

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.0456

超厚细砂地层大直径后压浆桩 荷载传递计算与分析

王志辉^{1,2}, 戴国亮^{1,2}, 龚维明^{1,2}

(1. 东南大学 混凝土及预应力混凝土结构教育部重点实验室, 江苏 南京 210096; 2. 东南大学 土木工程学院, 江苏 南京 210096)

摘 要: 为了研究超厚细砂地层大直径后压浆桩的荷载变形特性, 基于石首长江公路大桥 8 根大直径钻孔灌注桩现场静载荷试验结果, 分析大直径后压浆桩的荷载传递特性, 采用 BoxLucas1 函数的荷载传递模型, 在考虑浆泡半径和桩身水泥结石体厚度的基础上建立了后压浆桩荷载-沉降关系的计算方法, 并给出了不同土层桩侧、桩端增强因子经验取值范围, 通过工程实例验证了方法的合理性; 基于实际工程通过改变桩长及桩径, 进一步计算分析超厚细砂地层大直径桩承载特性的变化规律。结果表明, 该方法能较好地给出后压浆桩荷载-沉降关系的范围, 可采用计算结果的下限作为工程设计使用; 大直径桩承载性能随着桩长或桩径增加逐渐提高, 桩径一定时, 大直径桩的承载性能提高幅度随着桩长增加而逐渐趋于缓慢, 且桩长达到一定值时, 端阻所占比例几乎为 0, 表明通过增加桩长来提升大直径桩的承载性能受到有效桩长的影响; 而桩端、桩侧组合后压浆技术能改善大直径桩的有效桩长问题, 并能显著地提高大直径桩的极限承载力和端阻力所占比例。

关键词: 超厚细砂地层; 大直径后压浆桩; 荷载传递法; BoxLucas1 模型; 增强因子; 荷载-沉降关系

中图分类号: TU 473

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018)04-1386-09

Calculation and analysis of load transfer in large-diameter grouted pile in extra-thick fine sand layers

WAN Zhi-hui^{1,2}, DAI Guo-liang^{1,2}, GONG Wei-ming^{1,2}

(1. Key Laboratory of Concrete and Prestressed Concrete Structures of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing, Jiangsu 210096, China;

2. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing, Jiangsu 210096, China)

Abstract: To study the deformation behavior of large-diameter grouted pile in extra-thick fine sand layer, load transfer of large-diameter grouted pile was analyzed in a case study of eight in-situ pile load tests of Shishou Yangtze River Highway Bridge. The BoxLucas1 load transfer function was used to calculate the relationship between load and settlement of the grouted pile considering the radius of the grout bulb and the thickness of cement grouting along the pile. The empirical range of enhancement factors for side friction and tip resistance in different soil deposits was also given. Then, case history was cited to demonstrate the validity of the method. Finally, according to the engineering example and calculation method of this paper, the bearing capacities of the large-diameter pile under extra-thick fine sand layer were further analyzed. The results show that the presented method can well determine the range of settlement of the grouted pile. It is suggested that the calculated lower bound can be used as an engineering design. The bearing capacity of the large-diameter pile is gradually increasing with the increase of pile diameter or pile length. When the pile diameter is constant, the increased range of bearing capacity of the large-diameter pile is decreased with the increase of pile length. The pile length reaches a certain value, the ratio of the mobilized base resistance to the total capacity is almost zero. This indicates an effective pile length problem by increasing the pile length to improve the bearing capacity of large diameter pile. Effective pile length, bearing capacity and percentage of load carried by pile tip of the large-diameter pile can be significantly improved by combined grouting of pile tip and side.

Keywords: extra-thick fine sand layer; large-diameter grouted pile; load transfer method; BoxLucas1 model; improvement factor; load settlement relationship

收稿日期: 2017-03-15

基金项目: 国家自然科学基金项目(No. 51478109, No. 51678145); 浙江省交通运输厅科研项目(No. 2014H10); 江苏高校优势学科建设工程资助项目(No. 1105007002)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51478109, 51678145), the Scientific Research Plan Projects of Department of Transport of Zhejiang Province (2014H10) and the Priority Academic Program Development of Jiangsu Higher Education Institutions (1105007002).

第一作者简介: 王志辉, 男, 1990 年生, 博士研究生, 主要从事桩基础与深基础工程方面的研究工作。E-mail: seuwanzhihui@163.com

通讯作者: 戴国亮, 男, 1975 年生, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事岩土工程方面的教学和科研工作。E-mail: daigl@seu.edu.cn

1 引言

随着大型桥梁、超高层建筑的大量涌现，大直径钻孔灌注桩应用越来越广泛。而钻孔灌注桩施工过程中会对桩周土及桩端持力层引起扰动，并产生桩侧泥皮和桩端沉渣，从而造成钻孔灌注桩的竖向承载力大大降低。大量工程实践表明，后压浆技术能有效地改善因施工造成的缺陷，增强桩侧土和桩端土的强度和刚度，达到提高桩基极限承载力，减小桩基沉降量的目的^[1-4]。因此，近年来该技术在在大直径钻孔灌注桩中得到了广泛的应用与发展^[5-7]。

由于大直径钻孔灌注桩承载特性较为复杂，目前主要基于现场静载荷试验对其承载性能进行研究与探讨^[8-10]。而实际工程中大直径桩是以承载力和沉降双控准则进行设计的，并且后压浆桩的广泛应用对其设计提出了更高的要求。因此，有必要进一步深入分析大直径后压浆桩的荷载传递特性，在此基础上研究大直径后压浆桩的荷载-沉降关系有着重要的意义。

本文基于石首长江公路大桥南北引桥8根大直径钻孔灌注桩现场静载荷试验结果，分析大直径后压浆桩的荷载传递特性，采用BoxLucas1函数的荷载传递模型，在考虑浆泡半径和桩身水泥结石体厚度的基础上建立后压浆桩荷载-沉降关系的计算方法，并给出不同土层桩侧、桩端增强因子经验取值范围。通过工程实例验证本方法的合理性，最后在此基础上进一步开展超厚细砂地层大直径桩的承载性状，探讨其承载特性的变化规律。

2 场地地层及试桩概况

2.1 工程地质概况

石首长江公路大桥位于石首市长江下游南北碾子湾段长江及其两岸，主桥采用主跨820 m双塔单侧混合梁斜拉桥，路线全长39.723 km，工程规模大、技术含量高，属于世界级桥梁工程。其中主桥总长1.445 km，南北引桥总长8.079 km，主引桥基础均采用大直径灌注桩。为了提高桩基承载力，优化设计桩长，节约工程造价，该桩基工程采用桩端、桩侧组合后压浆技术。

根据桥址区地质钻探及原位测试结果，场地勘探深度80 m范围内揭露的地层均为第四系松散沉积物，揭露地层上部为第四系全新统黏土、淤泥质土，下部为全新统细砂土，场地地层基本为细砂层。试桩长度范围内分布的主要地层有淤泥质土、黏土、粉质黏土、粉土及细砂土；浅层粉质黏土为软塑~

可塑状态，标准贯入击数在2~11之间；深层细砂土呈中密~密实状态，标准贯入击数为16~41。各试验场地桩长范围内土层分布剖面图及土层标准贯入击数如图1所示。

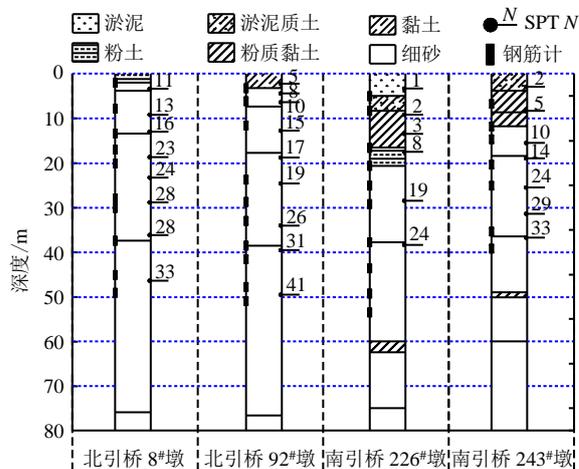


图1 试验场地土层分布剖面图及钢筋计布置图
Fig.1 Profile of soil layer distribution on test sites and shaft instrumentation

2.2 试桩概况

基于石首长江公路大桥工程开展的大直径灌注桩现场静载荷试验，选取引桥试桩压浆前后桩身受力实测结果进行整理分析。南北岸引桥试验桩共8根，北岸引桥试桩SZY01~SZY04采用回旋钻反循环成孔工艺，南岸引桥试桩SZY05~SZY08采用旋挖钻成孔工艺，桩身混凝土强度等级为C30。试桩SZY02~SZY06、SZY08均采用桩端、桩侧组合后压浆技术，而试桩SZY01、SZY07采用桩侧后压浆技术。桩端设置3根压浆直管，桩侧设置2道压浆环管（除试桩SZY01设置3道）。后压浆浆液采用P.O42.5普通硅酸盐水泥配制，水灰比为0.5，试桩均在第1次静载荷试验结束后进行压浆。试桩概况如表1所示，各试桩压浆参数见表2。

静载试验采用慢速维持荷载法，采用双荷载箱自平衡法加载装置。荷载加、卸载方法按照《基桩静载试验自平衡法》^[11]。为研究桩端桩侧压浆对桩基承载性能的影响，在场地土层内的桩身布置钢筋应力计，每个断面在试桩桩身内的主筋上对称地焊接4个钢筋应力计。钢筋应力计的埋置应根据场地土层的分布情况和桩长确定，具体布置情况如图1所示。在桩顶安装2只位移传感器量测桩顶位移，上、下荷载箱各安装2只位移传感器量测上、下荷载箱的位移，在施加每级荷载稳定后得到桩顶、上下荷载箱的位移值。利用布置在桩身不同位置的钢

筋应力计可以间接获得桩身轴力、桩侧阻力及桩身不同位置处的桩-土相对位移等。

荷载传递特性会产生明显影响。

表 1 试桩概况

Table 1 Overview of the test piles

试验场地	桩号	桩径 /m	桩长 /m	桩端持力层	测试模式
北引桥	SZY01	2.0	50	细砂	压浆前、后
88#墩	SZY02	2.0	50	细砂	压浆前、后
北引桥	SZY03	2.0	52	细砂	压浆前、后
92#墩	SZY04	2.0	52	细砂	压浆前、后
南引桥	SZY05	1.8	54	细砂	压浆前、后
226#墩	SZY06	1.8	54	细砂	压浆前、后
南引桥	SZY07	1.5	40	细砂	压浆前、后
243#墩	SZY08	1.5	40	细砂	压浆前、后

表 2 压浆参数

Table 2 Grouting parameters

桩号	水灰比	压浆水泥用量 /t		终止压力 /MPa		压浆模式
		桩侧	桩端	桩侧	桩端	
SZY01	0.5	3.6	3.9	3.9	3.9	桩侧
SZY02	0.5	3.0	4.0	2.7	4.2	桩端桩侧
SZY03	0.5	3.4	3.6	2.8	4.3	桩端桩侧
SZY04	0.5	3.4	3.6	2.9	4.2	桩端桩侧
SZY05	0.5	3.2	2.8	4.2	5.5	桩端桩侧
SZY06	0.5	3.2	2.8	4.8	5.7	桩端桩侧
SZY07	0.5	2.5		2.7		桩侧
SZY08	0.5	2.4	2.4	3.1	3.5	桩端桩侧

注：桩侧终止压力仅给出了底层桩侧环管的压浆压力。

3 现场试验数据分析

参考文献[10]对 8 根试桩压浆前、后的现场试验结果进行统计分析，得到了压浆前 809 个、压浆后 883 个桩侧阻力-桩土相对位移 (τ, s) 数据点及压浆前 59 个、压浆后 53 个桩端阻力-桩端位移 (q_b, s_b) 数据点，如图 2、3 所示。

从图 2 可知，压浆前、后的桩侧阻力-桩土相对位移关系采用 BoxLucas1 函数模型都可以较好地拟合，压浆前、后 BoxLucas1 函数模型的拟合精度分别为 $R^2=0.8308$ 、 $R^2=0.8841$ 。由于压力浆液上返、下渗充填了桩与土、土与土接触面的缺陷，有效地加固桩侧泥皮和桩侧土体，使得桩身一定长度范围内的桩径和桩侧面积增大，并改善了桩侧与土体的边界条件，从而提高了桩侧土的强度与刚度。因此，压浆桩的桩侧土初始刚度 k'_s 要大于未压浆桩的桩侧土初始刚度 k_s ，压浆桩的侧阻力值 τ' 大于未压浆桩的侧阻力值 τ ，压浆后桩侧阻力增量值为 $\Delta\tau$ ，则压浆后极限侧阻力 τ'_f 等于压浆前极限侧阻力 τ_f 与侧阻力增量 $\Delta\tau$ 之和，表明组合压浆对桩的

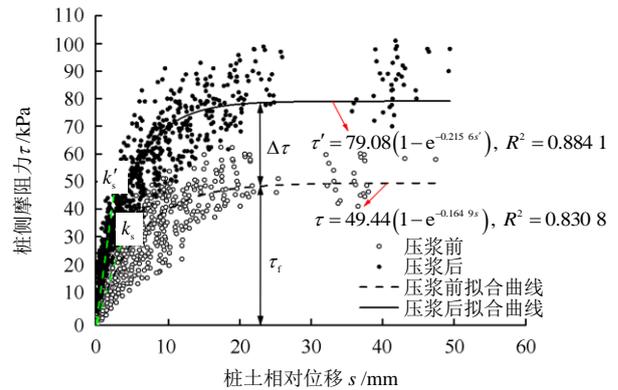


图 2 压浆前后实测和拟合的桩侧阻力-桩土相对位移曲线
Fig.2 Measured data and fitted friction-relative displacement of pile side before and after grouting

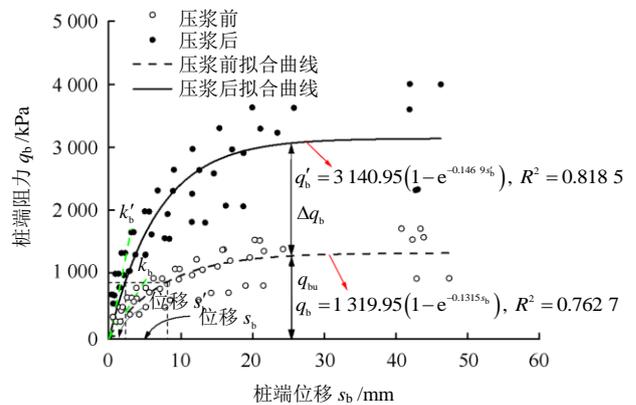


图 3 压浆前后实测和拟合的桩端阻力-桩端位移曲线
Fig.3 Measured data and fitted resistance-displacement of pile tip before and after grouting

从图 3 可知，压浆前、后的桩端阻力-桩端位移关系采用 BoxLucas1 函数模型也达到了较好的拟合效果，压浆前、后 BoxLucas1 函数模型的拟合精度分别为 $R^2=0.7627$ 、 $R^2=0.8185$ 。试桩压浆前、后桩端阻力随桩端位移的变化形态大致相同，在相同的桩端承载力作用下，压浆桩的桩端位移 s'_b 要明显小于未压浆桩的桩端位移 s_b ，且较小的桩端位移就能发挥较大的桩端阻力。由于压力浆液对桩端土层、桩端沉渣起到了渗透、压密、劈裂等作用，并在桩端以球形方式扩散，或形成球状浆泡挤密土体，从而增大了桩端面积^[12]。因此，压浆桩的桩端土初始刚度 k'_b 要大于未压浆桩的桩端土初始刚度 k_b ，压浆桩的端阻力值 q'_b 远大于未压浆桩的端阻力值 q_b ，压浆后桩端阻力增量值为 Δq_b ，则压浆后极限端阻力 q'_{bu} 等于压浆前极限端阻力 q_{bu} 与端阻力增量 Δq_b 之和，说明组合压浆效果显著，对桩端承载特性产

生明显影响。

4 组合压浆桩荷载-沉降关系研究

4.1 荷载传递模型的建立

目前上部结构对基础沉降的要求越来越严格，后压浆技术也不仅仅是作为提高承载力的措施，在许多工程中后压浆技术逐渐成为沉降控制的手段，因此，研究后压浆桩的沉降对后压浆技术的应用和完善有着重要的意义。而荷载传递法在众多单桩承载力理论分析方法中是目前应用最为广泛的方法，该方法考虑了桩-土间的非线性和土体的成层性并能准确地给出单桩荷载-沉降曲线，因此，可以将荷载传递法推广到后压浆桩荷载-沉降关系中。

荷载传递法简单而实用，其关键是确定合理的桩侧和桩端荷载传递函数。根据前面分析可知，BoxLucas1 函数能较好地模拟桩侧、桩端荷载发挥特性，因此，本文采用 BoxLucas1 函数模型作为荷载传递函数。该模型因其涉及的参数较少而得到了广泛的应用，同时许多工程实例也已经验证了该模型的合理性^[13-14]。由于压力浆液对桩端及桩侧土体起到渗透、压密、劈裂等不同作用，有效地加固了桩端沉渣、桩侧泥皮、桩端及桩侧土体，增强了桩端及桩侧土层的强度和刚度，从而提高了端阻力和侧阻力，如图 4 所示。为了反映浆液加固对端阻力和侧阻力的提高，本文引入桩侧阻力和桩端阻力增强因子^[15]，其表达式如下：

桩侧、桩端初始刚度的增强因子分别为

$$\alpha_s = \frac{k'_s}{k_s}, \alpha_b = \frac{k'_b}{k_b} \quad (1)$$

桩侧、桩端极限阻力的增强因子分别为

$$\beta_s = \frac{\tau_f + \Delta\tau}{\tau_f}, \beta_b = \frac{q_{bu} + \Delta q_b}{q_{bu}} \quad (2)$$

式中： k_s 、 k_b 分别为未压浆桩桩侧、桩端初始刚度； k'_s 、 k'_b 分别为压浆桩桩侧、桩端初始刚度； τ_f 、 q_{bu} 分别为未压浆桩极限侧阻力、极限端阻力； $\Delta\tau$ 、 Δq_b 分别为浆液加固产生的极限侧阻力增量、极限端阻力增量。

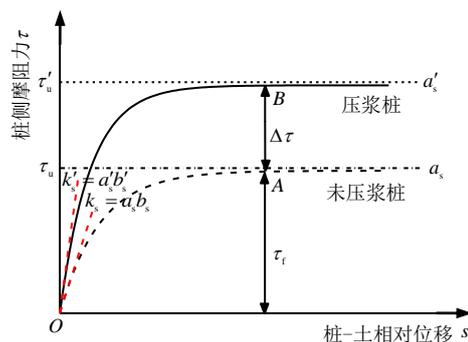
未压浆桩侧阻力和端阻力的荷载传递函数分别为

$$\left. \begin{aligned} \tau &= a_s \left(1 - e^{-b_s s}\right) \\ q_b &= a_b \left(1 - e^{-b_b s_b}\right) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

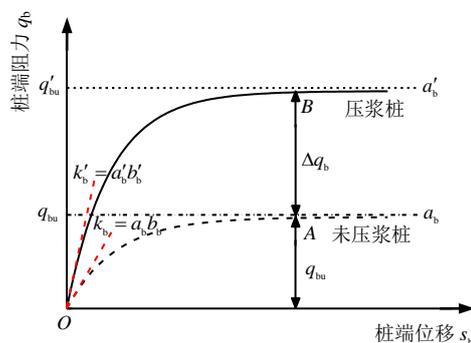
则压浆桩侧阻力和端阻力的荷载传递函数分别为

$$\left. \begin{aligned} \tau' &= \beta_s a_s \left(1 - e^{-\frac{\alpha_s}{\beta_s} b_s s'}\right) \\ q'_b &= \beta_b a_b \left(1 - e^{-\frac{\alpha_b}{\beta_b} b_b s'_b}\right) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中： τ 、 τ' 分别为未压浆桩与压浆桩侧摩阻力； q_b 、 q'_b 分别为未压浆桩与压浆桩端阻力； s 、 s' 分别为未压浆桩与压浆桩桩-土相对位移； s_b 、 s'_b 分别为未压浆桩与压浆桩桩端位移； a_s 、 b_s 、 a_b 、 b_b 分别为未压浆桩桩侧土和桩端土的荷载传递参数。



(a) 桩侧阻力-桩土相对位移关系曲线



(b) 桩端阻力-桩端位移关系曲线

图 4 压浆前、后桩端桩侧荷载传递曲线
Fig.4 Load transfer curves of pile tip and side before and after grouting

考虑到桩端、桩侧组合压浆过程中浆液上返、下渗使得桩底面积扩大及在桩身一定长度范围内的桩径和桩侧面积增大，如图 5 所示。对组合压浆后荷载传递模型作如下假定：①土体为各向同性的均质体；②浆液为不可压缩、均质、各向同性且非时变性黏性流体；③浆液在桩底以球形方式扩散，或压密土体形成球状浆泡^[12]；④浆液沿桩身形成的环形水泥浆脉呈均匀分布^[16]，假设浆液沿整桩均匀分布，任意段高度 z 的水泥结石体厚度 δ 相等，即 $\delta(z) = \delta$ 。因此，考虑组合压浆后沿整桩均匀分布的水泥结石体的厚度 δ ，则压浆后桩身半径 $r_L = r_0 +$

δ ，其中 r_0 为未压浆桩的半径。另外，浆液在桩底形成球状浆泡结石体，浆泡结石体的半径为 r_g ，而浆泡半径 r_g 的增大，将扩大桩底面积 A_g 。

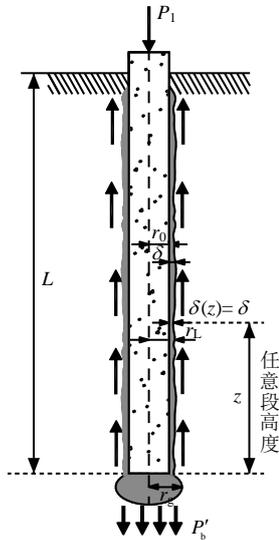


图5 组合压浆荷载传递模型
Fig. 5 Model of load transfer along tip and side of grouting pile

4.2 后压浆桩荷载传递分析的迭代法

为了计算成层土中后压浆桩的荷载-位移关系，将桩划分为 n 个分段，各分段长度可以相同也可以不相同，按实际计算要求而定，但不同土层分界面需为桩的单元分界面。通过假定不同的桩端位移值，就能得到不同的桩顶荷载和桩顶位移，进而得到桩顶荷载-位移的关系曲线。

后压浆桩荷载-位移关系的迭代计算具体步骤如下：

(1) 根据场地土层情况将桩划分为 n 个分段，如图6所示。假定桩端位移 s'_b ，可计算出桩端承载力 $P'_b = A_g q'_b(s'_b)$ ，即为第 n 分段底面的轴力 $P_{n+1} = P'_b$ ，位移 $s_{n+1} = s'_b$ 。

(2) 根据桩身传递函数 $\tau'(s'_b)$ 可分别计算出第 n 分段的轴力增量 $\Delta P_n = u_L \Delta L_n \tau'(s'_b)$ (u_L 为压浆桩截面周长， $u_L = 2\pi r_L$) 和第 n 分段顶面的轴力 $P_n = P_{n+1} + \Delta P_n$ 。

(3) 根据第 n 分段顶面的轴力 P_n 分别计算出第 n 分段的弹性压缩量 $\Delta s_n = \frac{1}{2} (P_b + P_n) \Delta L_n / E_p A_L$ (E_p 、 A_L 分别为桩弹性模量、压浆桩的截面积， $A_L = \pi r_L^2$) 和第 n 分段顶面的桩身沉降量 $s_n = s'_b + \Delta s_n$ 。

(4) 对第 n 分段进行迭代计算，根据位移值 s_n 和 s'_b 的平均值计算 $\Delta P'_n = u_L \Delta L_n \tau' \left(\frac{s_n + s'_b}{2} \right)$ ，重复步

骤(2)和(3)得到 $\Delta P'_n$ 、 $\Delta s'_n$ 、 s'_n 。

(5) 然后比较 $\Delta s'_n$ 和 Δs_n (或 $\Delta P'_n$ 和 ΔP_n)，若 $|\Delta s'_n - \Delta s_n| > \xi$ (或 $|\Delta P'_n - \Delta P_n| > \xi$ (其中 $\xi = 10^{-10}$))，则重复步骤(2)~(4)，直至 $|\Delta s'_n - \Delta s_n| < \xi$ (或 $|\Delta P'_n - \Delta P_n| < \xi$)。

(6) 按照上述步骤依次向上计算各分段，考虑每个分段的荷载位移协调，直到桩的第1分段，即可求得各分段桩侧摩阻力 τ'_i 和各分段顶面的桩身沉降量 s_i 。

(7) 通过假定不同的 s'_b 值，重复步骤(1)~(6)计算，就能得到不同的桩顶荷载 P_1 和桩顶位移 s_1 ，进而得到压浆桩桩顶荷载-位移的关系曲线。

若不考虑浆泡半径和桩身水泥结石体厚度，并采用未压浆桩侧摩阻力 τ 和端阻力 q_b 的传递函数，则该迭代计算法退化为未压浆桩荷载-位移关系的迭代方法。

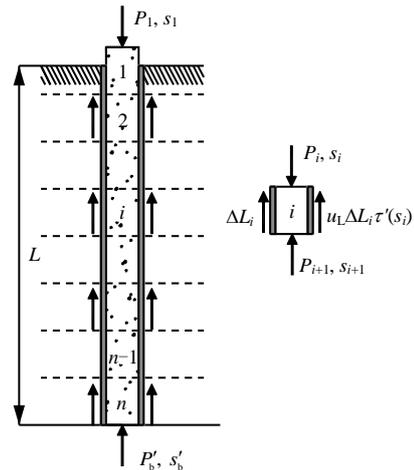


图6 桩的分段迭代计算原理示意图
Fig. 6 Calculation schematic diagram of sub iteration of pile

4.3 模型参数取值

荷载传递函数的参数取值对计算结果有着较大的影响。在荷载传递函数计算过程中需要确定的参数包括桩侧每层土的荷载传递参数 a_s 、 b_s 和桩端土的荷载传递参数 a_b 、 b_b ，每层土桩侧初始刚度和桩端土初始刚度的增强因子 α_s 、 α_b ，每层土桩侧阻力和桩端阻力的增强因子 β_b 、 β_s ，及浆泡的半径 r_g 、水泥结石体的厚度 δ 。其中荷载传递参数可通过现场静载荷试验得出，若没有实测数据可按下式近似计算^[17-18]：

$$\left. \begin{aligned} a_s &= \frac{\tau_f}{R_f} = \frac{\sigma_n \tan \theta}{R_f} \\ a_b &= q_{bu} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} b_s &= \frac{G_s R_f}{r_0 \sigma_n \tan \theta \ln \left(\frac{r_m}{r_0} \right)} \\ b_b &= \frac{4G_b}{q_{bu} \pi r_0 (1 - \nu_b)} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中： σ_n 为某深度处的有效应力； θ 为桩-土界面的摩擦角，可按桩侧土体的内摩擦角取值； R_f 为桩侧土侧阻剪切破坏比； G_s 、 G_b 分别为桩侧、桩端土层的剪切模量； r_0 为桩的半径； r_m 为桩的影响半径，可近似计算： $r_m=2.5L\rho(1-\nu_s)$ ， L 为桩长， ρ 为不均匀系数，表示桩身中部与桩端处的土体剪切模量之比， ν_s 、 ν_b 分别为桩侧、桩端土层的泊松比。

极限端阻力可通过与土体参数的经验公式得到^[19]；水泥结石体的厚度可根据工程经验取值^[16, 20]。浆泡半径可按 Mullins 等^[21]给出的范围（ $1.15r_0 \sim 1.9r_0$ ）进行取值，也可以通过下式近似计算^[22]：

$$r_g = \frac{r_0}{\left(a_1 I_{rr} + \frac{1}{I_{rr}} - \frac{1}{I_r} \right)^{1/3}} \quad (7)$$

$$I_{rr} = \left(\frac{P + a_2}{a_3} \right)^{a_4} \quad (8)$$

$$I_r = \frac{E}{2(1 + \mu)(c + q \tan \varphi)} \quad (9)$$

$$a_1 = \frac{1}{I_r} - 1 + \left[1 - \frac{1 + \mu}{2E} \frac{4 \sin \varphi}{3 - \sin \varphi} (q + c \cot \varphi) \right]^3 \quad (10)$$

$$a_2 = c \cot \varphi \quad (11)$$

$$a_3 = \frac{3(1 + \sin \varphi)}{4 \sin \varphi} (q + c \cot \varphi) \quad (12)$$

$$a_4 = \frac{3(1 + \sin \varphi)}{4 \sin \varphi} \quad (13)$$

式中： I_r 为刚度指标； I_{rr} 为修正刚度指标； a_1 、 a_2 、 a_3 、 a_4 为常数； E 为土体的弹性模量； μ 为土的泊松比； q 为土体的有效应力； c 、 φ 分别为土的黏聚力和内摩擦角； P 为压浆压力。

侧阻、端阻增强因子的取值将直接影响后压浆桩荷载-沉降关系，并且压浆过程的复杂性和不确定性对桩侧阻力、桩端阻力增强因子造成较大的离散性，同时不同土层的桩端阻力、桩侧阻力增强因子也是不同的。为了能合理地给出桩侧阻力、桩端阻力增强因子的取值范围，对石首长江公路大桥引桥

8 根试桩压浆前、后不同土层端阻力和侧阻力变化进行统计分析，得到的不同土层桩侧、桩端初始刚度增强因子如表 3 所示，不同土层侧阻、端阻增强因子如表 4 所示。

表 3 不同土层桩侧、桩端初始刚度增强因子

Table 3 Enhancement factors of the initial stiffness of side friction and tip resistance for different soil types

增强因子	α_s				α_b	
	黏土	粉质黏土	粉土	细砂	细砂	细砂
最大值	1.70	1.72	1.89	2.28	5.14	
平均值	1.53	1.69	1.71	1.80	3.37	
最小值	1.33	1.65	1.53	1.58	2.26	
变异系数	0.10	0.02	0.10	0.16	0.30	

表 4 不同土层侧阻、端阻增强因子

Table 4 Enhancement factors of side friction and tip resistance for different soil types

增强因子	β_s					β_b
	淤泥质土	黏土	粉质黏土	粉土	细砂	细砂
最大值	1.42	1.72	1.99	1.93	1.61	2.42
平均值	1.28	1.32	1.70	1.92	1.47	2.34
最小值	1.12	1.11	1.37	1.91	1.31	2.14
变异系数	0.08	0.22	0.13	0.01	0.08	0.04

4.4 工程实例分析

为了验证本方法的合理性，选用石首长江公路大桥引桥 SZY08 试桩为算例，其桩长范围内土层类型及基本参数见表 5，其中黏性土层采用直接快剪试验强度指标。按照前述的荷载传递函数迭代计算理论进行分析。根据现场静载荷试验得出未压浆桩桩侧摩阻力和桩端阻力参数，所需的参数如表 6 所

表 5 试桩 SZY08 各土层物理力学参数

Table 5 Parameters of each soil layer for test pile SZY08

土层名称	层厚 /m	γ /(kN/m^3)	c /kPa	φ /($^\circ$)	E_s /MPa
淤泥质土	6.5	17.3	6.1	5.1	2.88
粉质黏土	7.9	18.5	16.2	13.9	4.43
细砂	7.6	19.0	16.0	30.7	10.20
细砂	15.0	19.4	15.0	33.0	12.00
细砂	3.0	19.4	15.0	33.9	12.40

表 6 未压浆桩侧阻和端阻参数

Table 6 Parameters of side friction and tip resistance for ungrouted pile

土层名称	厚度 /m	a_s /kPa	b_s /(mm^{-1})	a_b /kPa	b_b /(mm^{-1})
淤泥质土	6.5	42.88	0.17		
粉质黏土	7.9	82.74	0.38		
细砂	7.6	65.93	0.26	406.82	0.23
细砂	15.0	48.49	0.84		
细砂	3.0	62.64	0.34		

示。水泥结石体的厚度 δ 取5 cm, 则压浆后桩身半径 $r_L=r_0+0.05$, 浆泡半径按式(7)计算得到 $r_g=1.38r_0$ 。

采用本文的荷载传递函数的迭代法, 根据迭代计算步骤, 对未压浆桩和组合压浆桩的荷载-沉降关系进行了计算, 分别得到了未压浆桩的荷载-沉降关系曲线、组合压浆桩在增强因子最大值、平均值和最小值时的荷载-沉降关系曲线, 并与实测值进行对比, 如图7、8所示。

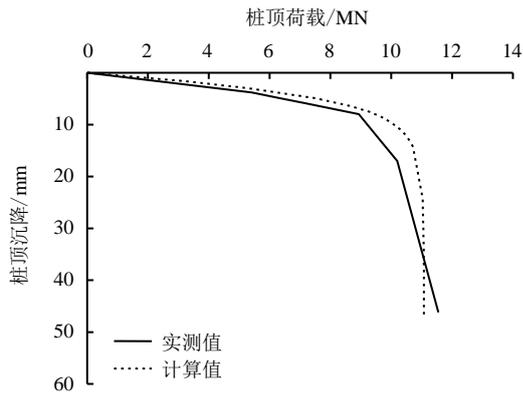


图7 未压浆桩荷载-沉降关系计算值与实测值对比

Fig.7 Comparison between the calculated and measured settlement of the ungrouted pile

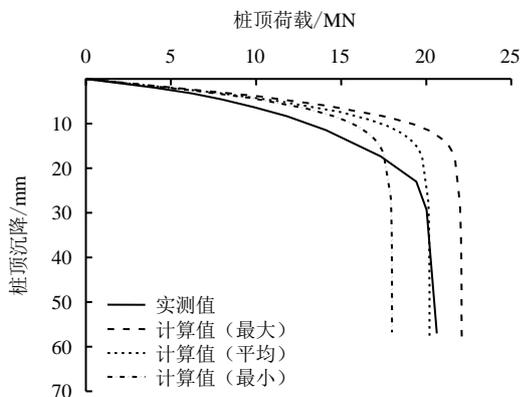


图8 后压浆桩荷载-沉降关系计算值与实测值对比

Fig.8 Comparison between the calculated and measured settlement of the grouted pile

由图7可知, 未压浆桩荷载-沉降关系的计算结果与实测结果相近, 表明本文所建立的未压浆桩荷载传递计算模型及其参数取值是合理可行的, 并在考虑侧阻、端阻增强因子、浆泡半径和桩身水泥结石体厚度的基础上, 将该计算模型应用于压浆桩荷载-沉降关系的计算。由图8可知, 压浆桩荷载-沉降关系的实测结果在计算结果的区间范围内, 并与采用的侧阻、端阻增强因子平均值的计算结果较为接近, 因此, 通过本文方法得到的计算区间能给

出后压浆桩荷载-沉降关系的范围。此外, 从设计角度考虑, 可以保守地将计算结果的下限作为工程设计使用。

5 大直径后压浆桩承载性状分析

为了进一步研究超厚细砂地层大直径桩的承载性状, 基于石首长江公路大桥引桥试桩SZY08的场地土层及参数, 根据本文的荷载传递函数的迭代法, 通过改变桩长及桩径, 对不同桩长及桩径条件下的未压浆桩和组合压浆桩的荷载-沉降关系进行计算与分析。分析计算时大直径桩桩长分别取为40、50、60、70、80、90、100 m, 桩径分别取为1.2、1.3、1.4、1.5、1.6、1.7、1.8、1.9、2.0 m。为了便于计算分析, 假定不同桩长及桩径条件下组合压浆桩的浆泡半径和桩身水泥结石体厚度与试桩SZY08的参数值相同, 并采用侧阻、端阻增强因子的平均值计算不同桩长及桩径条件下组合压浆桩。因此, 通过本文建立的荷载传递函数的迭代法对不同桩长及桩径条件下的未压浆桩和组合压浆桩的荷载-沉降关系进行计算, 将计算得到的单桩荷载-沉降关系曲线拐点对应的荷载作为其极限承载力, 则不同桩长及桩径条件下大直径未压浆桩和压浆桩的极限承载力分布如图9所示, 及不同桩长及桩径条件下大直径未压浆桩和压浆桩端阻力所占比例分布如图10所示。

由图9可知, 随着桩长或桩径的增加, 大直径未压浆桩和压浆桩的极限承载力均逐渐增大。当桩径一定时, 大直径桩的极限承载力提高幅度随着桩长增加而逐渐趋于缓慢, 当达到一定桩长时, 极限

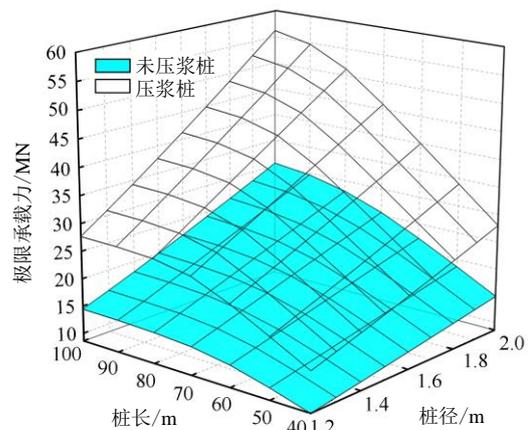


图9 不同桩长及桩径条件下大直径未压浆桩和压浆桩的极限承载力

Fig.9 Ultimate bearing capacities of the large-diameter ungrouted and grouted piles with different lengths and diameters of pile

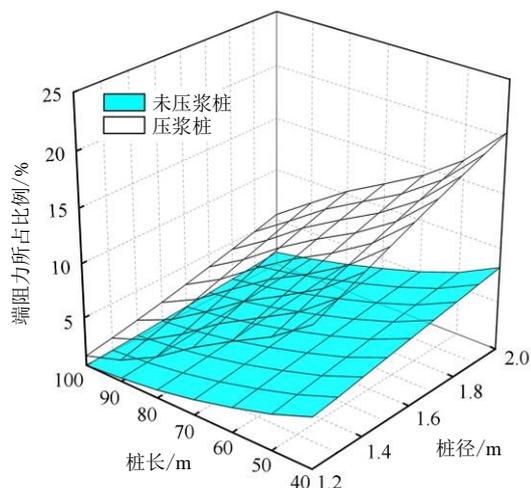


图10 不同桩长及桩径条件下大直径未压浆桩和压浆桩端阻力所占比例

Fig.10 Percentage of load carried by pile tip of the large-diameter ungrouted and grouted piles with different lengths and diameters of pile

承载力的提高幅度几乎为 0, 表明继续增加桩长存在经济合理性问题, 即用增加桩长的方式来提升大直径桩的极限承载力存在一个有效长度; 当桩长一定时, 大直径桩的极限承载力随着桩径增加而近似呈线性增大。对于组合压浆桩, 当桩径一定时, 其极限承载力提高幅度随着桩长增加而变缓时对应的桩长相比未压浆桩要大, 表明桩端桩侧组合后压浆技术能改善大直径桩的有效桩长问题。此外, 根据未压浆桩和组合压浆桩的极限承载力分布可知, 采用组合后压浆技术能显著提高大直径桩的极限承载力, 且随着桩长或桩径的增加, 其提高幅度逐渐增大。

由图 10 可知, 随着桩长增加, 大直径桩端阻力所占比例逐渐减小, 当桩长达到一定值时, 端阻所占比例几乎为 0, 按荷载传递方式属于摩擦型桩, 并且进一步表明通过继续增加桩长来提升大直径桩的承载性能将难以达到预期的效果; 随着桩径增加, 大直径桩端阻力所占比例呈线性增长。对于组合压浆桩, 当桩长较短时, 大直径桩端阻力所占比例随着桩径增加而提高幅度越大, 其荷载传递方式由摩擦型桩转变为端承摩擦型桩, 表明采用组合后压浆技术对大直径桩的荷载传递特性会产生明显影响。此外, 对比未压浆桩和组合压浆桩端阻力所占比例分布可知, 组合后压浆技术能大幅增加端阻力所占比例, 且桩长越短及桩径越大, 其增加的量值越大。

6 结论

(1) 基于现场静载荷试验结果, 分析了端阻力

与侧阻力发挥情况, 桩端桩侧组合压浆后增强了桩端土和桩侧土的初始刚度, 并提高了桩端阻力与桩侧阻力, 对桩基的荷载传递特性产生了明显的影响。

(2) 在荷载传递法的基础上, 采用 BoxLucas1 函数的荷载传递模型, 建立了组合后压浆桩荷载-沉降曲线的计算方法, 并在统计的基础上确定了不同土层桩侧、桩端增强因子取值范围。

(3) 工程实例分析表明, 本文的计算方法能给出后压浆桩荷载-沉降关系曲线的范围, 并从设计角度考虑, 建议采用计算结果的下限作为工程设计使用。

(4) 大直径桩承载性能随着桩长或桩径增加逐渐提高, 桩径一定时, 大直径桩的承载性能提高幅度随着桩长增加而逐渐趋于缓慢, 表明通过增加桩长来提升大直径桩的承载性能存在一个有效长度问题。而组合后压浆技术能增加大直径桩的有效桩长, 并能显著的提升大直径桩的极限承载力, 且随着桩长或桩径的增加, 其增幅逐渐增大。

(5) 大直径桩端阻力所占比例随着桩长增加逐渐减小, 桩长达到一定值时, 端阻所占比例几乎为 0, 进一步表明通过继续增加桩长来提升大直径桩的承载性能将难以获得较好的效果。而组合后压浆技术能大幅增加端阻力所占比例, 且桩长越短及桩径越大, 其增值越大。

参考文献

- [1] 张忠苗. 灌注桩后注浆技术及工程应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2009.
ZHANG Zhong-miao. Post-grouting technology of bored piles and its engineering application[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2009.
- [2] MULLINS G, DAPP S, FREDERICK E, et al. Post grouting drilled shaft tips: Phase I[R]. Tampa, USA: Research Report University of South Florida, 2001: 127-156.
- [3] 黄生根, 张晓炜, 曹辉. 后压浆钻孔灌注桩的荷载传递机理研究[J]. 岩土力学, 2004, 25(2): 251-254.
HUANG Sheng-gen, ZHANG Xiao-wei, CAO Hui. Mechanism study on bored cast-in-place piles with post-grouting technology[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2004, 25(2): 251-254.
- [4] DAPP S D, MUCHARD M, BROWN D A. Experiences with base grouted drilled shafts in the Southeastern United States[C]//Proceedings of 10th International Conference on Piling and Deep Foundations. Amsterdam: DFI, 2006.

- [5] 张帆, 龚维明, 戴国亮. 大直径超长灌注桩荷载传递机理的自平衡试验研究[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(4): 464—469.
ZHANG Fan, GONG Wei-ming, DAI Guo-liang. Experimental research on the load transfer mechanism of super-long large diameter bored pile with the self-balanced load test method[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2006, 28(4): 464—469.
- [6] SAFAQAH O, BITTNER R, ZHANG X G. Post-grouting of drilled shaft tips on the Sutong Bridge: A case study[C]//Proceedings of Geo-Denver 2007 Congress: Contemporary Issues in Deep Foundation. Denver: [s. n], 2007.
- [7] 李永辉, 朱翔, 周同和. 桩端后注浆对大直径灌注桩影响的现场对比试验研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(增刊 2): 388—396.
LI Yong-hui, ZHU Xiang, ZHOU Tong-he. experimental study of effects of pile tip post grouting on bearing characteristics of large-diameter bored pile[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2016, 37(Supp. 2): 388—396.
- [8] 王志辉, 刘斌, 庄平辉. 大直径桩端压力注浆灌注桩的承载性状试验[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2002, 23(2): 160—163.
WANG Zhi-hui, LIU Bin, ZHUANG Ping-hui. Bearing behavior experimental of bottom-grouted large diameter bore pile[J]. **Journal of Northeastern University (Natural Science)**, 2002, 23(2): 160—163.
- [9] 刘念武, 龚晓南, 俞峰. 大直径钻孔灌注桩的竖向承载性能[J]. 浙江大学学报(工学版), 2015, 49(4): 763—768.
LIU Nian-wu, GONG Xiao-nan, YU Feng. Vertical bearing capacity of large-diameter bored pile[J]. **Journal of Zhejiang University (Engineering Science)**, 2015, 49(4): 763—768.
- [10] 戴国亮, 万志辉. 后压浆桩增强效应作用机制及荷载沉降关系研究[J]. 岩土工程学报, 2017, 39(12): 2235—2244.
DAI Guo-liang, WAN Zhi-hui. Study on enhanced mechanism and load settlement relationship of post grouting pile[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2017, 39(12): 2235—2244.
- [11] 东南大学, 等. JT/T 738-2009 基桩静载试验——自平衡法[S]. 北京: 人民交通出版社, 2009.
Southeast University, et al. JT/T 738-2009 Static loading test of foundation pile—Self-balanced method[S]. Beijing: China Communications Press, 2009.
- [12] RUIZ M E, PANDO M A. Load transfer mechanisms of tip post-grouted drilled shafts in sand[C]//Proceedings of International Foundation Congress and Equipment Expo: Contemporary Topics in Deep Foundation. Orlando: ASCE, 2009: 23—30.
- [13] WANG Z, XIE X, WANG J. A new nonlinear method for vertical settlement prediction of a single pile and pile groups in layered soils[J]. **Computers and Geotechnics**, 2012, 45(45): 118—126.
- [14] LI S, ZHANG Q, ZHANG Q, et al. Field and theoretical study of the response of super-long bored pile subjected to compressive load[J]. **Marine Georesources & Geotechnology**, 2016, 34(1): 71—78.
- [15] FANG K, ZHANG Z, YANG Q. Response evaluation of axially loaded grouted drilled shaft[J]. **Marine Georesources & Geotechnology**, 2014, 32(2): 123—134.
- [16] 张忠苗, 邹健, 刘俊伟, 等. 桩端后注浆浆液上返高度的理论研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(8): 2535—2540.
ZHANG Zhong-miao, ZOU Jian, LIU Jun-wei, et al. Theoretical study of climbing height of grout in pile-bottom base grouting[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(8): 2535—2540.
- [17] CLOUGH G W, DUNCAN J M. Finite element analyses of retaining wall behavior[J]. **Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division**, 1971, 97(12): 1657—1673.
- [18] RANDOLPH M F, WROTH C P. Analysis of deformation of vertically loaded piles[J]. **Journal of Geotechnical and Engineering Division**, 1978, 104(12): 1465—1488.
- [19] JANBU N. Static bearing capacity of friction piles[C]//Proceedings of the 6th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering. [S. l.]: [s. n.], 1976, 23(1): 479—488.
- [20] 黄生根. 钻孔灌注桩压浆后浆液沿桩侧上升高度及其对桩周土的作用方式研究[J]. 岩土力学, 2006, 27(增刊 2): 779—783.
HUANG Sheng-gen. Study on rising height of grout along a pile after grouting and effect of grout on soils[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(Supp. 2): 779—783.
- [21] MULLINS G, WINTERS D. Post grouting drilled shaft tips[R]. Tallahassee: Florida Department of Transportation, 2004.
- [22] EL-KELESH A M, MOSSAAD M E, BASHA I M. Model of compaction grouting[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE**, 2001, 127(11): 955—964.