

文章编号: 1000-4750(2014)05-0086-09

# 基坑开挖数值模拟中土体本构模型的选取

宋 广, 宋二祥

(清华大学土木工程系, 北京 100084)

**摘 要:** 基坑开挖数值分析中的一个关键问题是选取一个合适的土体本构模型。该文通过对基坑开挖过程中土体的主要应力变化路径进行分析, 指出开挖条件下的土体本构模型应能合理考虑土体变形特性的应力路径相关性和压硬性。在介绍与分析几种常用土体本构模型特点的基础之上, 通过模拟应力路径三轴试验、基坑工程算例与工程实例的对比分析, 探讨了常见土体本构模型的适用性。分析表明, Hardening Soil Model 采用了不同的加荷与卸荷模量, 能够反映土体应力路径的影响, 且考虑了土体模量的应力水平相关性, 能预测得到较合理的坑壁侧移、地表沉降以及支护结构的内力, 因而建议采用 Hardening Soil Model 进行基坑开挖数值模拟分析。

**关键词:** 基坑开挖; 应力路径; 压硬性; 本构模型; 数值模拟

中图分类号: TU476 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2012.08.0583

## SELECTION OF SOIL CONSTITUTIVE MODELS FOR NUMERICAL SIMULATION OF FOUNDATION PIT EXCAVATION

SONG Guang, SONG Er-xiang

(Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

**Abstract:** One of the key points in numerical simulation of foundation pit excavation is to select a proper soil constitutive model. The main stress-path in soil affected by deep excavation has been analyzed. And it is noted that a proper soil constitutive model should be able to consider the deformation characteristics of unloading stress-path and stress-dependent stiffness reasonably. Several soil constitutive models commonly used in geotechnical numerical analysis are discussed. The suitability of these constitutive models used in numerical analysis of deep excavation is examined through simulating some stress path triaxial tests and analyzing some typical excavation projects. The Hardening Soil Model uses a stress-dependent stiffness, different for loading and un-/reloading. Both deformation of the foundation pit support structures and the settlement of ground can be predicted well by using this model, thus it is recommended for use in numerical analyses of deep excavations.

**Key words:** foundation pit excavation; stress-path; pressure-sensitivity; constitutive model; numerical simulation

随着城市地下空间的不断开发与利用, 基坑工程数量日趋增加, 且基坑开挖深度越来越大, 其周边环境也越来越复杂。这就对基坑支护结构提出了更高的要求, 不但要保证支护体系自身的安全, 还

必须严格控制基坑周边土体的变形, 尤其是坑后地表沉降, 以减小对周边建(构)筑物的影响。因此, 如何准确地预测基坑边壁的水平位移、地表沉降, 是进行支护结构设计、保证基坑自身及周边环境安

收稿日期: 2012-08-10; 修改日期: 2012-12-19

基金项目: “十一五”国家科技支撑计划项目(2008BAJ06B01-5)

通讯作者: 宋二祥(1957-), 男, 河北人, 教授, 博士, 博导, 从事地基基础、基坑支护及地下结构等方面的教学及科研工作

(E-mail: songex@mail.tsinghua.edu.cn).

作者简介: 宋 广(1985-), 男, 重庆人, 博士生, 从事基坑支护方面的研究(E-mail: gsui1985@gmail.com).

全的重要问题。

近年来, 计算机技术得到快速发展, 数值模拟方法成为进行基坑工程设计与分析的有效手段。数值模拟的关键之一是选择一个适合于基坑开挖分析的土体本构模型。Potts 等<sup>[1-2]</sup>指出, 用于基坑工程数值模拟的土体本构模型, 既要能反映问题的主要特点, 又不能过于复杂。本文在分析基坑开挖问题中土体应力变化路径的基础上, 对岩土数值分析中常用土体本构模型的特点进行分析, 并通过对数值算例及工程实例的模拟和比较分析, 讨论了几种常用本构模型在基坑工程数值模拟中的适用性, 期望能为工程技术人员进行基坑开挖数值模拟提供参考。

## 1 基坑开挖过程中土体的应力路径

土体的强度和变形特性不但与当前应力状态有关, 还与土体应力状态变化的过程有关, 即具有应力路径相关性。对于常见的狭长基坑, 可将其理想化为平面应变问题来分析其在开挖过程中土体的应力路径。如图 1 所示, 基坑开挖过程对周边土体的影响可分为 3 个区域: I 区(基坑边壁外侧), 随着基坑往下开挖, 土体的侧向应力逐渐减小, 而竖向应力变化较小, 可近似认为 $\Delta\sigma_h < 0$ ,  $\Delta\sigma_v \approx 0$ 。该区域土体在开挖过程中, 平均主应力  $p$  减小, 而广义剪应力  $q$  增大, 其应力路径将沿图 1(b)中的  $PB$  向左上方移动靠近压缩破坏线  $M_c$ , 可用侧向卸荷试验研究该区域土体的力学特性。II 区(基坑底部), 随着上覆土体逐渐被挖除, 土体竖向应力不断减小, 侧向应力变化较小, 可近似认为 $\Delta\sigma_v < 0$ ,  $\Delta\sigma_h \approx 0$ 。该区域土体在开挖过程中, 平均主应力  $p$  减小, 而广义剪应力  $q$  先减小再增大, 其应力路径将沿  $PCD$  最后趋近于拉伸破坏线  $M_t$ , 可用轴向卸荷试验研究该区域土体的力学特性。III 区(基坑外侧与坑底之间), 在基坑开挖过程中, 该区域土体的竖向应力与水平向的应力均有所减小, 且主应力方向发生了旋转, 其应力路径介于  $PB$  与  $PC$  之间, 可用轴向与侧向均卸荷的试验研究该应力路径的力学特性。而在高层建筑建造过程中, 地基土体竖向应力逐渐增大, 侧向应力略有增加, 可近似认为 $\Delta\sigma_v > 0$ ,  $\Delta\sigma_h \approx 0$ , 平均主应力  $p$  与广义剪应力  $q$  均增大, 在  $p$ - $q$  平面上对应着向右上斜的  $PA$  应力路径, 可用轴向加荷试验研究该应力路径的力学特性。

由前面的分析可知, 基坑开挖问题中土体的应

力路径与高层建筑地基明显不同。基坑开挖过程中, 土体的正应力水平是减小的, 而高层建筑地基正应力水平是增大的, 相应的变形特性和强度参数也就可能不同<sup>[3]</sup>。针对基坑开挖典型应力路径, 国内外已有研究者采用应力路径三轴试验对其变形及强度特征进行了研究, 主要试验结论为: 侧向卸荷路径模量约为常规三轴加荷路径模量的 1 倍~2 倍<sup>[4-5]</sup>, 轴向卸荷路径模量约为常规三轴加荷路径模量的 2 倍~5 倍<sup>[6-7]</sup>; 侧向卸荷应力路径的强度指标则与常规加荷试验基本一致, 而轴向卸荷路径较常规三轴压缩路径具有更高的强度指标(见表 1)。轴向卸荷路径试验土体试样的破坏属于伸长破坏, 而侧向卸荷与常规三轴加荷试验土体试样的破坏属于压缩破坏, 土体在剪切过程中, 轴向卸荷试验的中主应力与大主应力相等, 侧向卸荷试验与常规轴向加荷试验的中主应力与小主应力相等, 前者比后者具有更大的中主应力和平均主应力, 这增加了对土颗粒的约束和咬合作用, 也使土体在剪切过程中被压得更密实, 因而轴向卸荷路径具有更高的强度指标。可见, 基坑开挖卸荷应力路径的变形模量及强度参数不同于常规三轴压缩路径情况, 若在基坑开挖数值分析中不顾应力路径的影响, 盲目地采用常规三轴压缩试验得到参数进行计算将得到不合理的结果。

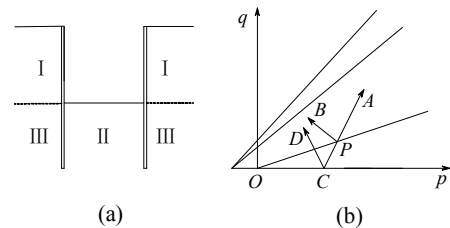


图 1 基坑开挖应力路径分区及其在  $p$ - $q$  平面上的示意图  
Fig.1 Stress path partition in  $p$ - $q$  plane for pit excavation

表 1 土体各应力路径的强度参数

Table 1 Strength parameters of soil for different stress paths

土体名称	轴向加荷		侧向卸荷		轴向卸荷	
	$c/\text{kPa}$	$\varphi/(\circ)$	$c/\text{kPa}$	$\varphi/(\circ)$	$c/\text{kPa}$	$\varphi/(\circ)$
丰浦砂 <sup>[8]</sup>	0	39.2	0	39.6	0	39.7
哈姆河砂 <sup>[9]</sup>	0	39.0	—	—	0	43.9
湖阿林砂 $n=0.37$ <sup>[10]</sup>	0	40.1	—	—	0	41.0
福建中密砂 <sup>[11]</sup>	0	33.1	0	32.2	0	36.9
广州夹砂淤泥土 <sup>[12]</sup>	5.9	29.4	6.3	29.1	—	—

## 2 常用岩土本构模型

### 2.1 线弹性模型

线弹性模型服从广义虎克定律, 该模型只有两

个参数,即弹性模量  $E$  和泊松比  $\nu$ 。由于该模型过于简化,不能反映土体的大部分重要特性,如土体应力-应变关系的非线性、压硬性、应力路径相关性、剪胀性等,也不能刻画土体破坏行为。因此,线弹性模型不适合用于描述土体的变形及破坏行为,但当应力水平较低且边界条件一定时,该模型具有一定适用性,如用于分层总和法计算地基沉降时,能为工程问题提供简单有用的解答<sup>[13]</sup>。

## 2.2 Mohr-Coulomb 模型

Mohr-Coulomb(MC)模型是一种理想弹塑性模型,其实质为线弹性模型加上 Mohr-Coulomb 破坏准则,如式(1)所示。该模型参数有 5 个,采用了弹塑性理论,能够描述土体的塑性变形并能反映土体的破坏行为,但其达到破坏之前的应力-应变关系是线弹性的,因而不能很好地刻画土体的非线性变形行为,且不能考虑应力路径对土体力学特性的影响。尽管 MC 模型存在很多不足之处,但它在岩土工程中应用非常广泛,积累了丰富的工程经验,且能较好地刻画土体破坏行为,其在分析基坑、边坡等问题的稳定性时仍可得到较合理的结果。

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = c \cos \varphi + \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \varphi \quad (1)$$

## 2.3 Hardening Soil Model

Hardening Soil Model (HSM)是 Schanz<sup>[14]</sup>等提出的一种以塑性理论为基础的双屈服面模型。该模型的应力-应变关系采取了 Kondner<sup>[15]</sup>等建议的双曲线形式,如图 2 所示。塑性部分采取了各向同性的硬化准则,可同时考虑剪切硬化和压缩硬化,该模型采用了 Mohr-Coulomb 准则来描述土体的破坏行为。

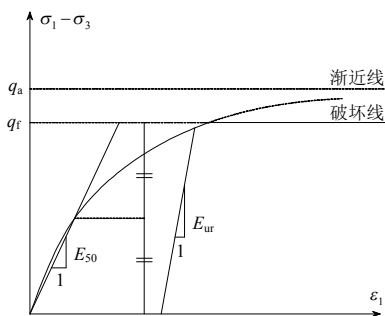


图 2 标准排水三轴试验的应力-应变关系

Fig.2 Stress-strain relationship of standard drained triaxial test

其剪切屈服面方程:

$$f = \frac{q_a}{E_{50}} \frac{q}{q_a - q} - \frac{2q}{E_{ur}} - \gamma^p \quad (2)$$

式中:  $q_a$  为极限剪应力,按式(3)计算;  $E_{50}$  为主加载条件下 50%峰值剪应力对应的割线模量,由式(4)确定;  $E_{ur}$  为卸荷再加荷模量,计算方法与式(4)类似,只需将  $E_{50}^{\text{ref}}$  替换为  $E_{ur}^{\text{ref}}$ ,后者一般为前者的 2 倍~5 倍;  $\gamma^p$  是塑性剪切应变,为硬化参数。

$$q_a = \frac{q_f}{R_f}, \quad q_f = (c \cdot \cot \varphi + \sigma_3) \frac{2 \cdot \sin \varphi}{1 - \sin \varphi} \quad (3)$$

$$E_{50} = E_{50}^{\text{ref}} \left( \frac{c \cdot \cot \varphi - \sigma_3}{c \cdot \cot \varphi + p^{\text{ref}}} \right)^m \quad (4)$$

剪切屈服时采用非相关联的流动法则,相应塑性势面方程为:

$$g_{13} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} - \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \sin \psi_m \quad (5)$$

式中:  $\psi_m$  为机动剪胀角,根据 Rowe 剪胀理论<sup>[16]</sup>由机动摩擦角  $\varphi_m$ 、临界摩擦角  $\varphi_{cv}$  和最大剪胀角  $\psi$  确定。HSM 采用了应力-剪胀理论:对于低应力比 ( $\varphi_m < \varphi_{cv}$ ) 材料发生剪缩,对于高应力比 ( $\varphi_m > \varphi_{cv}$ ) 材料剪胀。

HSM 引入了帽盖型屈服面来描述主压缩带来的塑性体积应变,并采用了相关联的流动法则,帽盖屈服面和塑性势函数为:

$$f_c = g_c = \frac{\tilde{q}^2}{\alpha^2} + p^2 - p_p^2 \quad (6)$$

可见, HSM 能考虑土体非线性应力-应变关系和模量随围压而提高的特性,同时采用了双屈服面及不同的加/卸荷模量,可较好地反映应力路径对土体力学特性的影响,且能较好地描述土体的剪胀性。该模型采用了 Mohr-Coulomb 破坏准则,能较好地描述土体的强度特性。模型参数基本上是 Duncan-Chang 和 Mohr-Coulomb 两个模型的参数,可以通过常规的三轴试验测得。

## 3 模拟应力路径三轴试验

本节将用 PLAXIS 中线弹性模型、MC 模型和 HSM 对 Nakai<sup>[8]</sup>等提供的日本 Toyoura 标准砂排水三轴试验进行数值模拟,并将模拟结果与试验结果进行对比,以检验各模型考虑土体在不同应力路径的变形和强度特性的效果。Toyouira 标准砂的初始孔隙比为  $e_0=0.68$ ,最大孔隙比为  $e_{\max}=0.98$ ,最小孔隙比为  $e_{\min}=0.59$ ,初始固结条件为各向等压固结,固结压力为 196kPa。数值模型中砂土的参数取值如下:  $\gamma=20\text{kN/m}^3$ ,  $c=0\text{kPa}$ ,  $\varphi=38.4^\circ$ ,  $\psi=8.4^\circ$ ,  $E_{50}^{\text{ref}}=E_{\text{oad}}^{\text{ref}}=37.7\text{MPa}$ ,  $E_{ur}^{\text{ref}}=3E_{50}^{\text{ref}}$ ,  $m=0.55$ ,  $R_f=0.9$ ,  $E=$

54.6MPa,  $\nu=0.25$ 。线弹性模型与 MC 模型的变形模量  $E$  根据初始固结围压按式(4)求得。

常规三轴压缩、侧向卸荷、轴向卸荷应力路径下的数值模拟情况与试验结果比较如图 3 所示。从土体的强度特性来看,线弹性模型不能描述土体的破坏行为,MC 模型与 HSM 均采用了 Mohr-Coulomb 破坏准则,可较好地刻画土体的破坏行为。

线弹性模型和 MC 模型达到破坏之前的应力-应变关系是线性的,与试验结果相差较大,且二者在不同应力路径下的模量为常值 54.6MPa; HSM 能够描述土体的非线性应力-应变关系,且数值模拟结果与试验结果吻合较好,3 种应力路径下的割线模量  $E_{50}$  分别为 54.7MPa、76.0MPa 和 76.1MPa,可见侧向卸荷和轴向卸荷状态下的割线模量  $E_{50}$  为轴向加荷模量的 1.4 倍,这与侧向卸荷模量为常规轴向加荷模量 1 倍~2 倍的试验结论相吻合,但与轴向卸荷模量为常规轴向加荷模量的 2 倍~5 倍不相符,这是由于该三轴试验的初始固结条件为等压固结,那么轴向卸荷在  $p$ - $q$  平面上为向左上斜的应力路径,与侧向卸荷试验的应力路径较接近。

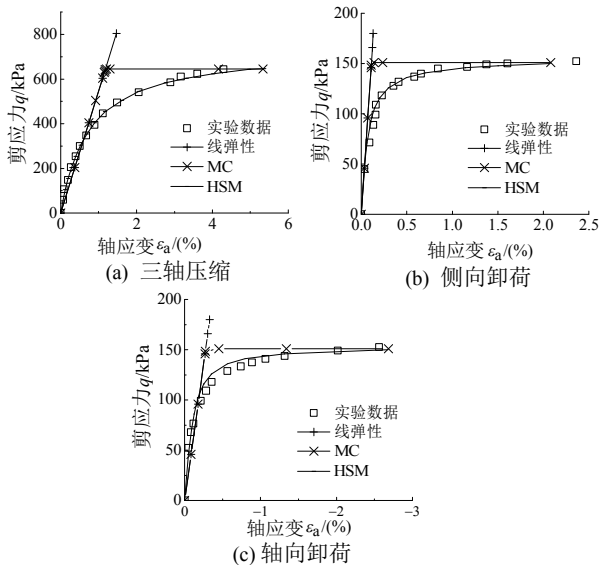


图 3 不同应力路径下数值模拟结果与试验结果比较  
Fig.3 Numerical simulation results compared with test results under different stress path

由前述分析可知, HSM 与 MC 模型均采用 Mohr-Coulomb 破坏准则来描述土体的破坏行为,如式(1)。用应力不变量可表示为式:

$$\frac{I_1}{3} \sin \varphi - \sqrt{J_2} \left( \frac{1}{\sqrt{3}} \sin \theta \sin \varphi + \cos \theta \right) + c \cos \varphi = 0 \quad (7)$$

式中:  $\varphi$  为摩擦角;  $\theta$  为应力洛德角;  $I_1$  为应力张量第一不变量;  $J_2$  为应力偏量的第二不变量。

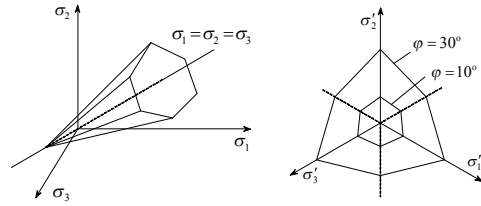


图 4 主应力空间及  $\pi$  平面上的 Mohr-Coulomb 强度准则  
Fig.4 Mohr-Coulomb strength criterion in principal stress space and the  $\pi$  plane

Mohr-Coulomb 破坏准则在主应力空间为一个不规则的六棱锥体表面,在  $\pi$  平面上的轨迹为一不规则的六边形(图 4)。由图可知, Mohr-Coulomb 破坏轨迹线与  $\pi$  平面上主应力轴正方向和负方向的交点到坐标原点的距离是不等的,其沿主应力轴正方向的特征长度  $\rho_c$  代表了三轴压缩试验的强度,沿主应力轴负方向的特征长度  $\rho_t$  代表了三轴伸长试验的强度,下面比较  $\rho_c$  与  $\rho_t$  的大小。

由式(7)可得洛德角为任意值时的特征长度为:

$$\rho_\theta = \sqrt{2J_2} = \frac{\sqrt{2}(I_1 \sin \varphi + 3c \cos \varphi)}{\sqrt{3} \sin \theta \sin \varphi + 3 \cos \theta} \quad (8)$$

对于三轴压缩试验,  $\sigma_2=\sigma_3$ ,  $\theta=-30^\circ$ ; 对于三轴伸长试验,  $\sigma_1=\sigma_2$ ,  $\theta=30^\circ$ , 由此可得三轴压缩与三轴伸长试验特征长度的比值为:

$$\frac{\rho_t}{\rho_c} = \frac{3 - \sin \varphi}{3 + \sin \varphi} \quad (9)$$

对于实际工程中的土体,内摩擦角  $\varphi \geq 0$ ,  $1/2 \leq \rho_c/\rho_t \leq 1$ , 因此 Mohr-Coulomb 破坏准则在  $\pi$  平面上轨迹线为一不规则的六边形,即三轴压缩破坏与三轴拉伸破坏在  $\pi$  平面上的特征长度是不同的。可见,造成这种差别的原因并非压缩破坏点与拉伸破坏点具有不同的强度指标,而是在  $\pi$  平面上两点的平均主应力  $p$  相同,使得三轴压缩点的小主应力较大,从而具有更大的极限剪应力。

HSM 与 MC 模型均采用了 Mohr-Coulomb 破坏准则,该准则的强度指标为常数,不能考虑轴向卸荷强度指标比常规轴向加荷强度指标高的试验现象,这是一种偏于安全的做法。

## 4 基坑工程数值模拟分析与比较

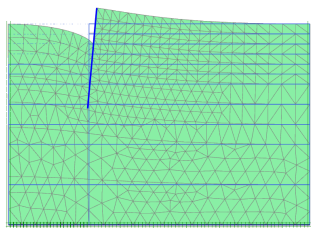
### 4.1 算例分析

本小节将结合两个基坑工程算例,分别采用前面介绍的 3 种常用的岩土本构模型进行数值模拟,通过对数值计算结果进行系统的比较分析,讨论这 3 种本构模型在基坑开挖数值模拟中的适用性。为

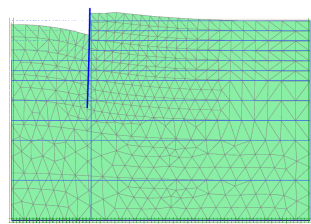
有可比性，算例中除土体选用了不同的本构模型外，其余计算参数如基坑深度、土层参数、支护参数等均相同；线弹性模型与 MC 模型所用变形模量  $E$  对应着 HSM 在计算深度中部应力水平的割线模量  $E_{50}$ 。

例 1. 基坑深 4m，采用 10m 长悬臂桩支护，桩径 1m，桩间距为 1.5m，用梁单元模拟， $EA=1.571 \times 10^7 \text{kN/m}$ ， $EI=9.817 \times 10^5 \text{kN} \cdot \text{m}^2/\text{m}$ ；土层参数  $\gamma=20 \text{kN/m}^3$ ， $c=1 \text{kPa}$ ， $\varphi=38^\circ$ ， $\psi=8^\circ$ ， $E_{50}^{\text{ref}} = E_{\text{od}}^{\text{ref}} = 30 \text{MPa}$ ， $E_{\text{ur}}^{\text{ref}} = 4 E_{50}^{\text{ref}}$ ， $m=0.55$ ， $R_f=0.9$ ， $E=26.0 \text{MPa}$ ， $\nu=0.25$ 。

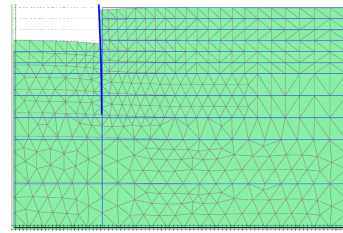
开挖到坑底时，土体分别采用线弹性模型、MC 模型和 HSM 计算得到的变形网格如图 5 所示。基坑变形细致的比较如图 6 所示，从坑底回弹量分布来看，线弹性模型与 MC 模型计算得到的坑底回弹量大致相同，但均比 HSM 计算得到的回弹量要大很多，因后者采用了不同的加荷与卸荷模量，能够反映土体卸荷应力路径的变形特性，其计算得到的回弹量显然也更合理。从坑壁水平变形沿深度分布可见，线弹性模型与 MC 模型计算得到的坑壁水平位移上部小，下部大，最大水平位移在桩底，其变形形式为倒向坑外；而 HSM 计算得到桩体水平位移在坑顶附近最大，变形形式为倒向坑内。这是由于线弹性模型与 MC 模型计算得到的坑底回弹量过大，从而使得坑壁外倒，但 MC 模型考虑了土体的塑性变形，随着基坑的开挖，坑侧部分土体进入塑性，因而其计算得到的坑壁水平位移外倒程度不如线弹性模型那么明显。从坑后地表沉降来看，线弹性模型和 MC 模型计算得到的坑后地表沉降为负，即上抬，而 HSM 计算得到的坑后地表沉降为凹槽型，后者与工程实测结果更加吻合<sup>[17]</sup>。



(a) 线弹性模型计算得到的变形网格图



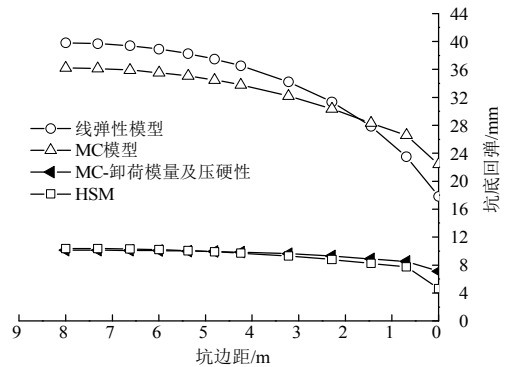
(b) MC 模型计算得到的变形网格图



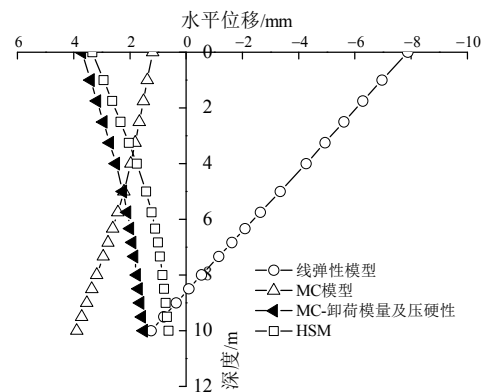
(c) HSM 计算得到的变形网格图

图 5 有限元计算得到的变形网格图

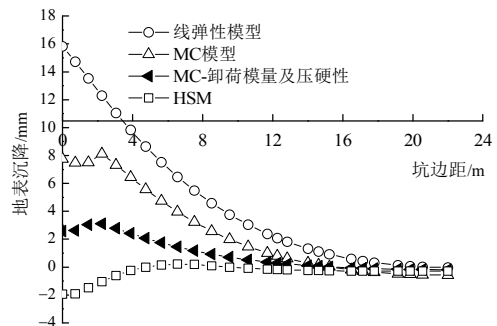
Fig.5 Deformation grid of excavation pit by FEM calculation



(a) 基坑底部回弹量分布



(b) 坑壁水平位移沿深度分布



(c) 坑后地表沉降分布

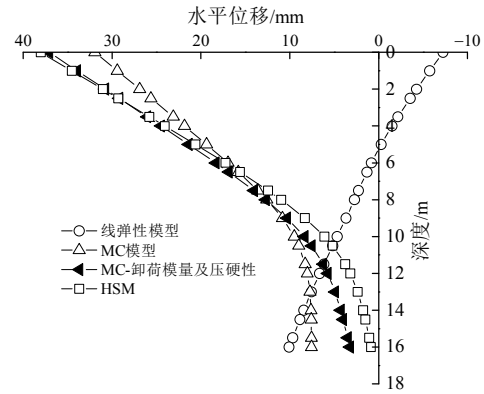
图 6 基坑周边土体变形计算结果比较

Fig.6 Comparison of soil deformation around excavation pit

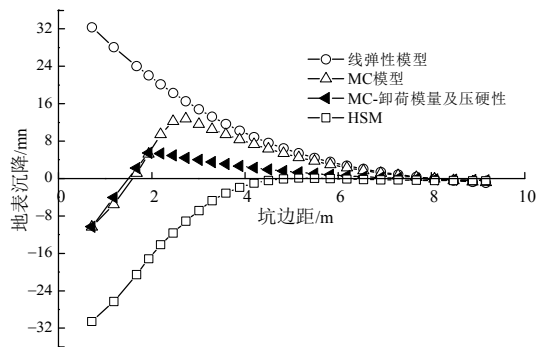
尽管 MC 模型不能考虑土体加荷与卸荷模量的差异以及土体模量随应力而提高等重要变形特性，从而使得其计算得到的基坑变形不尽合理。但由于

该模型简单, 参数容易确定, 已在岩土工程中得到广泛的应用。为了改善 MC 模型在基坑开挖问题数值分析中的计算效果, 在使用 MC 模型时, 可通过将基坑底部土体的模量提高 2 倍~5 倍来考虑土体卸荷模量, 并将土层沿深度方向进行分层, 每层土体的变形模量据该层土体中心点位置的应力水平由式(4)计算得到, 以此来考虑土体模量随应力增加而提高的特性。对于前述算例, 在采用 MC 模型模拟土体时, 将坑底以下土体的模量提高到原模量 4 倍, 将土体沿深度方向分层并据各土层应力赋予其相应的变形模量, 计算得到的坑底回弹量与 HSM 较一致, 桩体水平位移也更加合理, 但坑后地表沉降与 HSM 计算结果仍有较大差异(图 6)。

**例 2.** 基坑深 8m, 采用 16m 长悬臂桩支护, 其余计算参数与算例 1 相同。采用线弹性模型、MC 模型和 HSM 计算得到的基坑底部回弹、坑壁水平位移和坑后地表沉降如图 7 所示。由图可知, 线弹性模型与 MC 模型计算得到的坑底回弹仍然远大于 HSM 情况。线弹性模型计算得到的坑壁水平位移形式仍为倒向坑外, 但 MC 模型与 HSM 得到的坑壁水平位移形式相同, 为倒向坑内。因为深基坑坑底回弹对坑壁变形的影响不如浅基坑那么明显, 且随着基坑开挖深度的增加, 基坑坑壁附近进入塑性状态的土体增加, 此时坑壁水平位移主要受土体塑性变形影响, 但 MC 模型得到的坑壁水平位移在坑顶附近比 HSM 计算值小, 而在基坑中下部却比后者大。从坑后地表沉降来看, 线弹性模型得到的坑后土体竖向位移仍表现为回弹, 与实际情况不符, MC 模型得到的坑后竖向位移虽在靠近坑壁处呈凹槽型分布, 但大部分地表沉降仍为回弹变形, HSM 计算得到的凹槽型沉降形式与工程实测现象较吻合。



(b) 坑壁水平位移沿深度分布



(c) 地表沉降分布

图 7 基坑周边土体变形计算结果比较

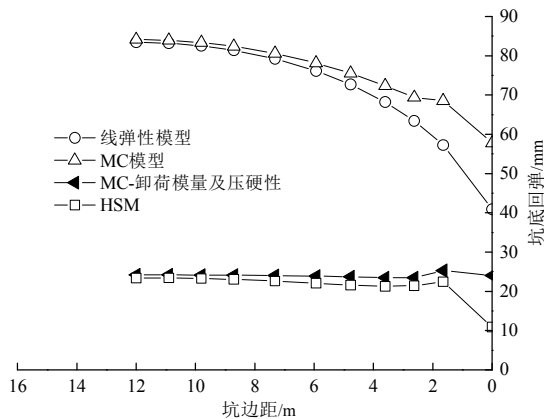
Fig.7 Comparison of soil deformation around excavation pit

同样, 为了改善 MC 模型在基坑开挖问题数值分析中的效果, 在采用 MC 模型模拟土体时, 将坑底以下土体的模量提高到原模量 4 倍, 将土体沿深度方向分层并据各土层应力赋予其相应的变形模量, 计算得到的坑底回弹量与 HSM 较一致, 桩体水平位移也更加合理, 但坑后地表沉降仍与 HSM 计算结果相差较大。

#### 4.2 基坑工程实例分析

本小节将对一基坑开挖支护工程实例进行数值模拟, 通过将各模型的变形预测结果与现场实测值进行比较分析, 进一步探讨各模型在基坑开挖数值计算中的适用性。

圣泰财富中心基坑位于河北廊坊市, 基坑开挖深度为 6.2m, 在基坑东侧距离基坑 9m 左右有一排两层居民住宅, 为保证住宅的正常使用及安全性, 基坑支护采取了放坡开挖与桩锚支护相结合的方式。放坡开挖深度 2.5m, 坡比为 1 : 0.5; 2.5m 以下采取桩锚支护, 支护桩桩径 0.6m, 桩间距 1.2m, 倾角 20°, 两桩一锚, 锚杆总长度 16m, 其中自由段长度 5m, 水平间距 2.4m, 预应力大小为 130kN<sup>[7]</sup>。



(a) 基坑底部回弹量分布

有限元计算网格如图 8 所示，其中计算深度取 25m，计算总宽度取 45m，基坑开挖部分宽度取 10m。在有限元模型中，土体采用 15 节点的三角形单元，桩体采用梁单元，锚杆锚固段采用土工格栅模拟，自由段采用点对点锚杆模拟。土体分别选用线弹性模型、MC 模型及 HSM 模拟，相应的土层参数取值见表 2。

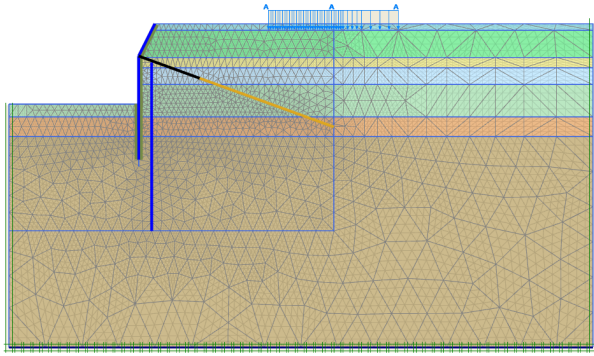


图 8 有限元计算模型

Fig.8 Finite element model

表 2 土层主要物理力学指标

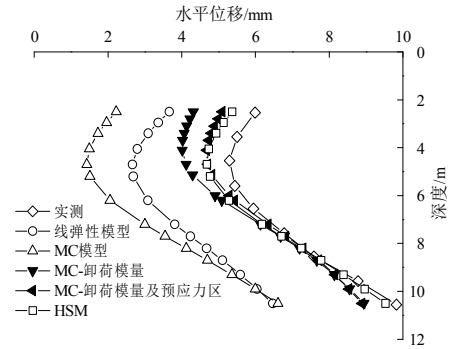
Table 2 Physical and mechanical parameters of soil layers

土层	H/m	$\gamma/$ (kN/m <sup>3</sup> )	c/kPa	$\phi/$ (°)	E/ MPa	$\nu$	$E_{50}^{ref}/$ MPa	$E_{oed}^{ref}/$ MPa	$E_{ur}^{ref}/$ MPa	m
杂填土	0.5	18.2	9.0	16.0	1.61	0.35	5.0	5.0	25.0	0.85
粉土 1	2.1	18.6	13.0	23.9	5.51	0.30	11.4	11.4	57.0	0.70
黏土 1	0.8	17.7	19.0	13.0	3.30	0.35	4.5	4.5	22.4	0.80
粉土 2	1.3	18.9	13.0	23.4	8.35	0.30	12.3	12.3	61.4	0.70
黏土 2	2.5	17.7	19.0	13.0	4.17	0.35	4.5	4.5	22.4	0.80
粉土 3	1.5	19.1	13.0	24.0	9.38	0.30	10.2	10.2	50.8	0.70
细砂	16.3	19.0	5.0	30.0	26.58	0.25	20.8	20.8	104.0	0.55

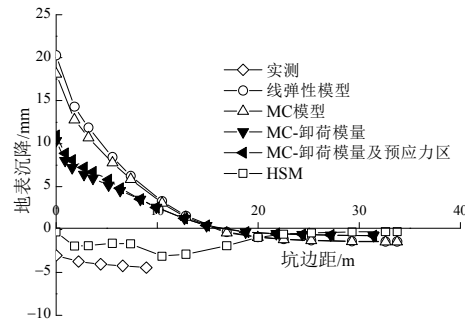
这里大体模拟施工的主要过程，并对基坑开挖过程中基坑坑壁水平位移沿深度的分布、地表沉降进行比较，同时结合实测数据进行对比分析。

采用线弹性模型、MC 模型和 HSM 计算得到的基坑坑壁水平位移、坑后地表沉降分布如图 9 所示。从桩体水平位移来看，3 种模型的变形形式较接近，只是线弹性模型与 MC 模型的水平位移值要比实测值大很多，而 HSM 的计算结果与实测值较接近。从地表沉降来看，线弹性模型与 MC 模型计算得到的地表沉降体现为回弹，而 HSM 的计算结果与实测值较为接近。

在采用 MC 模型模拟土体时，将坑底以下土体模量提高到原模量的 5 倍，并将土体沿深度分层并赋予相应的变形模量，计算得到的坑底回弹量与 HSM 较接近，桩体水平位移也更加接近实测值，但桩体在预应力锚杆附近的水平位移值较实测值大，坑后地表沉降与实测值相差较大。



(a) 桩体水平位移沿深度分布



(b) 地表沉降分布

图 9 数值模拟结果与现场实测值比较

Figure 9 The numerical simulation results compared with measured values

为更好地预测预应力锚杆附近的土体变形，需对预应力锚杆附近土体在施加预应力前后的应力状态变化进行分析，在施加预应力后，锚杆附近土体的水平应力明显增大，而竖向应力变化不大；随后的开挖过程，土体的水平向应力明显减小，竖向应力略有减小，即在施加预应力的过程土体的应力路径为侧向加荷，而随后的开挖过程为侧向卸荷。为对这两种应力路径下的土体变形特性进行分析，仍对丰浦砂标准砂采用 PLAXIS 中的 HSM 模拟土体侧向加荷，再侧向卸荷的应力路径三轴试验，初始固结小主应力值为 200kPa， $K_0$  分别取 0.40、0.50、0.65、0.80、1 这 5 种情况。整理得到不同  $K_0$  初始应力状态下的应力-应变关系曲线如图 10 所示，可见侧向加荷路径应力-应变关系曲线的初始斜率随着  $K_0$  值的增加而减小，而随后进行的侧向卸荷应力-应变关系近似线弹性，卸载模量同样随着  $K_0$  值的增加而减小。不同  $K_0$  初始应力状态下的侧向加荷及侧向再卸荷割线模量如图 11 所示，侧向加荷割线模量以及侧向再卸荷模量随着  $K_0$  值增大而减小，侧向再卸荷模量大于侧向卸荷模量，前者约是后者的 2 倍~3 倍，且二者均要比常规三轴压缩路径下的割线模量大。

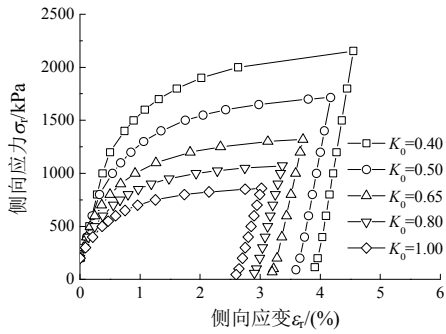


图 10 侧向加荷后再卸荷试验的应力-应变关系曲线  
Fig.10 Stress-strain curve of lateral loading and unloading experiment

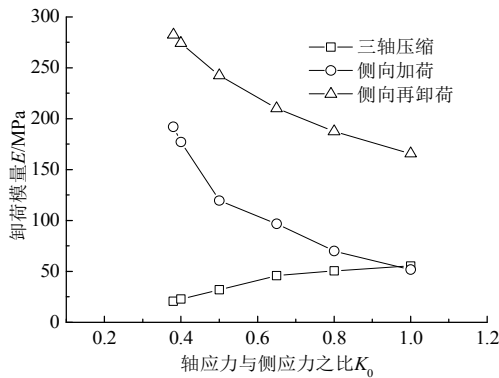


图 11 侧向加荷及再卸荷割线模量  
Fig.11 Secant modulus of lateral loading and unloading stress path

因此，对有预应力锚杆支护的基坑工程中，采用 MC 模型模拟土体时，需要考虑预应力施加后土体应力状态变化对土体模量的影响，即施加预应力过程时，预应力锚杆附近的土体采用侧向加荷模量，而随后的下挖过程采用侧向再卸荷模量。按前述办法对预应力锚杆附近土体变形模量进行调整后，再对该基坑工程进行数值模拟，可得到更加合理的桩体变形(如图 9 所示)。

## 5 结论

本文对基坑开挖问题中土体的应力变化路径进行了分析，指出进行基坑开挖数值模拟本构模型选取的关键之一在于如何较好地考虑开挖卸荷应力路径的变形特性和土体模量随围压而提高的特性。之后在介绍现有常用岩土本构模型(线弹性模型、Mohr-Coulomb 模型与硬化土模型)的基础之上，通过数值算例及工程实例的对比分析探讨了各模型在基坑开挖数值分析中的适用性。

研究表明，线弹性模型过于简单，不能考虑土体复杂的变形及强度特性，其计算得到的坑壁变形、地表沉降与实际情况相差甚远，因此不适合用

于基坑开挖数值模拟。MC 模型在线弹性模型的基础上考虑了土体的塑性变形，且采用 Mohr-Coulomb 破坏准则能较好地刻画土体破坏行为，相对弹性模型而言有质的改进。但其达到破坏之前的应力-应变关系是线弹性的，不能考虑土体的非线性特性，且不能反映土体加荷与卸荷的模量差异以及模量随围压而提高的特性，虽可通过将坑底土体模量提高，以及对土体进行分层并据相应的应力赋予模量，能够计算得到较满意的坑壁变形，但较难同时给出合理的地表沉降分布。因此，MC 模型仅适用于基坑开挖问题的初步分析。HSM 考虑了变形模量随着围压增加而增大的特性，且同时土体的剪切硬化和压缩硬化，并采用了不同的加/卸载模量，可较好地考虑应力路径对土体变形特性的影响，能够计算得到与现场实测较吻合的坑壁水平位移、地表沉降。因此，HSM 较线弹性模型及 MC 模型更适合用于基坑开挖问题的数值分析。

## 参考文献:

- [1] Potts D M, Axelsson K, Grande L, et al. Guidelines for the use of advanced numerical analysis [M]. London: Thomas Telford, 2002.
- [2] 徐中华, 王卫东. 敏感环境下基坑数值分析中土体本构模型的选择[J]. 岩土力学, 2010, 31(1): 258-264, 326.  
Xu Zhonghua, Wang Weidong. Selection of soil constitutive models for numerical analysis of deep excavations in close proximity to sensitive properties [J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(1): 258-264, 326. (in Chinese)
- [3] 宋二祥, 邱玥. 基坑复合土钉支护的有限元分析[J]. 岩土力学, 2001, 22(3): 241-245.  
Song Erxiang, Qiu Yue. Finite element analysis of composite soil nailing for excavation support [J]. Rock and Soil Mechanics, 2001, 22(3): 241-245. (in Chinese)
- [4] 宰金珉, 张云军, 王旭东, 常银生. 卸荷状态下黏性土的变形和强度试验研究[J]. 岩土工程学报, 2007, 29(9): 1409-1412.  
Zai Jinmin, Zhang Yunjun, Wang Xudong, Chang Yinsheng. Experimental research on deformation and strength of cohesive soil under lateral extension [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2007, 29(9): 1409-1412. (in Chinese)
- [5] 葛卫春. 基坑侧向卸荷应力路径及挡墙侧向变形研究[D]. 南京: 河海大学, 2001.  
Ge Weichun. Research on lateral unloading stress path and wall deformation [D]. Nanjing: Hohai University, 2001. (in Chinese)
- [6] 刘国彬, 侯学渊. 软土的卸荷模量[J]. 岩土工程学报,



- 1996, 18(6): 18—23.
- Liu Guobin, Hou Xueyuan. Unloading modulus of the shanghai soft clay [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1996, 18(6): 18—23. (in Chinese)
- [7] 周恩平. 考虑小应变的硬化土本构模型在基坑变形分析中的应用[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
- Zhou Enping. Application of hardening soil model with small-strain in deformation analysis for foundation pit [D]. Shenzhen: Harbin Institute of Technology, 2010. (in Chinese)
- [8] Nakai T. An isotropic hardening elastoplastic model considering the stress path dependency in three dimensional stresses [J]. Soils and Foundations, 1989, 29(1): 119—139.
- [9] Green G E, Bishop A W. A note on the drained strength of sand under generalized strain conditions [J]. Geotechnique, Technical Note, 1969, 19(1): 144—149.
- [10] Sutherland H B, Mesdary M S. The influence of the intermediate principal stress on the strength of sand [A]. Proceedings of the 7th ICSMFE [C]. Mexico: [s.n], 1969, (1): 391—399.
- [11] 许成顺, 文利民, 杜修力, 等. 不同应力路径条件下的砂土剪切特性试验研究[J]. 水利学报, 2010, 41(1): 108—112.
- Xu Chengshun, Wen Liming, Du Xiuli, et al. Experimental study on shear behaviors of sand under different stress path [J]. Shuili Xuebao, 2010, 41(1): 108—112. (in Chinese)
- [12] 曾玲玲, 陈晓平. 软土在不同应力路径下的力学特性分析[J]. 岩土力学, 2009, 30(5): 1264—1270.
- Zeng Lingling, Chen Xiaoping. Analysis of mechanical characteristics of soft soil under different stress paths [J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(5): 1264—1270. (in Chinese)
- [13] 李广信. 高等土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004.
- Li Guangxin. Advanced soil mechanics [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2004. (in Chinese)
- [14] Schanz T, Vermeer P A, Bonnier P G. The hardening soil model: Formulation and verification [C]// Beyond 2000 in Computational Geotechnics-10 Years of Plaxis, 1999.
- [15] Konder R L. Hyperbolic stress-strain response: Cohesive soils [J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, 1963, 89(SM1): 115—143.
- [16] Rowe P W. The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact [J]. Proc Royal Society of London, 1962, 269: 500—527.
- [17] 杨敏, 卢俊义. 基坑开挖引起的地面沉降估算[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(12): 1821—1828.
- Yang Min, Lu Junyi. Estimation of ground settlement aroused by deep excavation [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(12): 1821—1828. (in Chinese)