

# 基于荷载传递法的后注浆桩荷载沉降关系预测

房 凯<sup>1,2</sup>, 张忠苗<sup>1,2</sup>, 刘志军<sup>1,2</sup>, 刘兴旺<sup>3</sup>

(1. 浙江大学 岩土工程研究所, 310058 杭州; 2. 浙江大学 软弱土与环境土工教育部重点实验室, 310058 杭州;  
3. 浙江省建筑设计研究院, 310006 杭州)

**摘 要:** 为了预测竖向荷载下后注浆桩的荷载变形特性,在荷载传递法的基础上,采用双曲线的荷载传递函数,推导了后注浆桩桩身荷载和沉降关系的迭代模型,给出了成层地基中后注浆单桩的迭代求解方法. 为了考虑注浆对桩端桩侧阻力的影响,引入了后注浆荷载传递参数提高因子,在统计的基础上给出了提高因子的经验取值范围,最后通过一个工程实例评估了该方法的合理性. 结果表明本文方法能较好地给出后注浆桩荷载沉降关系的范围,可以保守地将预测的下限用于设计.

**关键词:** 后注浆桩;荷载传递法;提高因子;荷载沉降关系

中图分类号: TU473.1

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2012)12-0095-05

## Load settlement relationship prediction for grouted pile based on load transfer function method

FANG Kai<sup>1,2</sup>, ZHANG Zhong-miao<sup>1,2</sup>, LIU Zhi-jun<sup>1,2</sup>, LIU Xing-wang<sup>3</sup>

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, 310058 Hangzhou, China; 2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, 310058 Hangzhou, China;  
3. Zhejiang Province Institute of Architectural Design and Research, 310006 Hangzhou, China)

**Abstract:** To obtain a good prediction of the grouted pile behavior under vertical loads, an iteration method based on the hyperbolic load transfer function is developed to determine the load settlement relationship of the grouted pile in this paper. The calculation procedure for a single grouted pile in layered soil is presented. Four improvement factors are introduced to account for the effect of grouting on the side friction and end resistance. The empirical range of the improvement factor is also given based on statistical analysis. Finally, a case history is cited to indicate the validity of the presented method. The results show that the presented method can predict the range of load settlement relationship of the pile head well. It is suggested that the predicted lower bound can be used for a conservative design.

**Key words:** grouted pile; load transfer method; improvement factor; load settlement relationship

桩端后注浆技术已经在钻孔灌注的设计和施工中得到了广泛的应用<sup>[1]</sup>,大量工程实践表明:注入的浆液可以对桩端沉渣及桩周泥皮起到渗透、填充、压密、劈裂和固结等作用,增强桩端土和桩侧土的强度和刚度,从而达到提高桩基极限承载力,减少桩基沉降的目的<sup>[2-4]</sup>.而后注浆桩的广

泛应用对其设计提出了更高的要求,准确的预测后注浆桩的荷载沉降关系对后注浆桩的进一步应用有重要意义.

目前对后注浆桩的研究主要集中在承载力方面,很多学者给出了后注浆桩极限承载力的计算公式<sup>[5-7]</sup>,主要为基于经验系数基础上的极限承载力计算,该计算方法也被现有的规范所采用<sup>[8]</sup>.而对后注浆桩沉降特性的研究较少,特别是能有效预测后注浆桩荷载沉降关系的方法;而荷载传递法已成为预测单桩沉降的重要方法,该方法能准确方便地给出单桩的荷载沉降曲线<sup>[9]</sup>,

收稿日期: 2012-02-08.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51078330).

作者简介: 房 凯(1986—),男,博士研究生;

张忠苗(1961—),男,教授,博士生导师.

通信作者: 房 凯, fk861018@163.com.

基于理论和经验基础上的各种不同的荷载传递函数在单桩荷载沉降关系的预测中得到了广泛的应用<sup>[10-12]</sup>. 因此可以将荷载传递法推广到后注浆桩荷载位移关系的预测中.

本文在分析后注浆桩荷载传递特性的基础上, 采用双曲线的荷载传递模型, 定义了后注浆荷载传递参数提高因子, 给出了计算后注浆桩荷载-沉降曲线的方法, 并给出了提高因子的经验取值范围, 最后通过一个工程实例验证了该方法的合理性.

### 1 模型的建立

荷载传递法中, 桩被看做离散的弹性单元体, 桩单元与桩侧土体之间用非线性弹簧相连, 其应力应变关系表示桩的侧摩阻力与桩剪切位移之间的关系, 同样桩端单元也被看做用弹簧和土体相连, 其荷载变形关系表示桩端阻力与桩端位移之间的关系. 图1为荷载传递法的计算模型.

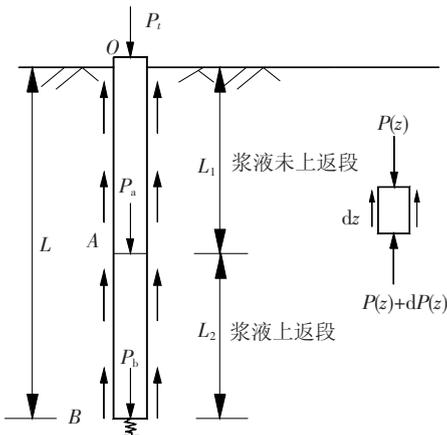


图1 荷载传递法计算模型

在竖向荷载下, 由桩单元的竖向平衡可以得到

$$\frac{dP(z)}{dz} = -U\tau(z) \quad (1)$$

式中:  $P(z)$  为桩身深度为  $z$  处的轴力,  $\tau(z)$  为深度  $z$  处的桩侧摩阻力,  $U$  为桩截面周长.

桩单元产生的弹性压缩为

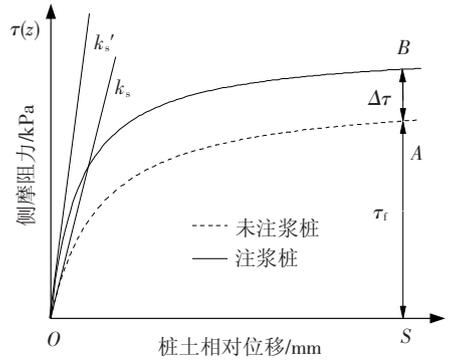
$$ds = \frac{P(z) dz}{A_p E_p} \quad (2)$$

式中:  $A_p$  为桩的截面积,  $E_p$  为桩弹性模量.

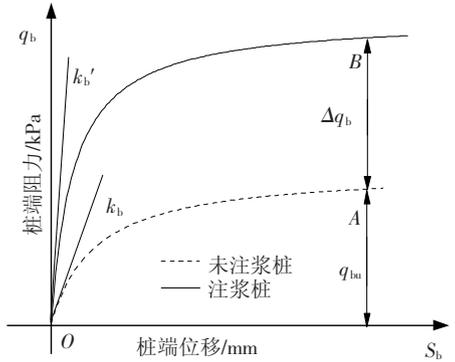
由式(1)和(2)可以得到

$$\frac{dP(z)}{ds} = -\frac{UE_p A_p}{P(z)} \tau(z) \quad (3)$$

由于双曲线函数能很好地模拟桩侧桩端荷载发挥特性, 因此本文采用双曲线函数作为荷载传递函数. 相对于未注浆桩而言, 注浆桩的桩端阻力和浆液上返段的桩侧阻力有很大的提高<sup>[13]</sup>, 由于浆液的加固作用, 桩端力和侧阻力的极限值和初始刚度都会有不同程度的增加, 见图2.



(a) 桩侧



(b) 桩端

图2 考虑后注浆影响的荷载传递曲线

为了考虑浆液加固带来的端阻力和侧阻力的提高, 本文引入桩端桩侧阻力提高因子, 其表达式分别为

桩侧初始刚度提高因子

$$\alpha_s = \frac{k_s'}{k_s} \quad (4)$$

桩侧极限侧摩阻力提高因子

$$\beta_s = \frac{(\tau_f + \Delta\tau)}{\tau_f} \quad (5)$$

桩端初始刚度提高因子

$$\alpha_b = \frac{k_b'}{k_b} \quad (6)$$

桩端极限阻力提高因子

$$\beta_b = \frac{(q_{bu} + \Delta q_b)}{q_{bu}} \quad (7)$$

式中:  $k_s$  和  $k_b$  分别为未注浆桩的桩侧阻力、桩端阻力初始刚度;  $k_s'$  和  $k_b'$  分别为注浆桩的桩侧阻力、桩端阻力初始刚度;  $\tau_a$  和  $q_{bu}$  分别为未注浆桩的极限侧摩阻力和极限端阻力,  $\Delta\tau$  和  $\Delta q_b$  分别为注浆加固带来的极限侧阻和极限端阻的提高.

因此侧摩阻力和端阻力的荷载传递函数为

$$\tau(z) = \frac{s}{1/k_s \alpha_s + s R_f / \tau_f \beta_s} \quad (8)$$

$$q_b = \frac{s_b}{1/k_b \alpha_b + s_b R_f / q_{bu} \beta_b} \quad (9)$$

式中:  $R_f$  为双曲线渐进值与极限阻力的比值, 根

据经验, 一般情况下的取值范围为 0.80 ~ 0.95, 本文取为 0.9.

考虑到桩端后注浆过程中浆液对桩侧摩擦阻力的加固是有一定范围的, 如图 1 所示, AB 段范围内浆液上返加固桩侧导致侧摩阻力提高, 而 OA 段范围注浆未产生影响, 因此对于式 (8), 当  $0 \leq z \leq L_1$  时,  $\alpha_s = 1, \beta_s = 1$ ; 当  $L_1 \leq z \leq L$  时,  $\alpha_s \geq 1, \beta_s \geq 1$ .

将式 (8) 代入式 (3) 得到

$$P(z)dP(z) = UE_p A_p \frac{s}{1/k_s \alpha_s + sR_f/\tau_f \beta_s} ds, \quad (10)$$

对式 (10) 积分, 得到

$$P(z) = \sqrt{2UE_p A_p \left[ \frac{s\tau_f \beta_s}{R_f} - \frac{\tau_f^2 \beta_s^2}{k_s \alpha_s R_f^2} \ln \left( 1 + \frac{k_s \alpha_s R_f}{\tau_f \beta_s} s \right) + C \right]}. \quad (11)$$

上式就是桩身任意截面处桩身轴力和桩土相对位移的关系公式.

对 AB 段而言, 考虑其边界条件为

$$s \Big|_{z=L} = s_b, \quad p(z) \Big|_{z=L} = P_b.$$

得到

$$C = \frac{P_b^2}{2UE_p A_p} + \frac{\tau_f^2 \beta_s^2}{k_s \alpha_s R_f^2} \ln \left( 1 + \frac{k_s \alpha_s R_f}{\tau_f \beta_s} s_b \right) - \frac{s_b \tau_f \beta_s}{R_f}. \quad (12)$$

对 OA 段而言, 考虑其边界条件为

$$s \Big|_{z=L_1} = s_a, \quad p(z) \Big|_{z=L_1} = P_a.$$

得到

$$C = \frac{P_a^2}{2UE_p A_p} + \frac{\tau_f^2}{k_s R_f^2} \ln \left( 1 + \frac{k_s R_f}{\tau_f} s_a \right) - \frac{s_a \tau_f}{R_f}. \quad (13)$$

式中:  $P_a$  和  $s_a$  分别为 A 截面上的力和位移, 可以通过 AB 段求解得到.

## 2 成层地基中单桩的迭代求解

为了计算成层地基中后注浆单桩的荷载沉降关系, 将桩身划分为  $n$  个单元, 如图 3 所示, 考虑每个单元的内力和位移协调, 每个单元都满足式 (11) 推导的轴力位移关系, 通过假定桩端位移进行迭代计算就能得到桩顶的荷载位移关系.

具体计算步骤如下:

1) 根据场地土层情况将桩身划分为  $n$  个单元, 如图 3 所示.

2) 假定桩端位移  $s_b$ , 根据式 (9) 计算出对应的桩端阻力  $P_b$ .

3) 假定单元  $n$  顶面位移  $s_{i-1}$ , 如果单元  $n$  位于 OA 段, 用式 (13) 计算常数  $C$  的值, 然后根据式 (11) 计算该截面处的轴力  $P_{n-1}$ ; 如果单元  $n$  位于 AB 段, 用式 (12) 计算常数  $C$  的值, 然后根据式 (11) 计算该截面处的轴力  $P_{n-1}$ .

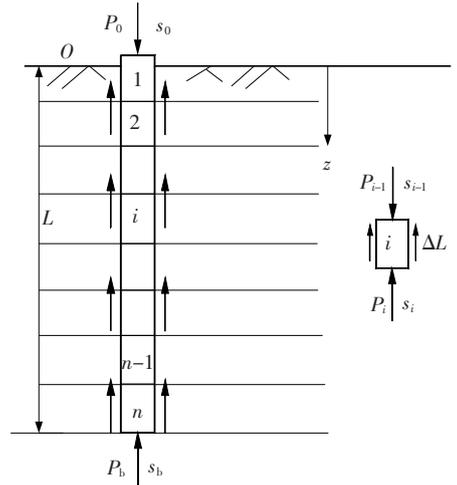


图 3 成层地基下单桩计算模型

4) 计算单元  $n$  的弹性压缩量,  $\Delta = \frac{1}{2}(P_b + P_{n-1}) \frac{\Delta L}{A_p E_p}$ , 核对  $\Delta$  与  $s_b - s_{i-1}$  是否相等, 若不相等, 重新假定  $s_{i-1}$ , 重复 3) 和 4) 直到两者相等为止.

5) 按照上述步骤逐个向上推移, 直到桩顶的第一单元, 即可求得该桩端位移条件下对应的桩顶沉降.

6) 重新假定不同的桩端位移  $s_b$ , 重复上述 2) 至 5) 步骤, 即可求得一系列相对应的桩顶荷载位移关系.

## 3 参数取值

参数的取值对计算结果有很大影响. 在上述计算过程中所需确定的参数包括桩侧每层土的初始刚度  $k_s$  和极限侧摩阻力  $\tau_f$ , 桩端土的初始刚度  $k_b$  和极极限端阻力  $q_{bm}$ . 每层土桩侧初始刚度和极限侧摩阻力的提高因子  $\alpha_s, \beta_s$ , 桩端土初始刚度和极极限端阻力的提高因子  $\alpha_b, \beta_b$  以及浆液上返高度  $L_2$ . 其中前 4 个参数可以通过未注浆桩的静荷载试验反推得到, 没有实测资料的情况下也可以通过经验公式近似计算.

桩侧每层土的初始刚度和桩端土的初始刚度可以用下式表示<sup>[14]</sup>

$$k_s = \frac{G_s}{r_0 \ln(r_m/r_0)},$$

$$k_b = \frac{4G_s}{\pi r_0 (1 - \nu_b)}.$$

式中： $G_s$  为桩侧(端)土的剪切模量， $r_m$  为桩的影响半径，可以近似的计算为： $r_m = 2.5L\rho(1 - \nu_s)$ ， $\rho$  为不均匀系数， $\nu_s$  为桩侧土的泊松比， $\nu_b$  为桩端土的泊松比。

桩端和桩侧的极限端阻力和侧阻力可以通过与土体参数的经验公式得到<sup>[15-16]</sup>，浆液上返高度也可通过理论公式进行估算<sup>[17]</sup>。

提高因子的取值对后注浆桩的荷载沉降特性的预测有重要影响，但由于注浆过程的不确定性以及影响因素的复杂性造成了提高因子有很大的离散型，另外不同土层是提高因子也是不同的。为了能合理给出提高因子的取值范围，本文统计对比了十几根桩注浆前后不同土层侧摩阻力和端阻力的变化，确定了一个提高因子的主要分布区间，见表1和表2，可作为设计的参考取值范围。

表1 不同土层的侧阻提高因子

提高因子取值	$\alpha_s$		$\beta_s$				
	粘土	砂土	粘土	粉土	细砂	粗砂	卵石
最小值	1.10	1.58	1.12	1.33	1.27	1.50	1.42
最大值	1.72	3.70	1.90	1.69	1.85	1.98	2.18
平均值	1.39	2.50	1.42	1.52	1.54	1.70	1.79

表2 不同土层的端阻提高因子

提高因子取值	$\alpha_b$			$\beta_b$		
	细砂	粗砂	卵石	细砂	粗砂	卵石
最小值	2.5	1.9	1.5	1.8	2.0	2.3
最大值	10.2	8.7	6.1	2.5	2.9	3.7
平均值	6.4	3.7	3.1	2.0	2.3	2.8

### 4 工程实例

为了验证本文方法的合理性，选取文献[3]的工程实例进行验证，本工程包含两根钻孔灌注桩，桩长为47.6 m，桩径为800 mm，其中1号桩为后注浆桩，2号桩为未注浆桩。根据2号桩现场静载试验得出的桩侧摩阻力和桩端摩阻力的发挥情况，计算出本文方法所需的参数见表3。

表3 未注浆桩侧阻和端阻参数

土层名称	层厚/m	$\tau_f$ /kPa	$k_s$ /(kPa·mm <sup>-1</sup> )	$q_{bu}$ /kPa	$k_b$ /(kPa·mm <sup>-1</sup> )
粉质粘土	9.2	37	25	—	—
粉质粘土	3.3	53	31	—	—
粉土	5.0	47	29	—	—
细砂	10.2	62	33	—	—
粉土	7.9	42	28	—	—
粉土	12.1	40	48	1 150	400

根据本文提出的计算步骤，利用荷载传递法

分析桩的荷载沉降特性，分别得到了后注浆桩在提高因子最大值、最小值和平均值时的荷载沉降曲线，并与实测值进行对比，结果见图4。

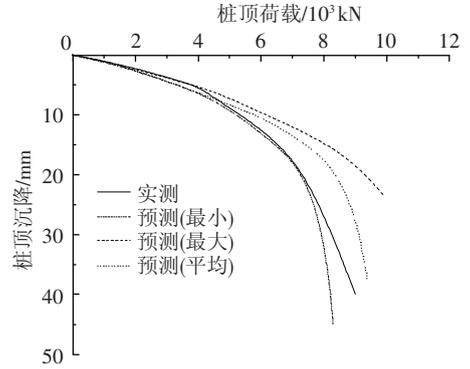


图4 后注浆桩预测荷载沉降关系与实测值的对比

从图4可知：实测的注浆桩荷载沉降曲线在本文方法预测的区间之间，通过本文方法预测的区间能给出后注浆桩荷载沉降关系的范围，从设计角度，可以保守地将预测曲线的下限用于设计和工程应用。

### 5 结论

1) 在荷载传递法的基础上，采用双曲线的荷载传递模型，定义了后注浆荷载传递参数提高因子，给出了计算后注浆桩荷载-沉降曲线的方法，并给出了提高因子的经验取值范围，通过该方法可以确定后注浆桩荷载沉降关系的范围。

2) 由于后注浆过程的不确定性和影响因素的复杂性造成了提高因子的离散型，不同土层是提高因子也是不同的，本文在总结十几个工程实例的基础上给出了后注浆提高因子的主要分布范围。

3) 工程实例表明本文给出的预测后注浆桩荷载沉降曲线范围的方法是合理的，建议采用预测的下限为设计参考。

### 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，2009：18-23.  
 [2] 张忠苗, 吴世明, 包风. 钻孔灌注桩桩底后注浆机理与应用研究[J]. 岩土工程学报, 1999, 21(6): 681-686.  
 [3] 何剑. 后注浆钻孔灌注桩承载性状试验研究[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(6): 743-746.  
 [4] MULLINS G. Post grouting drilled shaft tips: Phase I [R]. Florida: University of South Florida, 2001.  
 [5] 龚维明, 施明征, 孙逊. 桩底压浆灌注桩承载力计算[J]. 建筑结构, 1998, 28(11): 3-5.  
 [6] 胡春林, 李向东, 吴朝晖. 后压浆钻孔灌注桩单桩竖向承载力特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2001, 20(4): 546-550.

- [7] 吴江斌,王卫东. 软土地区桩端后注浆灌注桩合理注浆量与承载力计算[J]. 建筑结构, 2007, 37(5): 114-129.
- [8] 中华人民共和国建设部. JGJ94—2008 建筑桩基技术规范[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
- [9] SEED H B, REESE L C. The action of soft clay along friction piles [J]. Transactions, 1957, 122:731-754.
- [10] KRAFT L M, RAY R P, KAGAWA T. Theoretical T-Z curves [J]. Journal of Geotechnical Engineering Division, 1981, 107(11): 1543-1561.
- [11] ZHU H, CHANG M F. Load transfer curves along bored piles considering modulus degradation [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering Division, 2002, 128(9): 764-774.
- [12] 赵明华,刘齐建,曹喜仁,等. 按桩顶沉降量控制超长灌注桩竖向承载力研究[J]. 工程力学, 2006, 23(2): 92-96.
- [13] ZHANG Zhongmiao, YU Jun, ZHANG Guangxing, *et al.* Test study on the characteristics of mudcakes and in situ soils around bored piles [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2009, 46(3): 241-255.
- [14] 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.
- [15] HIRAYAMA H. Load-settlement analysis for bored piles using hyperbolic transfer functions [J]. Journal of Geotechnical and Engineering Division, 1990, 30(1): 55-64.
- [16] ESLAMI A, FELLENIUS B H. Pile capacity by direct CPT and CPTU methods applied to 102 case histories [J]. Canadian Geotechnical Journal, 1997, 34(6): 886-904.
- [17] 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.

(编辑 赵丽莹)

(上接第 88 页)

- [7] DING Y S, ZHA M, ZHANG J, *et al.* Synthesis, characterization and properties of geminal imidazolium ionic liquids [J]. Colloids and Surfaces A: Physicochem Eng Aspects, 2007, 298: 201-205.
- [8] AO Mingqi, XU Guiying, ZHU Yanyan, *et al.* Synthesis and properties of ionic liquid-type Gemini imidazolium surfactants [J]. Journal of Colloid and Interface Science, 2008, 326:490-495.
- [9] 韩霞,程新皓,王江,等. 阴阳离子表面活性剂体系超低油水界面张力的应用[J]. 物理化学学报, 2012, 28(1):146-153.
- [10] IGLAUER S, WU Yongfu. New surfactant classes for enhanced oil recovery and their tertiary oil recovery potential [J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2010, 71:23-29.
- [11] 孟雅莉,李臻,陈静,等. 离子液体微乳液体体系的应用研究[J]. 化学进展, 2011, 23(12):2442-2456.
- [12] BALTAZAR Q Q, CHANDAWALLA J, SAWYER K, *et al.* Anderson interfacial and micellar properties of imidazolium-based monocationic and dicationic ionic liquids [J]. Colloids and Surfaces A: Physicochem Eng Aspects, 2007, 302:150-156.
- [13] YOSHIMURA T, ICHINOKAWA T, KAJI M, *et al.* Synthesis and surface-active properties of sulfobetaine-type zwitterionic gemini surfactants [J]. Colloids and Surfaces A: Physicochem Eng Aspects, 2006, 273:208-212.
- [14] ZANA R. Dimeric (Gemini) surfactants: effect of the spacer group on the association behavior in aqueous solution [J]. Colloid Interface Sci, 2002, 248(2): 203-220.
- [15] BHATTACHARYA S, HALDAR J. Thermodynamics of micellization of multiheaded single-chain cationic surfactants [J]. Langmuir, 2004, 20(19): 7940-7947.
- [16] TSAO H K. Counterion distribution enclosed in a cylinder and a sphere [J]. J Chem B, 1998, 102(50): 10243-10247.
- [17] ZANA R. Critical micellization concentration of surfactants in aqueous solution and free energy of micellization [J]. Langmuir, 1996, 12:1208-1211.

(编辑 刘彤)