pile and relative displacement

根据桩的侧摩阻力分布形式和 Alamgir 等^[19]建议的典型单元体(图 3,图中 r 为典型单元等效半径, s_d 为桩间距, a 为桩半径, b 为单根桩的加固范围半径)位移模式,可按以下简化位移模式计算加固区的压缩变形^[16]:

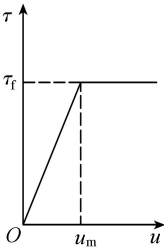


图 1 桩侧摩阻力-相对位移关系
Fig. 1 Relationship between friction force and relative displacement

$$w_s = w_p + a_c g(z) \left[\frac{r}{a} - e^{\beta_c (\frac{r}{a} - 1)} \right] \tag{2}$$

其中
$$g(z) = \begin{cases} 1 & 0 \leq z < \lambda_1 l \\ \frac{(\lambda_1 + \lambda_2)l - 2z}{(\lambda_2 - \lambda_1)l} & \lambda_1 l \leq z < \lambda_2 l \\ -1 & \lambda_2 l \leq z \leq l \end{cases} \quad \lambda_1 = \frac{z_1}{l} \quad \lambda_2 = \frac{z_2}{l}$$

式中: a_c 、 β_c ——待定参数,其中 β_c 根据 $1-e^{\beta_c(\frac{r}{a}-1)}=0$ 唯一确定。

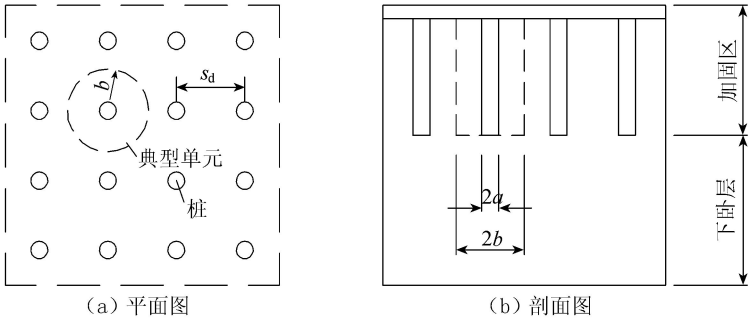


图 3 群桩复合地基示意图

Fig. 3 Composite foundation of pile groups

经过推导,得到桩体和桩间土的压缩变形分别为^[16]

$$w_p = \frac{p_p l}{E_p} + \frac{A l^2}{E_p} h(\lambda_1, \lambda_2) \tag{3}$$

$$w_s = \frac{p_s l}{E_s} + \frac{B f(r) l^2}{E_s} h(\lambda_1, \lambda_2) \tag{4}$$

其中
$$f(r) = \frac{1}{r} [1 - \beta_c e^{\beta_c (\frac{r}{a} - 1)}] - \frac{\beta_c^2}{a} e^{\beta_c (\frac{r}{a} - 1)}$$
$$h(\lambda_1, \lambda_2) = \lambda_1 + \lambda_2 - \frac{1}{3} (\lambda_1^2 + \lambda_1 \lambda_2 + \lambda_2^2) - \frac{1}{2}$$

式中: E_p ——桩体弹性模量,kPa; E_s ——桩间土变形模量,kPa; p_s 、 p_p ——桩间土和桩顶的压力,kPa。

根据桩土荷载分担 $p = m p_p + (1 - m) p_s$,推导得桩间土、桩顶压力分别为^[16]

$$p_s = \frac{E_s p - m h(\lambda_1, \lambda_2) [E_p B f(a) - E_s A]}{m E_p + (1 - m) E_s} \tag{5}$$

$$p_p = \frac{E_p p + (1 - m) h(\lambda_1, \lambda_2) [E_p B f(a) - E_s A]}{m E_p + (1 - m) E_s} \tag{6}$$

其中
$$A = \frac{E_s \alpha_c (1 - \beta_c)}{a^2 (1 + \nu_s)} \quad B = \frac{E_s \alpha_c}{2a (1 + \nu_s)}$$

式中: p ——基底平均压力,kPa; m ——复合地基的置换率; ν_s ——桩间土的泊松比。

假设桩顶处桩侧摩阻力达到了其极限值的某一水平^[16],则

$$A = - \frac{2R \tau_f}{a} \quad B = - \frac{R \tau_f}{1 - \beta_c} \tag{7}$$

式中: R ——桩顶处桩侧摩阻力发挥水平系数, $0 \leq R \leq 1$ 。

求解桩和桩间土压缩变形的关键在于 z_1 、 z_2 的确定,它们与桩体的刚度、桩间土的性质等密切相关,可根据等沉面上下土体压缩变形分别等于桩体的上下刺入变形量求解^[12]。

加固区下卧土层压缩变形的计算通常采用分层总和法,作用在下卧土层上荷载的计算方法有压力扩散法、等效实体法和改进 Geddes 法等^[4]。

2 按承载力控制的 CFG 桩复合地基设计方法

传统的复合地基设计方法是按承载力控制设计,即先根据上部结构的荷载满足承载力要求,再验算沉降

量和不均匀沉降量是否满足要求,若不满足,则调整设计参数,再验算沉降量和不均匀沉降量,直至两者均满足要求为止。可按下式估算 CFG 桩复合地基承载力特征值^[2-3]:

$$f_{\text{spk}} = \lambda m \frac{R_a}{A_p} + \beta(1 - m)f_{\text{sk}}$$

(8)

式中: β ——桩间土承载力发挥系数; m ——面积置换率; R_a ——单桩竖向承载力特征值,kN; A_p ——桩的截面积, m^2 ; λ ——单桩承载力发挥系数; f_{sk} ——处理后桩间土承载力特征值,kPa。

按承载力控制的 CFG 桩复合地基设计方法,概念清晰,便于大多数工程技术人员掌握,已在工程实践中应用多年,但存在以下一些问题:

- a. 复合地基承载力特征值通过单桩和桩间土承载力特征值计算得到,未考虑桩、土荷载分担比的影响,是基于假设桩和桩间土同等发挥作用的,实际上两者难以同时充分发挥作用,受荷载形式和大小、基础刚度、褥垫层材料和厚度等多种因素的影响。
- b. 复合地基中的桩与自由单桩的受力特性不同。桩的 Q - s 曲线呈加工硬化型^[5],随着荷载的增加变形加大,但没有急剧增大的趋势,即使超过自由单桩的极限承载力,还可以继续承受较大的荷载增量。另一方面,桩间土的应力在不同深度处产生附加应力,使桩侧阻力增加,桩端作用加强。因此,复合地基中桩的承载力大于自由单桩的承载力。
- c. 在复合地基中桩和桩间土相互作用。由于桩的存在,约束了桩间土的侧向变形;由于负摩阻力作用,桩给桩间土一个向上的作用力,阻止了桩间土的变形。因此,复合地基中桩间土的承载力往往大于天然地基的承载力^[5,20]。
- d. λ 、 β 均为经验参数,取值均为一定范围,与设计人员的经验有关,不同的设计人员计算得到的承载力可能差别较大。
- e. 储罐地基一定范围的均匀沉降对工艺生产影响不大。储罐地基均匀沉降 0.5 ~ 1.0 m 时,对储罐正常运行没有影响,有的储罐的沉降甚至达 1.5 ~ 2.0 m 时还在继续使用^[1]。

3 基于沉降控制的 CFG 桩复合地基设计方法

3.1 设计原则

按沉降控制的 CFG 桩复合地基设计方法的理念是基于以控制复合地基的沉降来进行复合地基设计,再验算承载力是否满足要求。储罐 CFG 桩复合地基以控制储罐地基的沉降为原则,将沉降及差异沉降控制在允许范围内,发挥桩土共同作用,对桩体的承载力没有严格要求,只要单桩荷载小于单桩极限承载力即可,充分利用 CFG 桩复合地基中桩的承载力大于自由单桩的极限承载力这一特性,校核复合地基的整体承载力,确保储罐安全。若承载力不满足要求,可适当提高置换率或增加桩长。

3.2 设计步骤

基于沉降控制的储罐 CFG 桩复合地基设计方法的设计步骤如下:

a. 按不同加固深度(桩长)和不同置换率计算复合地基沉降,并绘制成沉降与置换率的关系曲线,如图 4 所示,图中 l_1 、 l_2 、 l_3 为桩长,且 $l_1 > l_2 > l_3$ 。加固区土层的压缩变形采用本文或其他方法计算,加固区下卧土层的压缩变形采用分层总和法计算。

b. 确定储罐地基的允许沉降量 $[s]$,从 $[s]$ 处引一条水平线,水平线以上的方案均可行,通过方案比选确定某一经济可行的地基处理技术方案。

c. 验算复合地基的整体承载力。若整体承载力不满足要求,可适当提高复合地基的置换率或增加桩长。

假设复合地基中桩和桩间土基本都能充分发挥各自独立状态下的承载力,复合地基的整体极限承载力近似等于各桩的极限承载力与桩间土极限承载力之和,即

$$P_u = f_u A_s + n Q_{uk}$$

(9)

式中: P_u ——复合地基极限承载力标准值,kN; f_u ——地基极限承载力标准值,kPa; A_s ——桩间土的面积, m^2 ;

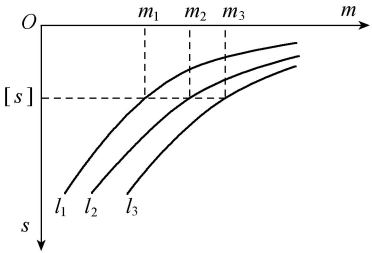


图 4 沉降与置换率关系曲线示意图
Fig. 4 Relationship of settlement and replacement ratio of the composite foundation

n ——CFG 桩的根数; Q_{uk} ——单桩竖向极限承载力标准值,kN。

若 P 为储罐作用于地基的荷载标准值,则复合地基的整体承载力应满足式(10)要求:

$$P \leqslant \frac{P_u}{\gamma_R}$$

(10)

式中: P ——储罐作用于地基的荷载标准值,kPa; γ_R ——复合地基整体承载力综合分项系数,一般取 $\gamma_R=2.0\sim2.2$ 。

复合地基中桩的承载力大于自由单桩的承载力,桩间土的承载力往往大于天然地基的承载力,因此复合地基的实际整体承载力大于计算值。

- d. 验算储罐基础的整体倾斜、罐周边不均匀沉降和罐中心与罐周边的差异沉降。
- e. 确定 CFG 桩的桩径、桩距、桩长及布置形式、桩体强度和褥垫层厚度等。

4 工程实例

某原油储库五期工程罐组九 05TK-901 罐的罐容为 $10\times10^4\text{m}^3$,罐体直径 80 m,罐高 21.97 m。储罐基础采用钢筋混凝土环墙基础,环墙高 2.5 m,厚 0.6 m。罐体自重 2183 t,充水后重量 101536 t(包括罐体、水重及基础重)。

4.1 地基土性

场场所处地貌类型为滨海沉积岸滩地貌,各土层的物理力学性质指标见表 1,环墙沉降测点与勘察孔布置见图 5,共设置了 25 个沉降观测点,测点间距约 10 m。

表 1 各土层的物理力学性质指标

Table 1 Physical and mechanical properties of soil layers

层号	名称	状态	平均层厚/m	标贯击数	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{cm}^{-3})$	$w/\%$	f_{ak}/kPa	q_{sik}/kPa	q_p/kPa	E_s/MPa
2	粉质黏土	软塑~可塑	2.3	6.9	1.92	34.7	140	30		5.25
3	中砂	稍密~密实	3.2	16.9	1.90		240	45		30
4	粉质黏土	软塑~可塑	1.9	8.4	1.93	33.3	150	35		5.41
5	中砂	稍密~密实	4.4	21.4	1.90		260	50	3000	35
6	粉质黏土	可塑	2.7	10.3	1.94	20.1	160	35		5.84
7	中砂	中密~密实	4.7	21.0	1.90		260	50	3000	35
8	粉质黏土	可塑	2.0	10.9	1.96	26.1	180	35		6.48
9	中砂	密实		18.7	1.90		260	50	3000	35

注:表中 ρ 为密度, w 为含水率, f_{ak} 为地基承载力特征值, q_{sik} 为侧壁摩阻力, q_p 为端阻力, E_s 为压缩模量。

4.2 地基处理要求

05TK-901 罐地基处理要求为:复合地基承载力特征值 $f_{spk}\geqslant 260\text{ kPa}$,复合地基压缩模量 $E_{sp}\geqslant 18\text{ MPa}$,整体倾斜(平面倾斜) $K\leqslant 0.003$,罐周边不均匀沉降(非平面倾斜) $\delta_{\max}\leqslant 0.0025$,罐基础锥面坡度大于或等于 0.008,储罐基础整体沉降不大于 280 mm。

4.3 2 种设计方法的对比

4.3.1 按承载力控制的设计方法

05TK-901 罐地基采用 CFG 桩复合地基+充水预压进行地基加固,CFG 桩桩径 0.4 m,桩距 $2.0\text{ m}\times 2.2\text{ m}$,根据地质勘探资料,桩底高程为 -1.5 m ,即桩长约 8 m,混凝土强度等级 C15,施工工艺采用长螺旋钻孔、管内泵压混合料灌注成桩。

CFG 单桩静载荷试验采用直径为 0.4 m 的圆形钢制承压板,共做了 10 组单桩静载荷试验,测得单桩竖向极限承载力标准值 $Q_{uk}=870\text{ kN}$,特征值 $R_a=435\text{ kN}$;处理后地基桩间土静载荷试验采用边长 1.0 m 的方形钢制承压板,共进行了 3 组静载荷试验,处理后地基桩间土承载力特征值按 $s/b=0.01$ 取值, $f_{sk}=142\text{ kPa}$ 。

根据规范建议的承载力设计方法,取 $\lambda=0.9\beta=0.9$,通过复合地基及桩和桩间土的承载力特征值计算

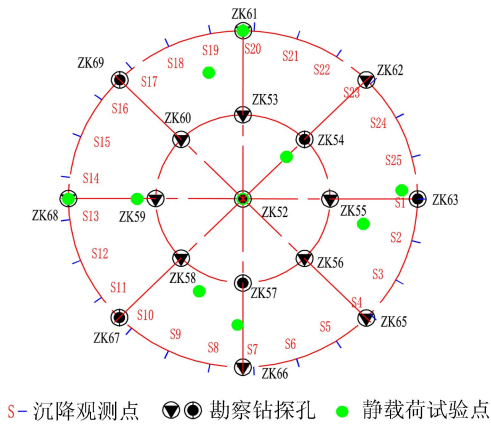


图 5 沉降测点与勘察孔布置
Fig.5 Layout of settlement observing points and prospecting holes of 05TK-901 storage tank

复合地基的置换率,可得置换率 $m=0.0448$,储罐下需布置 CFG 桩的数量 $n=1819$ 根,若按正方形布桩,则桩距约 1.67 m。

4.3.2 按沉降控制的设计方法

CFG 桩的桩长和置换率是影响储罐地基变形的主要因素,以沉降控制的储罐地基设计应首先建立储罐 CFG 桩复合地基沉降与 CFG 桩桩长和置换率的关系。以 05TK-901 罐为例,考虑到 05TK-901 罐地基第⑤、⑦和⑨层为中砂,拟定 3 种方案计算环墙的沉降。第 1 种方案,桩长 $l=8$ m,CFG 桩穿透第④层粉质黏土,桩端置于第⑤层中砂;第 2 种方案,桩长 $l=15$ m,CFG 桩穿透第⑥层粉质黏土,桩端置于第⑦层中砂;第 3 种方案,桩长 $l=30$ m,CFG 桩穿透第⑧层粉质黏土,桩端置于第⑨层中砂。绘制沉降量与不同桩长和不同置换率的关系曲线,如图 6 所示。从图 6 可以看出:

- a. 置换率相同时,复合地基的沉降随桩长的增加而减小。对于 CFG 桩复合地基,沉降主要发生在加固区的下卧土层,桩越长,加固深度越大,下卧土层的厚度就越小,下卧土层产生的压缩变形也越小。
- b. 随着置换率的增加,复合地基的沉降不断减小,但减小的幅度越来越小,因此对于特定的桩长,一味地增加置换率对减小沉降贡献不大,而工程投资将显著增加。

工程要求最大允许沉降不超过 280 mm,环墙的沉降一般控制在 100 mm 以内,参考区域内已建成类似储罐工程经验,将环墙沉降控制在 50 mm,在图 6 中,从 50 mm 处引出一条水平线,该线以上的置换率均可行,桩长 8.0m 时置换率大于 0.030、桩长 15.0 m 时置换率大于 0.015,桩长 30.0 m 时所有计算置换率均可满足要求。桩长 30.0 m 时,施工难度最大。桩长 8.0 m 与桩长 15.0 m,两者均可满足要求,差别很小,选择桩长 8.0 m 为最优方案,控制沉降 50 mm 时的置换率 0.030。CFG 桩的数量 $n=1\,245$ 根,其中环墙内和环墙下分别布置 1 121 根和 124 根,桩距 2.0 m×2.2 m,置换率 $m=0.0307$ 。根据式(10)复核复合地基的整体承载力,取 $\gamma_R=2.0$,满足 $P\leq P_u/\gamma_R$,说明复合地基的整体承载力满足要求。按沉降控制的复合地基的设计方法比按承载力控制的设计方法节省 CFG 桩工程数量 32%,取得了良好的经济效益。

4.4 工程实例的验证

根据地质勘察资料,钻孔 ZK66、ZK67 及 ZK52 具有一定的代表性,以这 3 个钻孔的土层计算相应位置的沉降,结果见表 2。

储罐建成后,进行了充水预压,历时 44 d,从 2015 年 8 月 3 日开始,至 9 月 15 日结束,最大充水高度 20.2 m。2016 年 3 月开始储油,至 7 月 5 日储油高度 16.5 m。在充水预压和储油期间及储油前的空载时,进行了环墙的沉降观测。其中代表性测点的沉降实测值与计算值对比见表 2,各测点实测沉降最大值见表 3。

- 从表 2 和表 3 可以看出:
- a. 根据本文方法采用的 CFG 桩复合地基设计满足了工程要求。储罐基础的沉降较均匀,不均匀沉降较小。充水预压期间相邻 2 个测点的最大沉降差 10 mm,任意直径方向的最大沉降差 12mm;储油期间相邻 2 个测点的最大沉降差 23 mm,任意直径

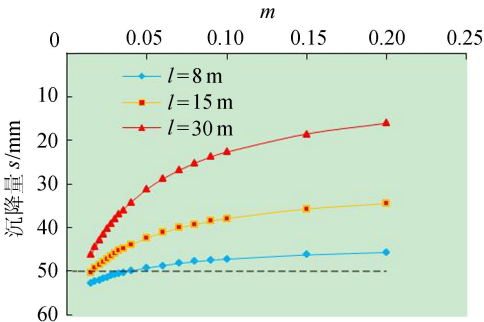


图 6 沉降与置换率关系曲线
Fig. 6 Relationship of settlement and replacement ratio

表 2 地基沉降计算值与实测值对比

Table 2 Comparison between calculated values and measured values of foundation settlement mm				
测点	沉降量计算值		沉降量实测值	
	按承载力控制方法	按沉降控制方法	储罐充水 20.2 m	储罐储油 16.5 m
S7	48	50	31	31
S10	39	39	30	21
罐中心	99	100		

表 3 环墙各测点沉降实测值

Table 3 Settlement of each measuring point in the ring wall mm							
测点	沉降量			测点	沉降量		
	充水	空载	储油		充水	空载	储油
S1	35	18	30	S14	30	20	29
S2	42	27	36	S15			
S3	38	26	35	S16	39	32	42
S4	39	26	38	S17	30	24	34
S5	37	23	36	S18	28	17	30
S6	36	21	36	S19			
S7	31	20	31	S20	33	21	33
S8	31	21	32	S21	33	19	32
S9	32	20	30	S22	29	19	30
S10	30	10	21	S23	29	6	28
S11	29	18	31	S24	39	39	51
S12	28	12	26	S25	30	16	29
S13	30	18	28				

方向的最大沉降差 12 mm。充水预压和储油期间的整体倾斜远小于该工程要求的 $K \leq 0.003$,罐周边不均匀沉降不大于该工程要求的 $\delta_{\max} \leq 0.0025$ 。

b. 充水预压泄水后,各测点均发生了回弹,最大回弹量为 23 mm,不可恢复的地基变形在总沉降中达到 62% 左右,说明充水预压对 CFG 桩复合地基进行了有效预压,充水预压达到了减小工后沉降的目的。

5 结 语

传统的复合地基设计方法是按承载力控制设计,即采用桩和桩间土的承载力特征值来确定复合地基承载力特征值,在复合地基承载力满足工程要求的前提下确定置换率。实际上复合地基中桩的承载力大于自由单桩的承载力,桩间土的承载力一般也大于天然地基的承载力,因此按承载力控制的设计方法往往过于安全。对 CFG 桩刚性桩复合地基,下卧土层的压缩变形量在总沉降量中占了较大比例,在满足复合地基承载力的前提下,增加置换率对减小复合地基的沉降贡献不大。基于上述原因,在揭示储罐地基变形性状的基础上,根据储罐运行对地基变形要求的特点,提出了基于沉降控制的储罐 CFG 桩复合地基设计方法,通过工程应用实例验证了此方法的可行性和经济性。

参考文献:

[1] 徐至钧. 大型储罐基础地基处理与工程实例[M]. 北京: 中国标准出版社, 2009.

[2] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑地基处理技术规范: JGJ 79—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2013.

[3] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢制储罐地基基础设计规范: GB 50473—2008[S]. 北京: 中国计划出版社, 2009.

[4] 龚晓南. 复合地基理论及工程应用[M]. 2 版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2007.

[5] 闫明礼, 张东刚. CFG 桩复合地基技术及工程实践[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2006.

[6] 吴春林, 阎明礼, 杨军. CFG 桩复合地基承载力简易计算方法[J]. 岩土工程学报, 1993, 15(2): 94-103. (WU Chunlin, YAN Mingli, YANG Jun. Simple calculation method of CFG pile composite foundation bearing capacity[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1993, 15(2): 94-103. (in Chinese))

[7] 佟建兴, 胡志坚, 闫明礼, 等. CFG 桩复合地基承载力确定[J]. 土木工程学报, 2005, 38(7): 87-91. (TONG Jianxing, HU Zhijian, YAN Mingli, et al. Identification of the bearing capacity of CFG pile composite foundation[J]. China Civil Engineering Journal, 2005, 38(7): 87-91. (in Chinese))

[8] 上海市工程建设标准化办公室. 地基基础设计规范(上海市工程建设规范): DGJ 08-11—2010[S]. 上海: 上海市建筑建材业市场管理总站, 2010.

[9] 孙林娜. 复合地基沉降及按沉降控制的优化设计研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2006.

[10] 胡海英, 杨光华, 张玉成, 等. 基于沉降控制的刚性桩复合地基设计方法及应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 10(13): 2135-2146. (HU Haiying, YANG Guanghua, ZHANG Yucheng, et al. Design method for rigid pile composite foundation based on settlement control and its application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 10(13): 2135-2146. (in Chinese))

[11] MYLONAKIS G, GAZETAS C. Settlement and additional internal forces of grouped piles in layered soil[J]. Geotechnique, 1998, 48(1): 55-72.

[12] OTANI J, OCHIAI H, YAMAMOTO K. Bearing capacity analysis of reinforced foundation ground[J]. Geotextiles and Geomembranes, 1998, 16(4): 195-206.

[13] 赵明华, 何腊平, 张玲. 基于荷载传递法的 CFG 桩复合地基沉降计算[J]. 岩土力学, 2010, 31(3): 839-844. (ZHAO Minghua, HE Laping, ZHANG Ling. Settlement calculation of CFG pile composite foundation based on load transfer method[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(3): 839-844. (in Chinese))

[14] 郑俊杰, 马强, 韦永美, 等. 复合地基沉降计算与数值模拟分析[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2010, 38(8): 95-98. (ZHEN Junjie, Ma Qiang, Wei Yongmei, et al. Calculation and numerical simulation of composite foundation settlement[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2010, 38(8): 95-98. (in Chinese))

[15] 杨光华, 苏卜坤, 乔有梁. 刚性桩复合地基计算方法[J]. 岩土力学与工程学报, 2009, 28(11): 2193-2200. (YANG Guanghua, SU Bukun, QIAO Youliang. Method for calculating settlement of rigid-pile composite foundation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, 28(11): 2193-2200. (in Chinese))

[16] 李海芳. 路堤荷载下复合地基沉降计算方法研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2004.

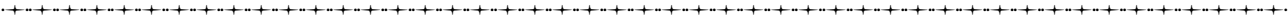
[17] 李继才. 大型储罐 CFG 桩复合地基变形性状和设计方法研究[D]. 南京:南京水利科学研究院,2017.

[18] 赵明华,贺炜,曹文贵. 基桩负摩阻力计算方法初探[J]. 岩土力学, 2004, 25(9): 1442-1446. (ZHAO Minghua, HE Wei, CAO Wengui. Study on calculation of negative skin friction resistance on piles[J]. Rock and Soil Mechanics, 2004, 25(9): 1442-1446. (in Chinese))

[19] ALAMIGR M, MIURA N, PROOROOSHASB H B , et al. Deformation analysis of soft ground reinforced by columnar inclusion [J]. Computers and Geoteehnies,1996,18(4):267-289.

[20] 王明山,王广驰,闫雪峰,等. 多桩型复合地基承载性状研究[J]. 岩土工程学报,2005,27(10):1142-1146. (WANG Mingshan, WANG Guangchi,YAN Xuefeng. In-suit tests on bearing behavior of multi-type-pile composite subgrade[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(10): 1142-1146. (in Chinese))

(收稿日期:2017-04-25 编辑:刘晓艳)



· 简讯 ·

河海大学与 IAHR 合作 推进 *Water Science and Engineering* (WSE) 全球化发展

2018 年 6 月 1 日河海大学副校长郑金海教授和 *Water Science and Engineering* (WSE) 执行主编余钟波教授等与来访的国际水利与环境工程学会 (IAHR) 副主席、悉尼科技大学 James Ball 教授就河海大学和 IAHR 合作,共同促进 WSE 英文期刊全球化发展事宜进行了交流和沟通,达成合作意向并签署了合作备忘录。双方一致同意在 WSE 国际化推广、构建国际化编委会、举办国际学术交流活动 and 出版高水平学术论文等方面开展深入的合作,共同推进 WSE 向国际高水平学术期刊发展。

(本刊编辑部供稿)

第四届全国桥梁结构健康与安全技术大会将在武汉市召开

桥梁工程被认定为生命线工程,在交通基础设施领域具有举足轻重的地位,桥梁结构的健康与安全一直备受关注,频繁的地震灾害给人们带来了巨大伤害和严重财产损失的同时,也促使了学术界和工程界对结构抗震及减震学科的深入思考。为了桥梁结构的健康与安全,进一步推动我国桥梁健康监测、检测、减隔震控制及加固技术的发展,使这些先进的技术更好地服务于桥梁建设,为广大科研院所、高等院校、建设单位、设计单位及优秀产品供应商搭建一个相互交流的平台,并展示近几年来在桥梁安全及工程结构控制、减隔震装置和抗震、加固新技术方面的最新科技成果,拟定于 2018 年 9 月 12—14 日在武汉市召开第四届全国桥梁结构健康与安全技术大会。

本次会议由桥梁结构健康与安全国家重点实验室主办,北京双龙盛科技有限公司协办,桥梁工程与技术网、北京国联视讯信息技术股份有限公司承办。大会将邀请桥梁领域的著名专家和学者作特邀报告,同时将举行桥梁结构安全、减隔震和加固技术领域的新成果、新技术、新产品的展示,促进其在桥梁行业的推广和应用。本次会议主题:健康、安全、抗震、加固。

详情请见 <http://conf.cnki.net/WebSite/index.aspx?conferenceID=3891b6e3-68e1-42e7-a303-2cae4b7cd949>
(本刊编辑部供稿)