

# 基于超固结黏性土 CU 指标求解函数的 “m”法修正

刘 珣<sup>1</sup>, 冯晓腊<sup>1</sup>, 程 芸<sup>1</sup>, 周承豪<sup>2</sup>, 谭 炜<sup>3</sup>

(1. 中国地质大学 工程学院, 湖北 武汉 430074; 2. 武汉市市政建设集团有限公司, 湖北 武汉 430023;  
3. 武汉市建设委员会, 湖北 武汉 430030)

**摘要:** 由于基坑开挖卸载, 墙前被动区土体由正常固结状态转化为超固结状态, 其固结不排水剪(CU)指标将发生变化, 因此弹性地基梁计算理论应予以修正。根据超固结比(OCR)与不排水强度、上覆土压力间关系, 引入不排水强度与固结不排水剪(CU)指标间关系, 逐步推导出多土层条件下超固结土 CU 指标的求解函数, 将其应用于弹性地基梁“m”法计算理论, 提出一种新的考虑分步开挖卸载后被动区黏性土超固结作用影响的  $m$  值修正算法。武汉长江隧道工程有限元算例结果显示, 随着超固结比增大, 开挖面一定深度下各黏性土层 CU 指标、 $m$  值均有不同程度提高, 其中粉土提高幅度尤为大, 按该修正法计算出的支护体位移较未修正前更接近实测结果。

**关键词:** 土力学; 基坑; 超固结土; “m”法

**中图分类号:** TU 43

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000 - 6915(2009)增 2 - 3739 - 07

## “M” METHOD MODIFICATION BASED ON FUNCTION TO SOLVE CU INDEXES OF OVERCONSOLIDATION COHESIVE SOIL

LIU Xun<sup>1</sup>, FENG Xiaola<sup>1</sup>, CHENG Yun<sup>1</sup>, ZHOU Chenghao<sup>2</sup>, TAN Wei<sup>3</sup>

(1. Engineering Faculty, China University of Geosciences, Wuhan, Hubei 430074, China; 2. Wuhan Municipal Construction Group Corporation Ltd., Wuhan, Hubei 430023, China; 3. Wuhan Construction Commission, Wuhan, Hubei 430030, China)

**Abstract:** As a result of excavation and unloading of foundation pit, the state of passive zone soil body in front of diaphragm wall was transformed from the normal consolidation to the overconsolidation. At the same time, the indexes of consolidated undrained triaxial shear test(CU) of cohesive soil will be changed, therefore, the calculational theory of elastic foundation beam could be modified. Based on the relationship among overconsolidation ratio(OCR), undrained shear strength and overburden pressure, the relationship between undrained shear strength and CU indexes was introduced and a function used to solve the CU indexes of overconsolidated soil in condition of several layers was derived gradually. Then the function was applied to the “m” method calculation theory of elastic foundation beam. A new modified  $m$  value calculational method was set up which considers the effect of the overconsolidated cohesive soil in the passive zone after excavation and unloading step by step. The result of finite element calculation of Wuhan Yangtze River tunnel indicates that CU indexes and  $m$  value of each cohesive soil layer in a certain depth below the excavated surface both increase in different degrees with increasing of OCR value. In particular, the indexes and value in silt increase greatly. In addition, the displacement of diaphragm wall calculated by the new modified method was close to the actual measurement results.

**Key words:** soil mechanics; foundation pit; overconsolidation soil; “m” method

**收稿日期:** 2009 - 05 - 16; **修回日期:** 2009 - 07 - 10

**基金项目:** 武汉市建设委员会科研基金资助项目(200837)

**作者简介:** 刘 珣(1979 -), 男, 2001 年毕业于武汉理工大学建筑工程专业, 现为博士研究生, 主要从事岩土工程性质及岩土工程设计、施工方面的研究工作。E-mail: liuxun\_1979@126.com

# 1 引言

弹性地基梁法因其能够在考虑支挡结构平衡条件的同时，较好地兼顾了结构与土的变形协调，并可有效计入基坑开挖过程中多种因素的影响，已成为基坑支挡结构设计中最为常用的基本方法之一。弹性地基梁法的核心思想是<sup>[1]</sup>：取单位宽度的挡墙作为竖直放置的弹性地基梁，将土对支挡结构的抗力(地基反力)用土弹簧来模拟，支撑简化为与截面积和弹性模量、计算长度等有关的二力杆弹簧。

而土弹簧计算基本原理来源于 Winkler 假定，即线弹性地基抗力法，它是用一组独立的离散型弹簧代替支挡结构开挖侧土体对支挡结构的抗力作用，即

$$F = ky \tag{1}$$

$$k = mz \tag{2}$$

式中： $F$  为土体反力， $y$  为支挡结构位移， $k$  为水平基床系数， $m$  为水平抗力系数比例系数， $z$  为土弹簧所在位置土层埋深。

采用式(1)，(2)计算土体抗力的方法即“ $m$ ”法，计算简图如图 1<sup>[2]</sup>所示，图中： $D$  为基坑开挖深度， $H$  为支护体深度。目前“ $m$ ”法计算中存在的主要问题是土体  $m$  取值问题，常用取值方法未考虑基坑开挖卸载导致被动区土体处于超固结状态，按此计算的土体抗力和被动土压力必然趋于保守。本文在前人研究成果的基础上，通过推导多土层条件下超固结土 CU 指标的求解函数，提出了超固结黏性土  $m$  取值修正计算公式，并结合工程实例采用有限元数值计算验证了该修正方法能在一定程度上提高基坑围护结构变形预测预报的精度。

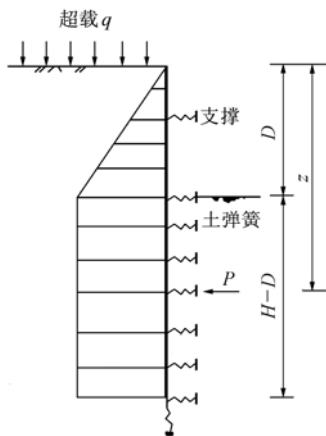


图 1 “ $m$ ”法计算简图<sup>[2]</sup>  
Fig.1 Calculational diagram of “ $m$ ” method<sup>[2]</sup>

# 2 常用 $m$ 值的取值方法

目前，常用  $m$  值的取值方法主要有 4 种：现场试验法<sup>[3]</sup>、规范查表法、位移反分析法<sup>[4]</sup>和经验公式法。本文仅以近年来应用最普遍、规范推荐的经验公式法为例。

国内一些基坑技术较成熟地区在建设部行业标准基础上，结合当地长期工程经验，提出通过抗剪指标  $c$ ， $\phi$  值计算  $m$  值的经验公式：

(1) 湖北地区，可根据现场土的  $c$ ， $\phi$  值按下式估算  $m$  值<sup>[5]</sup>：

$$m_i = \xi \frac{1}{\Delta} (0.2\phi_{ik}^2 - \phi_{ik} + c_{ik}) \tag{3}$$

式中： $\phi_{ik}$  为第  $i$  土层固结不排水(快)剪内摩擦角标准值； $c_{ik}$  为第  $i$  土层固结不排水(快)剪黏聚力标准值； $\Delta$  为基坑底面处位移量，按地区经验取值，无经验时可取 10 mm； $\xi$  为经验系数，一般黏性土、砂性土取 1.0，老黏性土、中密以上砾卵石取 1.8~2.0，淤泥、淤泥质土取 0.6~0.8。

(2) 上海地区，可根据现场土的  $c$ ， $\phi$  值按下式估算  $m$  值：

$$m = \frac{1}{y} (0.2\phi^2 - \phi + c) \tag{4}$$

式中： $y$  为基坑底面位移量估算值，可取 20~40 mm。

上述湖北、上海两地区  $m$  值估算经验十分类似，差别仅在于  $y$  值的取值范围和经验系数  $\xi$ 。但其  $m$  值的估算自始至终依赖于工程前期室内试验确定的固结不排水剪切强度指标  $c_{cu}$  和  $\phi_{cu}$ ，未考虑到基坑分步开挖卸载前后被动区土体剪切强度指标的变化，故计算出的土体抗力和被动土压力将偏小，计算偏于保守。

# 3 开挖卸载后被动区土体超固结理论及现有“ $m$ ”法改进理论的不足

## 3.1 开挖卸载后被动区土体超固结理论

现有的总应力和有效应力强度理论不能考虑应力历史的影响，在正常固结和超固结条件下，得出的强度指标差异很大(见图 2)<sup>[6]</sup>。

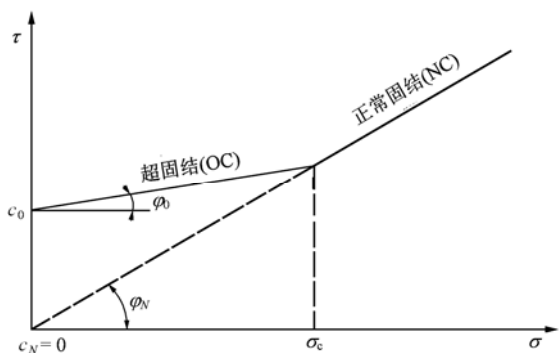


图 2 不同应力历史的土强度指标<sup>[6]</sup>

Fig.2 Soil strength indexes of Different stress history<sup>[6]</sup>

为了克服这个缺点以及现有理论中的其他各种缺点, 魏汝龙<sup>[7]</sup>曾提出了一种综合性的强度理论, 并分别从不排水强度、固结快剪强度、有效应力强度方面讨论了考虑卸载效应对土体抗剪强度指标变化的影响计算。

研究表明, 由位移土压力计算模型可知, 墙前土压力的大小不仅与开挖深度有关, 而且与土层受上覆荷载引起的超固结比有关<sup>[8]</sup>。

龚晓南<sup>[1]</sup>指出: 墙前被动区土的应力路线与应力历史不同于墙后土。墙前土体在基坑开挖之前和墙后土体一样, 均处于正常固结状态, 但开挖之后, 坑底以下土体, 因上覆压力减小, 因而处于超固结状态, 在相同上覆压力下超固结土的强度高于正常固结土。如果不考虑这种超固结效应则计算的被动土压力偏小, 即偏于保守。

龚晓南<sup>[1]</sup>指出, 超固结作用对于无黏性土的强度影响不大。但在计算墙前黏性土的被动土压力时, 宜采用超固结土的固结不排水剪指标。如无试验条件, 则建议按下列方法, 即由超固结比与强度指标之间的经验关系, 推算超固结土的固结快剪指标。

C. C. Ladd 等<sup>[9]</sup>利用 Ladd 与 Edgers 的 6 个土样的试验资料, 给出了黏性土的不排水强度与超固结比的经验关系式:

$$(c_u / \sigma'_{vc})_{oc} / (c_u / \sigma'_{vc})_{Nc} = (OCR)^m \quad (5)$$

式中:  $(c_u / \sigma'_{vc})_{oc}$  与  $(c_u / \sigma'_{vc})_{Nc}$  分别为超固结(开挖后)土和正常固结(开挖前)土的不排水强度与其相应的上覆压力  $\sigma'_{vc}$  之比;  $OCR$  为超固结比,  $OCR = (\sigma'_{vc})_{oc} / (\sigma'_{vc})_{Nc}$ 。

P. W. Mayne<sup>[10]</sup>根据所收集的 96 个土样的试验资料, 通过数理统计分析, 建议取  $m=0.64$ , 其标准偏差为  $\pm 0.18$ 。

秦建设<sup>[8]</sup>通过一工程实例, 运用位移反分析法, 通过每级开挖支护结构的实测位移值反求  $m$  值, 计算结果表明, 支护结构前开挖面下某一深度土层的  $m$  值, 随着开挖深度的变化而变化, 并且呈增大的趋势。这也说明了原有上覆土压力对  $m$  值的影响。

### 3.2 现有“m”法改进理论的不足

秦建设<sup>[8]</sup>认为, 位移土压力法与“m”法在计算公式的表达形式上相似, 并以此提出考虑卸载引起的超固结比对  $m$  值的影响计算公式:

$$m = m_{Nc} \left( \frac{p_c}{p} \right)^\alpha \quad (6)$$

式中:  $m_{Nc}$  为土层的正常状态下的土抗力系数;  $p_c / p$  为土层的上覆土压力比值(即超固结比  $OCR$ ),  $p_c$  为开挖前的上覆土压力,  $p_c = \gamma_B h$ ;  $p$  为开挖后的上覆压力,  $p = \gamma_B (h - D)$ ;  $\alpha$  为系数, 取值为  $0 \sim 1$ 。其取值大小与基坑开挖速度、开挖间隔时间、土体的渗透性等影响固结度的参数有关, 经部分工程实测资料分析, 建议  $\alpha$  取 0.4 左右。笔者认为, 该理论有以下 3 点值得商榷:

(1) 式(6)系仅通过借鉴开挖卸载对土体抗剪强度影响的思路推导出, 理论依据似显不足。尽管式(6)与式(5)表达形式极为相似, 但式(5)中的  $c_u / \sigma'_{vc}$  涉及强度指标和土重度、土层深度等能综合反映土层性质的参数, 而  $m$  值作为土弹簧的水平抗力系数比例系数, 仅与土体力学性质有关, 简单地用  $m$  代替抗剪强度与上覆土压力比值, 将其变化描述为正比例关系显得理论推导不严密。

(2) 式(6)中, 开挖前后, 正常固结与超固结土重度取值均为  $\gamma_B$ , 此有待商榷, 如坑内土体为单一均质土层, 该式成立; 如存在多层性质不同的土则该式不成立, 笔者认为应采用分层总和法  $\sum \gamma_B h$  计算上覆土压力较为合理。

(3)  $\alpha$  的取值受到基坑开挖速度、开挖间隔时间、土体的渗透性等众多因素影响, 虽经总结部分工程实例提出建议值 0.4, 但相关文献仍未见记载其数学表达式, 致使实际应用中几乎无从校验取值的正确与否。

## 4 开挖卸载前后黏性土固结不排水剪强度指标的变化规律

### 4.1 不排水强度与固结不排水剪强度关系

首先, 引入考虑多土层条件下的正常固结土不排水强度  $c_u$  和固结不排水剪强度之间的关系:

$$c_u = c_{cu} + \sum_{i=1}^n \gamma_i h_i (\tan \varphi_{cu}) \quad (7)$$

式中:  $c_{cu}$  为固结不排水剪试验得出的黏聚力;  $n$  为土层数;  $i$  为土层编号;  $\gamma_i$  为正常固结土(即开挖前)第  $i$  层土重度;  $h_i$  为正常固结土(即开挖前)第  $i$  层土厚度, 算至计算点深度为止;  $\varphi_{cu}$  为固结不排水剪试验得出的内摩擦角。

与此类似, 超固结土的不排水强度  $(c_u)_{oc}$  与固结不排水剪强度之间关系亦可表示为

$$(c_u)_{oc} = (c_{cu})_{oc} + \gamma' h' \tan(\varphi_{cu})_{oc} \quad (8)$$

式中:  $\gamma'$  为坑底超固结计算点所处土层重度,  $h'$  为自坑底算起(即开挖后)土所处的深度。

此外, 超固结土的  $(\varphi_{cu})_{oc} < (\varphi_{cu})_{Nc}$ ,  $(c_u)_{oc} > (c_u)_{Nc}$ , 故为计算方便, 在  $(c_u)_{Nc}$  确定之后, 可假设  $(\varphi_{cu})_{oc} = (\varphi_{cu})_{Nc}$  以求  $(c_u)_{oc}$ <sup>[1]</sup>, 算例可见龚晓南<sup>[1]</sup>中例 2.6-2。

### 4.2 开挖卸载前后黏性土抗剪强度指标函数关系

为将本文探讨的  $m$  与式(5)中经验系数  $m$  区分开, 将式(5)中  $m$  用  $\beta$  替换。

超固结比  $OCR$ :

$$(OCR) = \left( \frac{\sum_{i=1}^n \gamma_i h_i}{\gamma' h'} \right) \quad (9)$$

将式(7), (8)代入式(5)得

$$\frac{(c_{cu})_{oc} + \gamma' h' \tan(\varphi_{cu})_{oc}}{\gamma' h'} \bigg/ \frac{c_{cu} + \sum_{i=1}^n \gamma_i h_i (\tan \varphi_{cu})}{\sum_{i=1}^n \gamma_i h_i} = (OCR)^\beta \quad (10)$$

将式(9)代入式(10), 且由  $(\varphi_{cu})_{oc} = \varphi_{cu}$  化简为

$$\frac{(c_{cu})_{oc} + \gamma' h' \tan \varphi_{cu}}{c_{cu} + \sum_{i=1}^n \gamma_i h_i \tan \varphi_{cu}} = (OCR)^{\beta-1} \quad (11)$$

移项可得

$$(c_{cu})_{oc} = (OCR)^{\beta-1} c_{cu} +$$

$$\left[ (OCR)^{\beta-1} \sum_{i=1}^n \gamma_i h_i - \gamma' h' \right] \tan \varphi_{cu} \quad (12)$$

$$(c_{cu})_{oc} = (OCR)^{\beta-1} c_{cu} + [(OCR)^\beta - 1] \gamma' h' \tan \varphi_{cu} \quad (13)$$

令

$$A = (OCR)^{\beta-1} \quad (14)$$

$$B = [(OCR)^\beta - 1] \gamma' h' \quad (15)$$

这里,  $\beta$ 取统计平均值 0.64<sup>[1]</sup>。因  $A, B$  均为已知, 故有

$$(c_{cu})_{oc} = A c_{cu} + B \tan \varphi_{cu} \quad (16)$$

式(16)即为开挖卸载后超固结黏性土  $CU$  指标求解函数。

### 4.3 “m”法修正解

将式(16)代入式(3)可得开挖卸载后超固结土  $m$  值, 即

$$m_{oc} = \xi \frac{1}{\Delta} (0.2 \varphi_{cu}^2 - \varphi_{cu} + A c_{cu} + B \tan \varphi_{cu}) \quad (17)$$

或表示为增量形式:

$$\Delta m = m_{oc} - m_{Nc} = \xi \frac{1}{\Delta} [(A-1)c_{cu} + B \tan \varphi_{cu}] \quad (18)$$

## 5 计算实例

### 5.1 工程概况

武汉长江隧道工程为双孔四车道的公路隧道, 其汉口明挖段基坑长约 545 m, 开挖深度为 3.336~15.055 m。选取 A 匝道 AK0+240 处为计算断面, 自然地面标高 24.8 m, 断面水平宽度约 10.5 m, 开挖深度为 11.2 m。围护结构采用 18 m 深、0.6 m 厚地下连续墙, 墙顶部设置 600 mm×800 mm 钢筋混凝土冠梁。基坑在竖直方向上设置 3 道支撑, 第 1 道为 600 mm×800 mm 钢筋混凝土支撑, 第 2~3 道采用  $\phi 609$  mm 钢支撑(壁厚 16 mm), 3 道支撑中心标高分别为冠梁顶面(标高 24.8 m)以下 0.4, 4.5, 8.5 m。

### 5.2 计算参数

采用 3D surfer 软件建立计算段三维地质模型如图 3 所示, 基坑开挖各土层参数、原设计中按式(3)

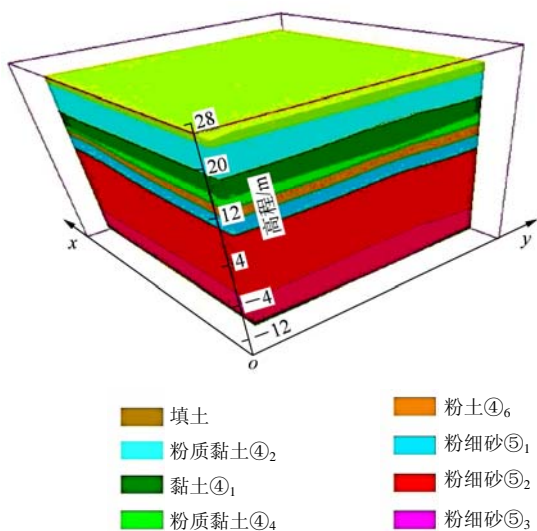


图 3 三维地质模型

Fig.3 3D geological model

计算的  $m$  值及按式(17)修正后的  $m$  值参数如表 1 所示(计算深度至地下连续墙底 2 m)。计算断面自然地面高程 24.8 m, 地下水位稳定在地面以下约 1.9 m, 地下水位以上采用水土合算, 地下水位以下对于黏性土和粉土采用水土合算, 对于砂土采用水土分算。

基坑底面处位移量  $\Delta=10$  mm, 经验系数  $\xi=1.0$ , 每层开挖后自坑底算起土所处的深度  $h'$  分别取 1.0 及 2.0 m 进行试算。考虑适当的安全储备, 修正后的  $m$  值按  $h'=1.0$  m 计算。

### 5.3 模型网格划分及计算工况

根据对称性原理, 选取 AK0+240 处基坑右线为计算断面。本文数值计算采用目前通用有限元软件 ANSYS11.0<sup>[11~15]</sup>, 模型中地下连续墙采用 3 维梁 BEAM188 单元, 被动区土弹簧采用 3 维弹簧 COMBIN14 单元, 主动区土压力计算采用郎肯主动

土压力理论, 坑外无超载。沿地下连续墙长度方向上以 0.3 m 为长度单位划分网格, 参与计算的梁单元及弹簧单元共计 121 个。模型单元及网格划分如图 4 所示。

基坑实际开挖深度 11.4 m, 架设 3 道支撑, 地下连续墙视为弹性地基梁, 梁长 18.0 m, 宽 0.6 m, 高取计算宽度 1.0 m, 弹性模量为  $3.5 \times 10^4$  MPa,  $\phi 609$  mm 钢支撑弹性模量为  $2 \times 10^5$  MPa。各种工况具体情况如下:

- 工况 1: 开挖至地面以下 -1.2 m;
- 工况 2: 在 -0.4 m 处架设第 1 道支撑;
- 工况 3: 开挖至地面以下 -6.0 m;
- 工况 4: 在 -4.5 m 处架设第 2 道支撑;
- 工况 5: 开挖至地面以下 -9.9 m;
- 工况 6: 在 -8.5 m 处架设第 3 道支撑;
- 工况 7: 开挖至地面以下 -11.4 m。

模型计算中考虑了施工中存在的超挖现象, 对各施工工况进行了适当优化。

### 5.4 计算结果分析

计算段地下连续墙体内事先预埋有编号为 ARWPH3 号测斜管, 自地面向下至 -14.0 m 沿深度方向上每 1 m 设置一个测点, 本文选取基坑开挖至坑底时各测点水平位移实测数据。

将由式(16), (17)修正计算后的  $(c_{cu})_{oc}$ ,  $m$  值代入弹性地基梁有限元计算模型, 修正前、后计算及实测水平位移如图 5 所示。

计算结果分析如表 2 所示, 按该  $m$  值修正法计算得出的基坑围护体水平位移结果明显优于未修正前, 其最大位移预报值、出现深度均更接近实测位移结果, 说明该修正法能优化现有基坑开挖变形计算理论, 并在一定程度上提高预测预报的精度。

表 1 土层物理力学参数

Table 1 Physico-mechanical parameters of soil layers

土层名称	层厚/m	$\gamma/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	三轴固结不排水剪		$h'=1$ m		$h'=2$ m		$m/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-4})$	
			$c_{cu}/\text{kPa}$	$\varphi_{cu}/(^{\circ})$	OCR	$(c_{cu})_{oc}/\text{kPa}$	OCR	$(c_{cu})_{oc}/\text{kPa}$	按式(3)	按式(17)
杂填土①₁	1.0	18.6	8.0	18.0	1.00	8.00	1.00	8.00	5 480	5 480
粉质黏土④₂	6.0	19.1	18.0	10.0	1.97	15.90	1.49	17.66	2 800	2 590
黏土④₁	3.2	18.9	21.0	13.0	8.05	22.04	4.52	26.32	4 180	4 280
粉质黏土④₄	3.8	18.8	14.0	8.0	11.30	15.67	6.15	18.85	1 880	2 050
粉土④₆	2.8	19.5	11.5	21.5	14.60	39.06	7.80	46.94	8 240	11 000
粉细砂⑤₁	3.2	19.4	0.0	28.0	-	-	-	-	12 880	-

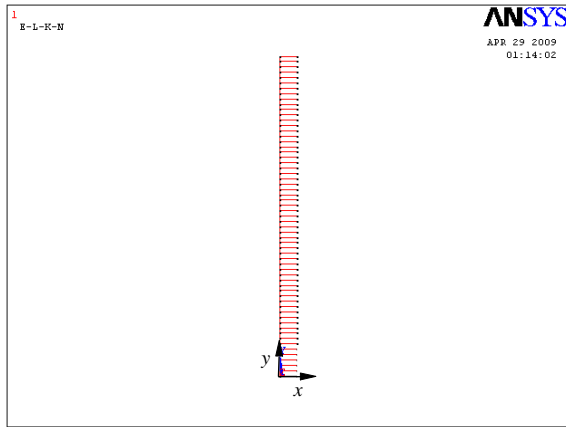


图4 模型单元及网格划分  
Fig.4 Elements and grid of the model

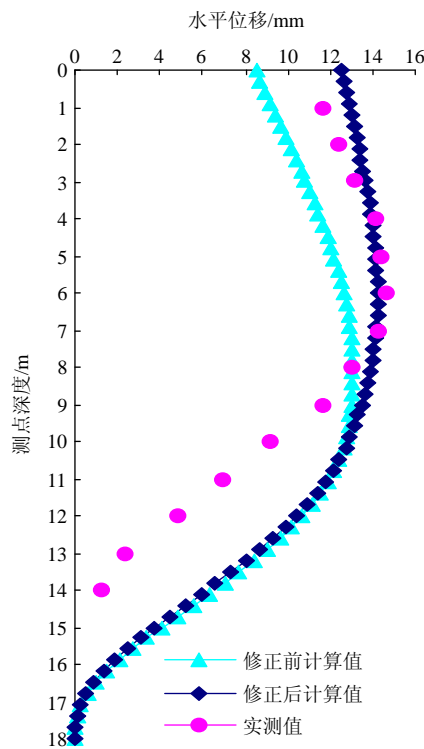


图5 计算及实测位移结果  
Fig.5 Horizontal displacement of calculated and actual measurement result

表2 计算结果分析

Table 2 Analysis of calculational results

取值类型	-1.0 m 处位移/mm	最大水平位移/mm	最大位移深度/m
修正前计算值	9.22	13.07	-8.1
修正后计算值	12.87	14.24	-6.3
实测值	11.70	14.60	-6.0

## 6 结论

(1) 指出现有“m”法改进理论不足,立足现有

超固结理论,通过研究开挖卸载前后黏性土抗剪强度变化规律,逐步推导出多土层条件下超固结黏性土 CU 指标的非线性求解函数。将其应用于弹性地基梁“m”法计算理论,提出一种新的考虑分步开挖卸载后被动区黏性土超固结作用影响的“m”值修正算法。

(2) 由表 1 可知,随着开挖深度增大,OCR 随之增大,CU 指标求解函数式(16)中系数 A 值逐渐减小,而 B 值逐渐增大。计算结果表明该地质条件下,开挖面 7.0 m 以上局部黏性土层 CU 指标、m 值有所降低,将一定程度上加大围护体位移;而 7.0 m 以下各黏性土层 CU 指标、m 值均有不同程度提高,其中粉土提高幅度尤为大,对抑制围护体位移产生有利影响。超固结计算点深度  $h'$  取值越大,CU 指标、m 值增幅越大,考虑到一定的安全储备,计算中推荐取值不超过 1.0 m 为宜。

(3) 该修正法考虑了分步开挖卸载使基坑被动区黏性土处于超固结状态,可逐层修正 CU 指标及 m 值,能较准确地预测预报基坑围护体最大位移值及其出现深度,进一步完善了弹性地基梁计算理论。

## 参考文献(References):

- [1] 龚晓南. 深基坑工程设计施工手册[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1998: 74 - 137.(GONG Xiaonan. Manual of deep foundation pit engineering design and construction[J]. Beijing: China Architecture and Building Press, 1998: 74 - 137.(in Chinese))
- [2] 秦建设, 宋 丽. “m”法在基坑开挖应用中的改进[J]. 应用力学学报, 2004, 21(4): 67 - 70.(QIN Jianshe, SONG Li. Modification of “m” method for deep excavation[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2004, 21(4): 67 - 70.(in Chinese))
- [3] 熊巨华, 李建华. 基坑围护工程中土体水平抗力系数 m 值的分析与确定[J]. 建筑结构, 1998, (6): 39 - 41.(XIONG Juhua, LI Jianhua. Soil foundation pit engineering level resistance coefficient m value analysis and determination[J]. Building Structure, 1998, (6): 39 - 41.(in Chinese))
- [4] 杨志法, 熊顺成, 王存玉, 等. 关于位移反分析的某些考虑[J]. 岩石力学与工程学报, 1995, 14(1): 13 - 16.(YANG Zhifa, XIONG Shuncheng, WANG Cunyu, et al. Some consideration of the back-analysis from displacements[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1995, 14(1): 13 - 16.(in

- Chinese))
- [5] 中华人民共和国行业标准编写组. DB42/159 - 2004 基坑工程技术规范[S]. 武汉: [s.n.], 2004.(The Professional Standards Compilation Group of People's Republic of China. DB42/159 - 2004 Technical specification for engineering of foundation excavation[S]. Wuhan: [s.n.], 2004.(in Chinese))
- [6] 魏汝龙. 开挖卸载与被动土压力计算[J]. 岩土工程学报, 1997, 19(6): 88 - 92.(WEI Rulong. Excavation unloading and passive earth pressure calculation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1997, 19(6): 88 - 92.(in Chinese))
- [7] 魏汝龙. 正常压密饱和黏土的抗剪强度理论[J]. 岩土工程学报, 1985, 7(1): 1 - 14.(WEI Rulong. Theory of shear strength for normally consolidated saturated clay[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1985, 7(1): 1 - 14.(in Chinese))
- [8] 秦建设. 深基坑开挖工程中位移土压力法研究及其对“m”法的完善[硕士学位论文][D]. 南京: 河海大学, 1999.(QIN Jianshe. Deep excavation works in the study of earth pressure displacement and its impact on the “m” law[M. S. Thesis][D]. Nanjing: Hohai University, 1999.(in Chinese))
- [9] LADD C C, FOOTT R, SCHLOSSER F, et al. Stress-deformation and strength characteristics[C]// Proceedings of the 9th ICSMFE: [S.l.]: [s.n.], 1997: 679 - 682.
- [10] MAYNE P W. Cam-clay predictions of undrained strength[J]. J Geot. Eng., ASCE, 1980, 106(GT11): 1 219 - 1 242.
- [11] 金雪莲, 樊有维, 李春忠, 等. 带撑式基坑支护结构变形影响因素分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(增 1): 3 242 - 3 249.(JIN Xuelian, FAN Youwei, LI Chunzhong, et al. Analysis of factors affecting support structure deformation of foundation pit with brace[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(Supp.1): 3 242 - 3 249.(in Chinese))
- [12] 应宏伟, 初振环. 深基坑带撑双排桩支护结构有限元分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(增 2): 4 325 - 4 331.(YING Hongwei, CHU Zhenhuan. Finite element analysis of deep excavation with braced retaining structure of double-row piles[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(Supp.2): 4 325 - 4 331.(in Chinese))
- [13] 卢波, 葛修润, 孔祥礼. 有限元法、无单元法及自然单元法之比较研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(5): 780 - 786.(LU Bo, GE Xiurun, KONG Xiangli. Comparative study on finite element method, meshless method and natural element method[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(5): 780 - 786.(in Chinese))
- [14] 汪基伟, 徐海华, 赵日平. 混凝土与土体非线性对地基梁弯矩的影响[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(8): 1 619 - 1 624.(WANG Jiwei, XU Haihua, ZHAO Riping. Influence of nonlinear characteristics of concrete and soil on bending moment of foundation beam[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, 25(8): 1 619 - 1 624.(in Chinese))
- [15] 何世秀, 吴刚刚, 朱志政, 等. 深基坑支护设计影响因素的有限元分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(增 2): 5 478 - 5 484.(HE Shixiu, WU Ganggang, ZHU Zhizheng, et al. Finite element analysis of influence factors for timbering design of deep foundation pit[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(Supp.2): 5 478 - 5 484.(in Chinese))