

文章编号: 1000-7598(2013)01-0148-07

黏性土的非极限主动土压力计算方法研究

徐日庆^{1,2}, 廖斌^{1,2}, 吴渐^{1,2}, 畅帅^{1,2}

(1. 浙江大学 滨海和城市岩土工程研究中心, 杭州 310058; 2. 浙江大学 软弱土与环境土工教育部重点实验室, 杭州 310058)

摘要: 经典土压力理论只能计算挡土墙位移达到极限状态时的土压力。为了更贴近工程实际, 需要发展非极值土压力理论, 但以往的研究仅限于砂土。对于黏性土的非极限主动土压力, 在已有成果的基础上, 从黏性土的应力莫尔圆出发, 推导了介于初始状态和极限主动状态之间的中间状态时, 黏性土的内摩擦角 ϕ 随墙体位移变化的关系公式; 同时考虑了墙土接触面上外摩擦角 δ 和黏聚力 c_w 的影响, 根据黏性土应力莫尔圆的几何关系得到了土体黏聚力 c 与墙体位移的关系; 最后应用水平分层法求得了非极限状态时黏性土的主动土压力计算公式。与模型试验数据的对比分析表明, 理论计算值和试验实测值基本吻合。研究表明, 计算方法对于计算黏性土在非极限状态时的主动土压力具有一定的理论意义, 在实际工程中也具有相应的实用价值。

关键词: 应力摩尔圆; 内摩擦角; 黏聚力; 非极限状态; 水平分层法

中图分类号: TU 443

文献标识码: A

Computational method for active earth pressure of cohesive soil under nonlimit state

XU Ri-qing^{1,2}, LIAO Bin^{1,2}, WU Jian^{1,2}, CHANG Shuai^{1,2}

(1. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;
2. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: The classical earth pressure theories can only calculate the pressure when the wall movement achieves the limit state. In order to match up to the practical situation, it is necessary to develop the earth pressure theories under nonlimit state. However, previous researches are only involved with the cohesion-less soil. Based on the existing results for active earth pressure of cohesive soil under nonlimit state, the relationship between the internal frictional angle ϕ , cohesion c and the wall movement is established according to Mohr circle of stress under the situation of intermediate active state. At the same time, considering the influence of wall friction angle δ and cohesive strength c_w on the interface, the connection of cohesive strength c with wall's displacement has been set up on the foundation of geometrical relationship in Mohr circle of stress. Finally, a new equation for determining active earth pressure of cohesive soil under nonlimit state is derived using horizontal slices analysis method. The value of calculation has an approximate agreement with the measured value of two model tests. The result shows that the proposed method has some theoretical significance in calculating active earth pressure of cohesive soil under nonlimit state and applied value in construction practice.

Key words: Mohr circle of stress; internal frictional angle; cohesion; nonlimit state; horizontal slices analysis method

1 引言

土压力是土体作用在支挡结构上的侧向压力。经典的库仑土压力和朗肯土压力理论因其概念明确及计算简便在实际工程中得到广泛应用。然而这两种理论只能计算位移达到极限状态时的土压力, 这对于位移需要严格控制的工程(如基坑)来说是不适用的。大量试验研究^[1-10]表明, 土压力的分布是非线性的, 并且与支挡结构的位移模式和大小有密

切的关系。Terzaghi^[1-2]通过模型试验对经典土压力理论提出质疑, 在其所著的《理论土力学》(Theoretical Soil Mechanics)已指出了土压力非线性分布的问题。Bang^[3]指出, 在初始状态和极限主动状态之间存在一个中间主动状态(intermediate active state), 这时的土压力计算要考虑墙体的位移模式和大小。Sherif^[4]、Fang^[5-7]、徐日庆^[8]等对 T (平移)、RT (绕墙顶转动)、RB (绕墙底转动) 模式下砂土的土压力进行试验表明, 墙体位移模式

收稿日期: 2012-02-04

基金项目: 国家自然科学基金(No. 51178420)。

第一作者简介: 徐日庆, 男, 1963年生, 博士后, 教授, 从事岩土工程科研和教学方面的工作。E-mail: xurq@zju.edu.cn

对土压力的值影响很大。周应英^[9]、岳祖润^[10]等对黏性土的试验也证实了土压力的分布和经典土压力理论存在一定的偏差。

对于非极限状态的土压力计算通常采用两种方法：一是用函数拟合土压力随位移变化的关系曲线^[11-12]，但此方法没有把握土压力形成的物理机制，且前面的试验表明，土压力和位移也不具备惟一性的关系；二是采用非极限状态下的摩擦角参数，替换经典土压力理论的极限摩擦角^[13-19]。此方法因为采用了土的抗剪强度发挥值的概念，能够反映位移变化对墙后土体应力状态的影响，所以研究较广。Chang^[13]假设非极限状态时土体的内摩擦角发挥值随位移线性地从初始值增加到最终的极限值，提出了非极限状态下土压力的计算方法；龚慈^[14]、徐日庆^[15]等在Chang的基础上假设摩擦角的发挥是非线性的；黄斌^[16]、卢坤林^[17]、杨泰华^[18-19]等则直接从应力摩尔圆出发，推导了非极限状态下摩擦角的理论计算公式。但以上的方法都只是适用于砂土，对于黏性土，除了要考虑摩擦角随位移的变化外，还要考虑黏聚力的影响，本文在文献[17]的基础上研究了黏性土的抗剪强度参数随位移的变化关系，运用水平分层法推导了非极限状态下黏性土的主动土压力计算公式，并与模型试验结果进行比较，验证了该方法的合理性。

2 摩擦角与位移的关系

目前经典的土压力理论均假设墙后填土的内摩擦角和墙土之间的外摩擦角都是常数，而实际上挡土墙产生位移而使墙后土体发生破坏的过程是一个逐渐变化的过程。考虑主动状态，土压力从静止土压力逐渐减小，经历中间主动状态，最后达到主动极限状态。在这个过程中，土的内摩擦角和墙土之间的外摩擦角是逐渐发挥的，随着位移的增加从初始值逐渐增加到极限值。对于土的内摩擦角，Dubrova 首先指出，当墙体背离土体移动而处于中间主动状态时，土的内摩擦角没有全部发挥，而是处于初始值和极限值（即通常三轴试验得到的抗剪强度指标 φ ）之间的某个值^[3]。文献[17]研究了砂土内摩擦角随位移变化的关系，本文试图将其思路运用到黏性土，以期得到黏性土内摩擦角随位移变化的规律。

图1所示为黏性土的应力摩尔圆， σ_1 为初始状态时的最大主应力， σ_0 为初始状态时的最小主应力， σ_a 为极限状态时最小主应力， σ_m 为中间状态时的最小主应力。考虑到本文研究的是主动土压力

状态以及土压力问题为平面问题的特点， σ_1 保持竖向不变， σ_0 、 σ_a 和 σ_m 则为水平方向。可以看到， σ_1 和 σ_0 确定初始应力状态， σ_1 和 σ_a 确定极限状态，非极限状态时的土压力处于 σ_a 与 σ_0 之间的 σ_m 。从图中可以得到：

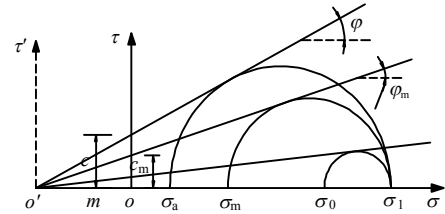


图1 黏性土应力莫尔圆

Fig.1 Mohr's circle of stress of cohesive soil

$$\sin \varphi = \frac{\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_a)}{\frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_a) + m} = \frac{(\sigma_1 + m) - (\sigma_a + m)}{(\sigma_1 + m) + (\sigma_a + m)} \quad (1)$$

$$\sin \varphi_m = \frac{\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_m)}{\frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_m) + m} = \frac{(\sigma_1 + m) - (\sigma_m + m)}{(\sigma_1 + m) + (\sigma_m + m)} \quad (2)$$

为方便计算，可以将纵坐标向左平移 m ，并令 $\sigma'_1 = \sigma_1 + m$ ， $\sigma'_0 = \sigma_0 + m$ ， $\sigma'_m = \sigma_m + m$ ， $\sigma'_a = \sigma_a + m$ ，故有

$$\sin \varphi = \frac{\sigma'_1 - \sigma'_a}{\sigma'_1 + \sigma'_a} = \frac{(\sigma'_1 - \sigma'_0) + (\sigma'_0 - \sigma'_a)}{(\sigma'_1 + \sigma'_0) - (\sigma'_0 - \sigma'_a)} \quad (3)$$

$$\sin \varphi_m = \frac{\sigma'_1 - \sigma'_m}{\sigma'_1 + \sigma'_m} = \frac{(\sigma'_1 - \sigma'_0) + (\sigma'_0 - \sigma'_m)}{(\sigma'_1 + \sigma'_0) - (\sigma'_0 - \sigma'_m)} \quad (4)$$

施建勇等^[20]采用卸荷路径的三轴试验模拟主动土压力的形成过程，试验结果表明，径向应力和径向应变具有双曲线的变化关系，即有

$$\sigma_0 - \sigma_m = \sigma'_0 - \sigma'_m = \frac{\varepsilon_m}{a + b\varepsilon_m} \quad (5)$$

式中： ε_m 为中间状态时的径向应变； a 、 b 均为试验参数。显然，当处于极限主动状态时，也满足上式：

$$\sigma'_0 - \sigma'_a = \frac{\varepsilon_f}{a + b\varepsilon_f} \quad (6)$$

式中： ε_f 为极限状态时的径向应变。

由式(5)得

$$b = \frac{1}{\sigma'_0 - \sigma'_m} \Big|_{\varepsilon_m \rightarrow \infty} = \frac{1}{(\sigma'_0 - \sigma'_m)_u} \quad (7)$$

式中: $(\sigma'_0 - \sigma'_m)_u$ 为 $\varepsilon_m \rightarrow \infty$ 时 $\sigma'_0 - \sigma'_m$ 的值。

引入破坏比, 有

$$R_f = \frac{(\sigma'_0 - \sigma'_m)_f}{(\sigma'_0 - \sigma'_m)_u} = b(\sigma'_0 - \sigma'_a) \quad (8)$$

式中: $(\sigma'_0 - \sigma'_m)_f$ 为破坏时 $\sigma'_0 - \sigma'_m$ 的值; R_f 的取值一般在 0.75~1.0 之间。

由式 (6)、(8) 得

$$\varepsilon_f = \frac{aR_f}{b(1-R_f)} \quad (9)$$

若定义 $\eta = \varepsilon_m / \varepsilon_f$, 则有

$$\varepsilon_m = \frac{a\eta R_f}{b(1-R_f)} \quad (10)$$

在初始状态时, 有

$$\sigma'_0 = K_0 \sigma'_1 \quad (11)$$

式中: K_0 为初始侧压系数。

联立式 (3)、(8)、(11) 得

$$b = \frac{1 + \sin \varphi}{(1 + K_0) \sin \varphi \sigma'_1 - (1 - K_0) \sigma'_1} R_f \quad (12)$$

联立式 (4)、(5)、(10)~(12) 得

$$\sin \varphi_m = \frac{(1 - R_f + \eta R_f)(1 - K_0)(1 + \sin \varphi) + \eta \sin \varphi (1 + K_0) - \eta(1 - K_0)}{(1 - R_f + \eta R_f)(1 + \sin \varphi)(1 + K_0) - \eta \sin \varphi (1 + K_0) + \eta(1 - K_0)} \quad (13)$$

实际上 η 可以视为墙体水平位移值 $S(z)$ 与达到主动状态所需位移值 S_a 的比值, 即有

$$\eta = S(z) / S_a \quad (14)$$

对于正常固结土, 土的内摩擦角初始值 $\varphi_0 = \arcsin[(1 - K_0)/(1 + K_0)]$ 。对于黏性土有 $K_0 = 0.95 - \sin \varphi$ [21]。

这样就得到了非极限状态下黏性土的内摩擦角与位移的关系式。从式 (13) 可以看出, 土的内摩擦角发挥值只与初始侧向压力系数 K_0 、内摩擦角极限值 φ 以及反映位移影响的 η 值有关。

图 2 为土的内摩擦角随位移比的变化关系。从图中可以看出, 当 $0 < \eta < 1$ 时, 土的内摩擦角 φ_m 从初始值逐渐增加到最大值。随着位移的继续增加, 当 $\eta = 1$ 后, 土的内摩擦角全部发挥。

对于墙土之间的外摩擦角 δ_m , Fang [5] 模型试验以及 Matsuzawa [22] 数值模拟结果表明, T (平移) 模式下 δ_m 随位移呈线性增加, 然后保持不变, 其他模

式下呈非线性增加。若考虑平动模式下土压力问题, δ_m 随位移线性增加, 采用 Chang [13] 提出的公式:

$$\tan \delta_m = \tan \delta_0 + \eta(\tan \delta - \tan \delta_0) \quad (15)$$

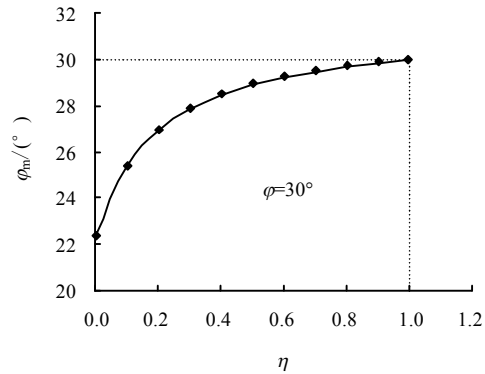


图 2 内摩擦角和位移关系示意图

Fig.2 Relationship between internal frictional angle and displacement

若考虑其他模式下的土压力问题, δ_m 随位移呈非线性关系, 采用龚慈 [14] 提出的公式:

$$\tan \delta_m = \tan \delta_0 + \frac{4}{\pi} \arctan \eta(\tan \delta - \tan \delta_0) \quad (16)$$

式中: η 同式 (14), $\delta_0 = \varphi/2$ [13], δ 为实测值, 缺乏资料时可取 $\delta = 2\varphi/3$ [23]。

图 3 为墙土之间的外摩擦角随位移比的变化关系。可以看出, 不管何种位移方式, 当 $0 < \eta < 1$ 时, 墙土之间外摩擦角 δ_m 从初始值逐渐增加到最大值, 随着位移的继续增加, 当 $\eta = 1$ 后, 墙土之间的外摩擦角全部发挥。

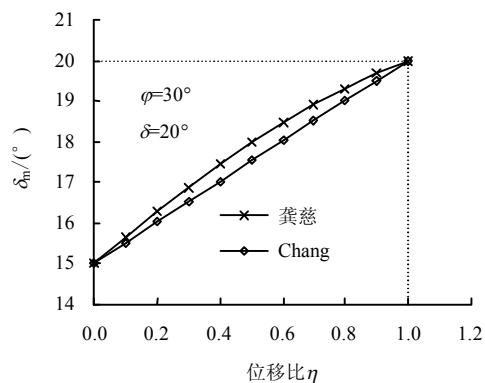


图 3 外摩擦角和位移关系示意图

Fig.3 Relationships between wall frictional angle and displacement

3 黏聚力与位移的关系

黏性力随位移变化的关系研究很少, 这一方面

是由于黏性土抗剪强度机制的复杂性,在黏性土中不可能把摩擦强度分量和凝聚强度分量截然分开^[21],两者是相互影响的;另一方面,则是因为土的黏聚力在数值上很难精确测定^[24],从摩尔-库仑抗剪强度公式来看,黏聚力是指破坏面在正应力为 0 的情况下土的抗剪强度,试验中是通过外延直线段找到截距来确定黏聚力的,但由于土的强度包线往往不是线性的,在低围压情况下剪切试验是很难精确确定黏聚力的。杨泰华等^[18]总结了考虑位移影响的黏性土土压力计算模式,提出土的黏聚力发挥值 c_m 随着位移在 $0 \sim c$ 之间线性变化。而对于墙-土之间的黏聚力 c_w 的值及其发挥值 c_{wm} , 资料更少,可取 $c_w = 2c/3$ ^[23],并假设墙土之间黏聚力发挥值 c_{wm} 和土的黏聚力发挥值 c_m 随位移都具有相同的变化规律。

从图 1 根据几何关系可以得到

$$c \cot \varphi = c_m \cot \varphi_m \quad (17)$$

故有

$$c_m = \frac{\tan \varphi_m}{\tan \varphi} c \quad (18)$$

根据假设,有

$$c_{wm} = \frac{\tan \varphi_m}{\tan \varphi} c_w \quad (19)$$

式中: c 、 φ 由实测确定, φ_m 由式 (13) 确定。

图 4 显示了土的黏聚力和墙-土之间的黏聚力随位移变化的关系,呈现出随着位移的增加从初始值逐渐增加到最大值,然后趋于稳定的变化趋势。

至此,通过式 (13)、(15)、(16)、(18)、(19) 建立了非极限状态下黏性土各强度参数与位移变化的计算公式。

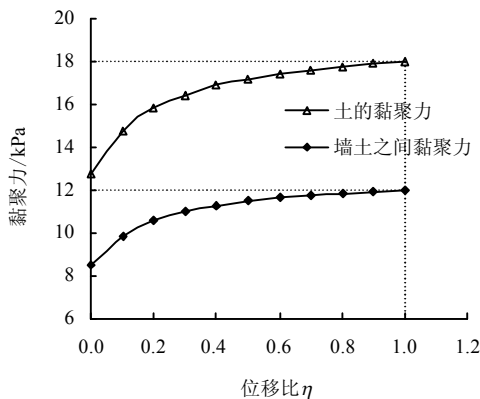


图 4 黏聚力与位移关系示意图

Fig.4 Relationships between cohesion and displacement

4 黏性土非极限主动土压力计算公式

4.1 基本假定

本文考虑位移影响的黏性土主动土压力计算理论,假定:挡土墙为刚性的,墙后填土水平,表面作用有均布荷载 q_0 ,在墙后土体中存在一个通过墙底和竖直方向呈 θ 的潜在滑动面 (θ 值可以通过文献[23]中得到的修正库仑土压力计算理论来确定),不考虑墙后土体顶部的张拉裂缝的影响。计算模型见图 5。

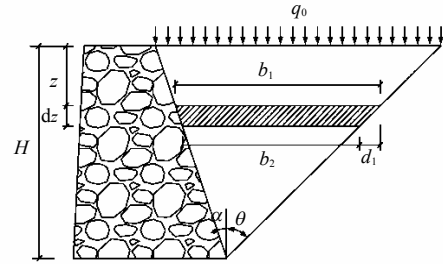


图 5 土压力计算模型

Fig.5 Analysis model of earth pressure

4.2 公式推导

取一水平条块进行分析,如图 6 所示。图中 T 和 F 分别为破坏面和墙背上的黏聚力, R 和 P 则分别为静止土体和墙体对滑动块体的反作用力,其值大小包含了垂直于接触面的支持力和平行于接触面的摩擦力,方向则取决于内外摩擦角的发挥值 φ_m 和 δ_m 。

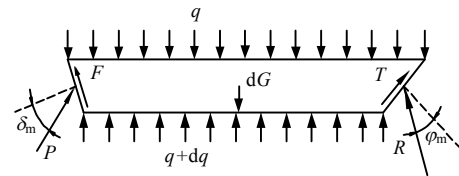


图 6 水平单元体

Fig.6 Horizontal slices

从图中的几何关系可以得到

$$b_2 = \frac{H - z - dz \sin(\theta + \alpha)}{\cos \alpha} \frac{\sin(\theta + \alpha)}{\cos \theta}, \quad b_1 = \frac{H - z \sin(\theta + \alpha)}{\cos \alpha} \frac{\sin(\theta + \alpha)}{\cos \theta} \quad (20)$$

$$d_1 = dz \tan \theta$$

土块重力为

$$dG = \gamma dz \frac{H - z \sin(\alpha + \theta)}{\cos \alpha} \frac{\sin(\alpha + \theta)}{\cos \theta} \quad (21)$$

墙体对土块反力 P 水平分量为

$$P_h = P \cos(\alpha + \delta_m) = p dz \frac{\cos(\alpha + \delta_m)}{\cos \alpha} \quad (22)$$

式中: p 为接触面上的反力强度。

墙体对土块反力 P 竖直分量为

$$P_v = P \sin(\alpha + \delta_m) = p dz \frac{\sin(\alpha + \delta_m)}{\cos \alpha} \quad (23)$$

墙体对土块黏聚力 F 水平分量为

$$F_h = c_{wm} dz \tan \alpha, \text{ 竖直分量 } F_v = c_{wm} dz。$$

滑动面对土块反力 R 水平分量为

$$R_h = R \cos(\theta + \varphi_m) = r dz \frac{\cos(\theta + \varphi_m)}{\cos \theta} \quad (24)$$

式中: r 为接触面上的反力强度。

滑动面对土块反力 R 竖直分量为

$$R_v = R \sin(\theta + \varphi_m) = r dz \frac{\sin(\theta + \varphi_m)}{\cos \theta} \quad (25)$$

滑动面对土块黏聚力 T 水平分量为 $T_h = c_m dz \tan \theta$ 、竖直分量 $T_v = c_m dz$ 。

根据静力平衡, 水平方向有 $\sum h = 0$, 即有

$$P_h + T_h - F_h - R_h = 0 \quad (26)$$

竖直方向有 $\sum v = 0$, 即有

$$dG + qb_1 - (q + dq)b_2 - P_v - T_v - R_v - F_v = 0 \quad (27)$$

对水平条块中心线与滑动面的交点力矩平衡有 $\sum M = 0$, 即有

$$dG \frac{1}{2} \frac{(b_1 + b_2)}{2} + qb_1 \left(\frac{b_1}{2} - \frac{d_1}{2} \right) - (P_v + F_v) \frac{(b_1 + b_2)}{2} - (q + dq)b_2 \left(\frac{b_2}{2} + \frac{d_1}{2} \right) = 0 \quad (28)$$

3 个未知量 p 、 q 、 r , 联立式 (26)~(28), 略去高阶无穷小量, 得到墙体对水平条块的反力强度为

$$p = \lambda_1 q - \lambda_2 c_m + \lambda_3 c_{wm} \quad (29)$$

其中:

$$\left. \begin{aligned} \lambda_1 &= \frac{\cos(\theta + \varphi_m) \sin(\alpha + \theta)}{\cos \theta \sin(\theta + \varphi_m - \alpha - \delta_m)} \\ \lambda_2 &= \frac{\cos \alpha \cos \varphi_m}{\cos \theta \sin(\theta + \varphi_m - \alpha - \delta_m)} \\ \lambda_3 &= \frac{\cos(\theta + \varphi_m - \alpha)}{\sin(\theta + \varphi_m - \alpha - \delta_m)} \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

将式 (29) 代入式 (28), 得到关于 q 的微分方程:

$$\frac{dq}{dz} + M \frac{q}{H - z} = \gamma + \frac{N}{H - z} \quad (31)$$

其中:

$$\left. \begin{aligned} M &= \frac{2\lambda_1 \cos \theta \sin(\alpha + \delta_m)}{\sin(\alpha + \theta)} \\ N &= \frac{2 \cos \theta}{\sin(\alpha + \theta)} [\lambda_2 \sin(\alpha + \delta_m) c_m - \cos \alpha c_{wm} - \lambda_3 \sin(\alpha + \delta_m) c_{wm}] \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

根据边界条件, 当 $z=0$ 时, $q=q_0$ 解方程得到

$$p = \frac{\lambda_1 \gamma}{M - 1} (H - z) + \lambda_1 k (H - z)^M + \frac{\lambda_1 N}{M} - \lambda_2 c_m + \lambda_3 c_{wm} \quad (33)$$

式中: k 为积分常数, 通过边界条件求得。

注意到 M 的表达式可能有 $M=0$ 的情况, 则式 (33) 可能出现分母为 0 的不合理情况。根据 M 的表达式 $M=0$ 的状况出现在 $\alpha=0^\circ$ 、 $\delta=0^\circ$ 时, 即有墙背竖直、光滑, 这时根据上面的推导过程得到的土压力强度 p 的表达式为

$$p = (\gamma z + q_0) \frac{\tan \theta}{\tan(\theta + \varphi_m)} - c_m \frac{1 + \tan \theta \tan(\theta + \varphi_m)}{\tan(\theta + \varphi_m)} \quad (34)$$

假设最后达到极限状态, 即 $\varphi_m = \varphi$, $c_m = c$, $\theta = 45^\circ - \varphi/2$, 填土表面无均布荷载 $q_0=0$, 代入式 (34), 经化简得

$$p = \gamma z \tan^2 \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right) - 2c \tan \left(45 - \frac{\varphi}{2} \right) \quad (35)$$

式中: γ 为黏性土的重度。

式 (35) 与黏性土的朗肯极限主动土压力完全一致, 说明上面推导过程是正确的。

综上所述, 式 (33)、(34) 即为考虑位移影响的黏性土主动土压力强度计算公式。

5 模型试验对比

5.1 模型试验 1

周应英等^[9]对砂土、黏土都进行了模型试验研究。模型试验参数如下: 挡土墙高 $H=4.5$ m, $\alpha=0^\circ$, 填土 $\gamma=14.27$ kN/m³, $c=1.472$ kPa, $\varphi=24^\circ$, 墙土之间黏聚力 c_w 和摩擦角 δ 不明, 可取 $c_w=2c/3=0.98$ kPa, $\delta=2\varphi/3=16^\circ$, 破坏比 $R_f=0.85$, 滑动面与竖向夹角 $\theta=38^\circ$, 填土表面均布荷载 $q_0=0$, 具体试验装置和试验过程详见文献[9]。

图7给出了本文的理论公式计算值和模型试验实测值的比较结果。从图中可以看出,初始状态,即静止土压力状态时理论计算结果与实测结果吻合较好,在挡土墙的上部,随深度的增加,土压力逐渐增加达到峰值,在挡土墙底部土压力逐渐减小,土压力的分布表现出非线性的特点。当墙体平移3.94 cm产生中间主动状态时,挡土墙后土的内摩擦角、黏聚力以及墙土之间的外摩擦角、黏聚力得到不完全发挥,土压力小于静止土压力,土压力计算值跟实测值存在一定的误差,但沿着挡土墙深度方向的变化趋势是一致的。误差存在的原因可能源于测量误差、墙土间摩擦参数和黏聚力参数取值的不准确。

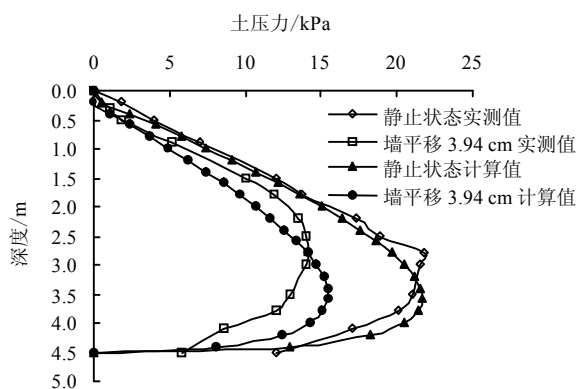


图7 土压力计算值与实测值对比图
Fig.7 Comparison between earth pressure calculated and measured

5.2 模型试验2

岳祖润等^[10]通过自制的位移控制液压装置做了11组位移可控制式压实黏性填土挡土墙土压力的离心模型试验。试验参数如下:模型墙高 $H=25$ cm, $\alpha=0^\circ$, 模型率 $N=80.18$, 填土重度 $\gamma=18.6$ kN/m³, $c=38.2$ kPa, $\varphi=22.7^\circ$, 破坏比 $R_f=0.85$, 墙土之间接触面涂抹有硅油, 可以取 $\delta=0^\circ$, $c_w=0$, 试验测得破裂角 $\theta=32^\circ$ 。具体的试验装置和试验过程详见文献[10]。

本文选了两个测点 p15($z=15.5$ cm)、p17($z=16.8$ cm)处进行了计算值和实测值比较, 实测值在文献[19]中以表格的形式给出。从图8可以看出, 计算值和实测值吻合得较好。随着位移的增加, 土的抗剪强度逐渐发挥, 作用在挡土墙上的土压力不断减小, 当移动2.25~2.50 mm ($\eta=0.9\sim 1.0$)时, 土压力减小到最小值, 然后保持不变, 可以认为是达到了主动极限状态, 墙所需要的位移大概为0.9%~1.0%倍的墙高, 这与实际测量的结果也是一致的,

从而说明了本文方法具有一定的合理性。

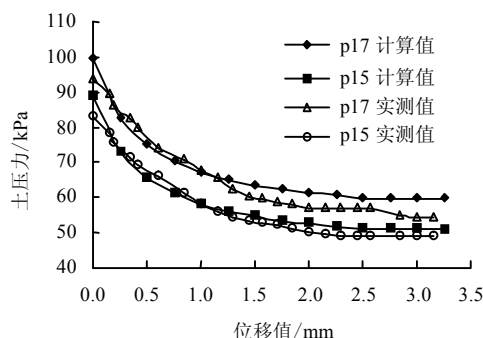


图8 不同深度处土压力变化计算值和实测值对比图
Fig.8 Comparison between calculated and measured earth pressures at different depths

6 结 语

本文推导了非极限状态下黏性土内摩擦角随位移变化的关系公式, 并且考虑了墙-土之间外摩擦角和黏聚力对侧向土压力的影响, 运用水平条分法求解了黏性土非极限主动土压力, 经过模型试验数据的对比验证了本文提出的方法的合理性, 为实际工程中求解任意位移下挡土墙的土压力提供了一种有效的方法。研究表明, 本文提出的计算方法能够准确把握墙体位移对墙后土压力的大小和分布的影响, 同时也认识到挡土墙后土的抗剪强度发挥是一个渐变的过程, 只有考虑到墙后土体抗剪强度随墙体位移的变化规律, 才能准确预测土压力的大小, 为实际工程应用提供指导。

参 考 文 献

- [1] TERZAGHI K. Large retaining wall tests I—pressure of dry sand[J]. *Engineering News Record*, 1934, 112(1):136—140.
- [2] TERZAGHI K. Large retaining wall tests II—pressure of saturate sand[J]. *Engineering News Record*, 1934, 112(22): 259—262, 316—318, 403—406, 503—508.
- [3] BANG SANGCHUL. Active earth pressure behind retaining walls[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1985, 111(3): 407—412.
- [4] SHERIF M A, FANG YUNG-SHOW. K_a and K_0 behind rotating and non-yielding walls[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1984, 110(1): 41—56.
- [5] FANG YUNG-SHOW, ISHIBASHI ISAO. Static earth pressures with various wall movements[J]. *Journal of Geotechnical Engineering*, 1986, 112(3): 317—333.

- [6] FANG YUNG-SHOW, CHEN TSANG-JIANG, WU BIN-FERNG. Passive earth pressures with various wall movements[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1994, 120(8): 1307—1323.
- [7] FANG YUNG-SHOW, HO YING-CHIEH, CHEN TSANG-JIANG. Passive earth pressure with critical state concept[J]. **Journal of Geotechnical and Geo-environmental Engineering**, 2002, 128(8): 651—659.
- [8] 徐日庆, 陈页开, 杨仲轩, 等. 刚性挡墙被动土压力模型试验研究[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(5): 569—575.
- XU Ri-qing, CHEN Ye-kai, YANG Zhong-xuan, et al. Experimental research on the passive earth pressure acting on a rigid wall[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2002, 24(5): 569—575.
- [9] 周应英, 任美龙. 刚性挡土墙主动土压力的试验研究[J]. 岩土工程学报, 1990, 12(2): 19—26.
- ZHOU Ying-ying, REN Mei-long. An experimental study on active earth pressure behind rigid retaining wall[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1990, 12(2): 19—26.
- [10] 岳祖润, 彭胤宗, 张师德. 压实黏性填土挡土墙土压力离心模型试验[J]. 岩土工程学报, 1992, 14(6): 90—96.
- YUE Zu-run, PENG Yin-zong, ZHANG Shi-de. Centrifuge model test on lateral pressure on walls retaining compacted clayey backfill[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1992, 14(6): 90—96.
- [11] 梅国雄, 宰金珉. 考虑位移影响的土压力近似计算方法[J]. 岩土力学, 2001, 22(4): 83—85.
- MEI Guo-xiong, ZAI Jin-min. Earth pressure calculating method considering displacement[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2001, 22(4): 83—85.
- [12] 卢国胜. 考虑位移的土压力计算方法[J]. 岩土力学, 2004, 25(4): 586—589.
- LU Guo-sheng. A calculation method of earth pressure considering displacement[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2004, 25(4): 586—589.
- [13] CHANG Ming-fang. Lateral earth pressures behind rotating walls[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1997, 34(2): 498—509.
- [14] 龚慈, 魏纲, 徐日庆. RT 模式下刚性挡墙土压力计算方法研究[J]. 岩土力学, 2006, 27(9): 1588—1592.
- GONG Ci, WEI Gang, XU Ri-qing. Earth pressure against rigid retaining wall rotating about top[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(9): 1588—1592.
- [15] 徐日庆, 龚慈, 魏纲, 等. 考虑平动位移效应的刚性挡土墙土压力理论[J]. 浙江大学学报(工学版), 2005, 39(1): 119—122.
- XU Ri-qing, GONG Ci, WEI Gang, et al. Theory of earth pressure against rigid retaining walls considering translational movement effect[J]. **Journal of Zhejiang University (Engineering Science)**, 2005, 39(1): 119—122.
- [16] 黄斌, 杨洪, 何晓民. 非极限状态主动土压力的研究[J]. 长江科学院报, 2007, 24(4): 46—49.
- HUANG Bin, YANG Hong, HE Xiao-min. Research on active earth pressure under nonlimit state[J]. **Journal of Yangtze River Scientific Research Institute**, 2007, 24(4): 46—49.
- [17] 卢坤林, 杨扬. 非极限主动土压力计算方法初探[J]. 岩土力学, 2010, 31(2): 615—619.
- LU Kun-lin, YANG Yang. Preliminary study of earth pressure under non-limit state[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(2): 615—619.
- [18] 杨泰华, 贺怀建. 考虑位移效应的土压力计算理论[J]. 岩土力学, 2010, 31(11): 3635—3639.
- YANG Tai-hua, HE Huai-jian. Earth pressure calculation theory considering displacement effects[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(11): 3635—3639.
- [19] 杨泰华, 贺怀建. 黏性土基于强度折减法的位移土压力理论[J]. 岩土力学, 2009, 30(增刊 2): 185—188.
- YANG Tai-hua, HE Huai-jian. Displacement-earth pressure theory for cohesive soil based on shear strength reduction[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2009, 30(Supp. 2): 185—188.
- [20] 施建勇, 雷国辉, 艾英铎, 等. 土压力变化规律的应力路径三轴试验研究[J]. 岩土力学, 2005, 26(11): 1700—1704.
- SHI Jian-yong, LEI Guo-hui, AI Ying-bo, et al. Stress path controlled triaxial experimental study of lateral earth pressure behaviour[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2005, 26(11): 1700—1704.
- [21] 钱家欢, 殷宗泽. 土工原理与计算[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 1996.
- [22] MATSUZAWA H, HAZARIKA H. Analyses of active earth pressure against rigid retaining walls subjected to different modes of movement[J]. **Soils and Foundations**, 1996, 36(3): 51—65.
- [23] 赵恒惠. 挡土墙后黏性填土的土压力计算[J]. 岩土工程学报, 1983, 5(1): 134—146.
- [24] 李广信. 高等土力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004.