

DOI: 10.11835/j.issn.2096-6717.2021.197



开放科学(资源服务)标识码 OSID:



预留土支护基坑旋转破坏模式下的极限抗力上限解

张辉, 吴曙光, 杨凯丞

(重庆大学土木工程学院, 重庆 400045)

摘要:对于支撑式或锚拉式支挡结构,进行预留土辅助支护时需验算绕支点的抗倾覆稳定性,然而目前还未找到合理的计算方法。基于极限分析上限定理,提出预留土支护基坑的3种可能破坏模式,运用斜条分法对被动区土体进行离散,并构建相容速度场,分别推导3种破坏模式下基坑抗倾覆力矩的计算表达式,采用遗传算法编程,分析支挡结构与土体间摩擦系数、土体黏聚力及预留土几何参数等对破裂角及抗倾覆力矩的影响规律。结果表明:当墙背光滑且土体黏聚力为零时,利用朗肯被动土压力理论计算得到的抗倾覆力矩为一上限解;存在黏聚力时,朗肯被动土压力理论计算值偏于保守,存在摩擦系数时,库伦土压力理论计算的抗倾覆力矩偏大;与预留土宽度和坡度相比,预留土高度对抗倾覆力矩的影响更加显著。

关键词:预留土;上限法;极限分析;旋转破坏;基坑工程

中图分类号:TU432 **文献标志码:**A **文章编号:**2096-6717(2023)05-0116-09

Upper bound solution of ultimate resistance of berm-retained excavations under rotating failure mode

ZHANG Hui, WU Shuguang, YANG Kaicheng

(School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, P. R. China)

Abstract: For strutted or anchored retaining structures, the anti-overturning stability around the fulcrum needs to be checked for the berm-retained excavations. However, a reasonable calculation method has not yet been found. Based on the upper limit theorem of limit analysis, three possible failure modes of the berm-retained excavations were proposed, the slice method with inclined interfaces was used to separate the passive soil area, and a compatible velocity field was constructed. The expressions for calculating the anti-overturning moment of foundation pit under three failure modes were derived respectively. Through the calculation example, the effects of friction coefficient between retaining structure and soil, soil cohesive force and the berm-retained geometric parameters on the rupture angle and anti-overturning moment were analyzed by using genetic algorithm. The results show that when the wall is smooth and the soil cohesion is zero, the anti-overturning moment calculated by Rankine's passive earth pressure theory is an upper bound solution. When cohesive force exists, the theoretical value of Rankine's passive earth pressure theory is conservative, when friction coefficient exists, the anti-overturning moment calculated by coulomb earth pressure theory is too large. In addition, the berm-

收稿日期:2021-06-13

基金项目:国家重点研发计划(2018YFC1505501)

作者简介:张辉(1997-),男,主要从事岩土工程研究,E-mail:13883690532@163.com。

吴曙光(通信作者),男,副教授,E-mail:wushuguang@cqu.edu.cn。

Received: 2021-06-13

Foundation item: The National Key Technologies R&D Program of China (No. 2018YFC1505501)

Author brief: ZHANG Hui (1997-), main research interest: geotechnical engineering, E-mail: 13883690532@163.com.

WU Shuguang (corresponding author), associate professor, E-mail: wushuguang@cqu.edu.cn.

retained height has a more significant influence on the anti-overturning moment than the berm-retained width and slope.

Keywords: retained berm; upper bound method; limit analysis; rotational failure; excavation engineering

在基坑施工中,常利用预留土作为支挡结构的临时支撑,不仅可以有效减小支挡结构的嵌固深度,还能提高支护体系的整体稳定性,在大型基坑中,采用预留土辅助支护可取得较好的经济效益^[1-2]。此外,基坑中经常会因需要容纳电梯井、集水井等局部结构而进行二次开挖,形成坑中坑,此时支挡结构与坑中坑之间也可看作是具有一定宽度和高度的预留土台。

对于锚拉式或支撑式支挡结构,若嵌固深度过小,则会发生绕支点的整体失稳,即旋转破坏。《建筑基坑支护技术规程》(JGJ120—2012)^[3]中对锚拉式或支撑式支挡结构的稳定验算采用基坑外侧主动土压力相对支点产生的倾覆力矩等于基坑内侧被动土压力产生的抗倾覆力矩的理论,其中土压力计算一般采用经典朗肯或者库仑土压力理论。由于经典朗肯土压力理论采用半无限土体的假设条件,且两者均基于平移破坏模式。由于预留土的存在,而基坑被动区土体明显属于有限土体范畴,且平移破坏模式的假定也与实际有较大差别。因此,对于预留土支护基坑的稳定性验算,仍然采用经典朗肯或库仑土压力理论并不合适。

近几十年,许多学者运用不同的方法,包括静力平衡法^[4-5]、多重库仑楔体分析法^[6-7]、弹性抗力法^[1-2]、模型试验法^[8]、数值分析法^[9-13]、极限分析法^[14]等,对预留土的作用机理进行了研究。其中,数值分析法因能模拟较复杂的条件,如多级台阶预留土^[15]、不连续预留土的空间效应^[16-18]等,故其应用较为广泛,但计算精度受材料参数和网格尺寸的影响较大;而理论与试验研究则主要集中在基坑平移破坏模式下预留土对支挡结构内侧土压力大小及分布的影响,这些理论对平移破坏模式下悬臂式支挡结构的设计具有较好的适用性。但在旋转破坏模式下,锚拉式或支撑式支挡结构的土压力大小及作用点位置与平移破坏模式下有较大差别^[19],若仍采用平移破坏模式下土压力大小及作用点位置进行计算,计算结果可靠性得不到保证。

极限分析上限法通过构建机动许可的速度场并运用能量原理求解极限状态下真解的上限,由于将实际土简化为理想完全塑性材料,故计算方法简单、高效。目前,极限分析方法已在边坡稳定^[20-21]、基坑稳定性^[22-23]、地基承载力^[24]、挡墙地震永久位移及屈服加速度^[25-26]等方面得到成功应用,但是将极限分析法应用于基坑旋转破坏模式下抗倾覆稳定性计算成果相对较少。基于此,将极限分析上限定

理和数学规划法相结合,建立预留土支护基坑3种可能的破坏模式,运用斜条分法对每种破坏模式下预留土支护基坑被动区进行离散,构建相容速度场,得到预留土支护基坑抗倾覆力矩的目标函数。根据算例,采用遗传算法编程,分析土体参数及预留土几何参数对破裂角及基坑抗倾覆力矩的影响规律。

1 旋转破坏模式建立

基本假定:1)墙背竖直,滑裂面为平面;2)墙后土体为可变形体,且与墙体不发生分离;3)土体服从相关联的流动法则;4)基坑无限长,按平面应变问题分析。

建立3种破坏模式,如图1所示。当预留土顶部宽度较大时,极限状态下被动区土体将从预留土顶部剪出;随着预留土顶部宽度的减小,逐渐转变

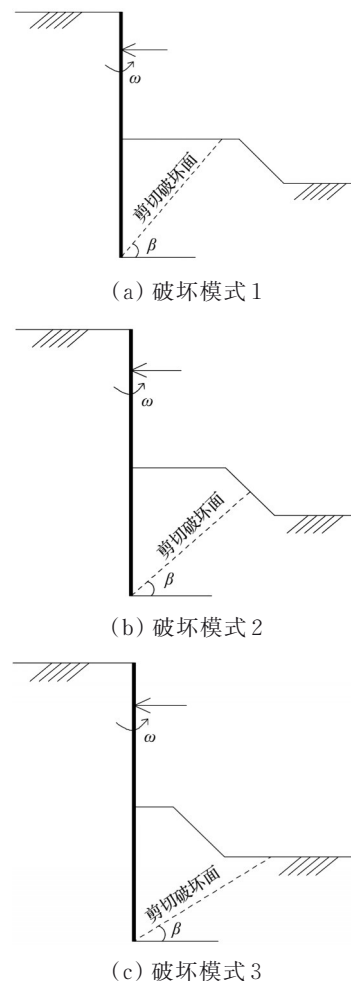


图1 破坏模式分析

Fig. 1 Analysis of failure mode

成从预留土边坡和预留土底部剪出。

忽略支挡结构的平动位移,即只考虑绕支点 O 的转动,建立如图 2 所示的相容速度场, V_{oi} 为墙背点 P 的速度, V_i 为点 P 处土体以角度 $\beta + \varphi$ 斜向上做直线运动的速度, V_{wi} 为 V_{oi} 和 V_i 的相对速度。 φ 为土体内摩擦角, ω 为支挡结构绕支点 O 旋转的角速度, l 为支点至点 P 的距离。

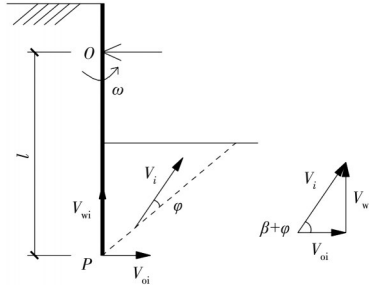


图 2 相容速度场

Fig. 2 Compatible velocity field

根据图 2 所示的相容速度场,可得速度关系

$$\begin{cases} V_{oi} = l\omega \\ V_i = \frac{V_{oi}}{\cos(\beta + \varphi)} \\ V_{wi} = V_{oi} \cdot \tan(\beta + \varphi) \end{cases} \quad (1)$$

2 抗倾覆力矩求解

2.1 破坏模式 1

当预留土顶部宽度较大时,滑动土体为三角形,如图 3 所示,按破裂角 β 将被动区土体划分为 n 个土条,每个土条考虑为刚体,土条速度为 V_i ,方向为斜向上与破裂面成 φ 角, P_i 为第 i 条块垂直挡墙方向的外力,大小等于极限状态下的土压力,作用在中点处。 b_i 为预留土宽度, h_i 为预留土高度, $1:m$ 为预留土边坡坡度, H 为预留土顶部至挡墙底部的距离, l_0 为预留土顶部至支点的距离。土体为均质土,重度为 γ ,黏聚力为 c ,内摩擦角为 φ 。

推导破坏模式 1 的抗倾覆力矩计算表达式,当不考虑预留土作用时,将 H 与 l_0 扣除预留土高度 h_i

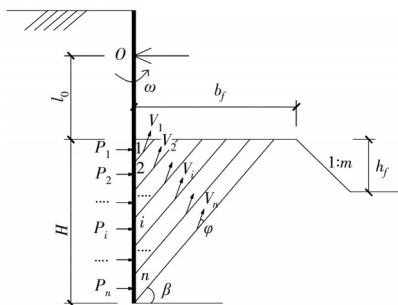


图 3 破坏模式 1 计算简图

Fig. 3 Calculating diagram of failure mode 1

即可。

土条 i 的水平速度为

$$V_{oi} = \left(\frac{H}{n} i - \frac{H}{2n} + l_0 \right) \omega \quad (2)$$

2.1.1 土体外功率

土体外功率包括支挡结构对被动区土体做功功率和土体自重做功功率。

1) 支护桩墙对土体做功功率

$$W_p = \sum_{i=1}^n P_i V_{oi} - \sum_{i=1}^n P_i \tan \delta \cdot V_{wi} \quad (3)$$

将式(2)带入式(3)得

$$W_p = \sum_{i=1}^n P \left(\frac{H}{n} i - \frac{H}{2n} + l_0 \right) \left[1 - \tan \delta \tan(\beta + \varphi) \right] \omega \quad (4)$$

式中: δ 为墙背摩擦系数; $P_i \left(\frac{H}{n} i - \frac{H}{2n} + l_0 \right)$ 的大小等于第 i 条块处土压力对支点的抗倾覆力矩。令 $\sum_{i=1}^n P_i \cdot \left(\frac{H}{n} i - \frac{H}{2n} + l_0 \right) = M_p$, M_p 为被动区土体相对支点的极限抗倾覆力矩,则

$$W_p = M_p \left[1 - \tan \delta \cdot \tan(\beta + \varphi) \right] \omega \quad (5)$$

2) 土体自重做功功率

土条 i 自重

$$G_i = \left(\frac{H}{n} \right)^2 \cdot \cot \beta \cdot (i - 0.5) \cdot \gamma \quad (6)$$

土体自重做功功率

$$W_g = - \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n G_i V_i \sin(\beta + \varphi) \quad (7)$$

将式(1)、式(2)、式(6)带入式(7)得

$$W_g = - \frac{1}{2} \gamma H^2 \omega \cdot \cot \beta \tan(\beta + \varphi) \left(l_0 + \frac{2}{3} H \right) \quad (8)$$

外力功总功率为

$$W = W_p + W_g \quad (9)$$

2.1.2 内能耗散功率

内能耗散功率包括斜条块间内能耗散功率与土体滑裂面变形层内能耗散功率。

1) 斜条块间内能耗散

$$E_s = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^{n-1} c l_i \Delta V_i \cos \varphi \quad (10)$$

l_i 为条块 i 与条块 $i+1$ 之间变形层长度

$$l_i = \frac{H}{n} \frac{1}{\sin \beta} i \quad (11)$$

ΔV_i 为条块 i 与条块 $i+1$ 的相对速度差

$$\Delta V_i = V_{i+1} - V_i = \frac{H}{n} \omega \frac{1}{\cos(\beta + \varphi)} \quad (12)$$

将式(11)、式(12)带入式(10),得

$$E_s = \lim_{n \rightarrow \infty} cH^2\omega \frac{\cos\varphi}{\cos(\beta+\varphi)\sin\beta} \frac{n(n-1)}{2n^2} = \frac{1}{2}cH^2\omega \frac{\cos\varphi}{\cos(\beta+\varphi)\sin\beta} \quad (13)$$

2)土体滑裂面变形层内能耗散

$$E_c = \lim_{n \rightarrow \infty} cl_n V_n \cos\varphi \quad (14)$$

其中:

$$l_n = \frac{H}{\sin\beta} \quad (15)$$

$$V_n = \frac{\left(H - \frac{H}{2n} + l_0\right)\omega}{\cos(\beta+\varphi)} \quad (16)$$

将式(15)、式(16)带入式(14),得

$$E_c = cH\omega \frac{\cos\varphi}{\cos(\beta+\varphi)\sin\beta} (H + l_0) \quad (17)$$

总内能耗散

$$E = E_s + E_c \quad (18)$$

由虚功率原理 $W = E$ 可求得极限抗倾覆力矩

$$M_p = \frac{1}{1 - \tan\delta \tan(\beta+\varphi)} \cdot \left[\frac{\cos\varphi}{\cos(\beta+\varphi)\sin\beta} \left(\frac{3}{2}cH^2 + cHl_0 \right) + \frac{1}{2}\gamma H^2 \cot\beta \tan(\beta+\varphi) \left(l_0 + \frac{2}{3}H \right) \right] \quad (19)$$

2.2 破坏模式2

图4中 $H_1 = b_t \tan\beta$, $H_2 = H - H_1$ 。计算ABCE部分土体自重做功功率与内能耗散功率时,可考虑土体ABD减去CDE部分土体自重做功与内能耗散。

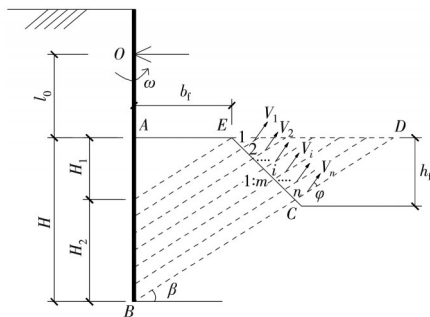


图4 破坏模式2计算简图

Fig. 4 Calculating diagram of failure mode 2

1)CDE部分土重做功功率

$$W_{g1} = - \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n G_i V_i \sin(\beta+\varphi) \quad (20)$$

G_i 为区域CDE中第*i*土条的重力,根据几何关系与相容速度场得

$$W_{g1} = - \frac{1}{2} \gamma H_2^2 \omega \frac{\cot^2\beta}{\cot\beta+m} \tan(\beta+\varphi) \cdot \left(l_0 + \frac{2}{3} H_2 + H_1 \right) \quad (21)$$

2)CDE部分土体内能耗散功率

$$E_{s1} = \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^{n-1} cl_i \Delta V_i \cos\varphi \quad (22)$$

其中:

$$\Delta V_i = \frac{H_2}{n} \omega \frac{1}{\cos(\beta+\varphi)} \quad (23)$$

$$l_i = \frac{\cot\beta}{\cot\beta+m} \frac{1}{\sin\beta} \frac{H_2}{n} i \quad (24)$$

故

$$E_{s1} = \frac{1}{2} cH_2^2 \omega \frac{\cos\varphi}{\cos(\beta+\varphi)\sin\beta} \frac{\cot\beta}{\cot\beta+m} \quad (25)$$

3)CD滑裂面内能耗散功率为

$$E_{c1} = \lim_{n \rightarrow \infty} cl_n V_n \cos\varphi = cH_2 \omega \frac{\cos\varphi}{\cos(\beta+\varphi)\sin\beta} (H + l_0) \frac{\cot\beta}{\cot\beta+m} \quad (26)$$

由虚功率原理 $W = E$ 得

$$M_p = \frac{(-W_g + W_{g1} + E_s + E_c - E_{s1} - E_{c1})}{[1 - \tan\delta \tan(\beta+\varphi)] \omega} \quad (27)$$

2.3 破坏模式3

图5中, $H_1 = b_t \tan\beta$, $H_2 = (1 + m \tan\beta) h_t$, $H_3 = H - H_2 - H_1$ 。计算CDFG部分土体自重做功功率与内能耗散功率。

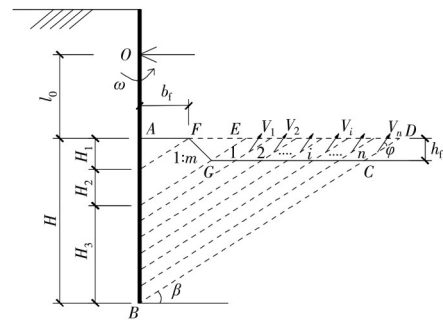


图5 破坏模式3计算简图

Fig. 5 Calculating diagram of failure mode 3

1)CDEG部分土重做功功率

$$W_{g2} = - \lim_{n \rightarrow \infty} \sum_{i=1}^n G_i V_i \sin(\beta+\varphi) \quad (28)$$

式中

$$G_i = \frac{H_3}{n} \cot\beta \cdot h_t \cdot \gamma \quad (29)$$

根据相容速度场,得

$$W_{g2} = -\gamma H_3 \omega \cot \beta \cdot h_i \tan(\beta + \varphi) \cdot \left(l_0 + H_2 + H_1 + \frac{1}{2} H_3 \right) \quad (30)$$

2) EFG 部分土体内能耗散功率

当条块数量 n 无穷多时, EG 处内能耗散功率趋近于 0, 故 EFG 部分土体内能耗散功率可直接采用式(22)计算。

3) CDEG 部分土体内能耗散功率

$$M_P = \frac{(-W_g + W_{g1} + W_{g2} + E_s + E_c - E_{s1} - E_{c1} - E_{s2} - E_{c2})}{[1 - \tan \delta \tan(\beta + \varphi)] \omega} \quad (33)$$

3 参数分析

对于 3 种破坏模式, 均应考虑土体速度方向与水平线夹角在 $0 \sim \pi/2$, 即 $0 < (\beta + \varphi) < \pi/2$; 考虑垂直挡墙方向外力做功功率与墙背摩擦功率之和大于零, 即 $\tan(\beta + \varphi) < 1/\tan \delta$ 。另外, 如图 6 所示, 对破坏模式 1, 还应考虑 $\pi/2 > \beta \geq \beta_2$; 对破坏模式 2, 应考虑 $\beta_2 \geq \beta \geq \beta_1$; 对破坏模式 3, 应考虑 $0 < \beta \leq \beta_1$ 。当预留土高度为零时, 可视 $b_i = H/\tan \beta$, 此时, 破裂角将不受 β_1 和 β_2 约束。

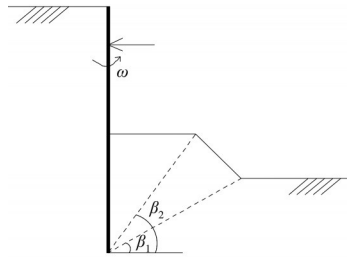


图 6 破裂角约束条件

Fig. 6 Rupture angle constraint conditions

对于工程实例, 应根据上述约束条件分别计算 3 种破坏模式的抗倾覆力矩最小值, 并以三者中的最小值作为实际的抗倾覆力矩。遗传算法属于进化算法的一种, 具有良好的全局寻优能力。利用 Matlab 软件中遗传算法工具 ga 函数来分析土体参数与预留土几何参数对破裂角及抗倾覆力矩的影响, 具体实现步骤为: 1) 分别将式(19)、式(27)、式(33)创建成函数形式的 M 文件; 2) 根据给定参数计

根据几何关系与相容速度场得

$$E_{s2} = cH_3 h_i \omega \frac{\cos \varphi}{\cos(\beta + \varphi) \sin \beta} \quad (31)$$

4) CD 滑裂面内能耗散功率为

$$E_{c2} = \lim_{n \rightarrow \infty} c l_n V_n \cos \varphi = c h_i \omega \frac{\cos \varphi}{\cos(\beta + \varphi) \sin \beta} (H + l_0) \quad (32)$$

根据虚功率原理 $W = E$ 得

算相应的约束条件; 3) 将 3 个 M 文件与对应的约束条件分别带入 Matlab 中 ga 函数, 求解出 3 种破坏模式的抗倾覆力矩 M_P , 然后取三者中的最小值作为实际的抗倾覆力矩。各参数取值见表 1。

3.1 土体参数对 β 及 M_P 的影响

对于无预留土的一般基坑, 由式(19)可知, 抗倾覆力矩 M_P 是土体力学性质、墙背摩擦系数、支挡结构嵌固深度、基坑底部至支点的长度及破裂角的函数, 其一般表达式为 $M_P = f(\gamma, c, \varphi, \delta, H, l_0, \beta)$ 。

3.1.1 c 的取值对 β 及 M_P 的影响

由图 7 可以看出, 墙背摩擦系数和土体黏聚力均为 0 时, 利用朗肯被动土压力理论计算得到的抗倾覆力矩与计算结果相同, 说明在此类情况下, 利用朗肯被动土压力理论得到的计算值为一上限解。当黏聚力增大时, 计算的抗倾覆力矩增加较朗肯被动土压力理论计算值更快, 原因是该方法在考虑旋

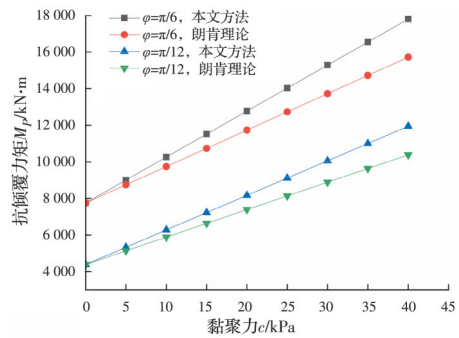


图 7 M_P 与 c 的关系

Fig. 7 Relationships between M_P and c

表 1 各计算参数的取值

Table 1 Values of calculation parameters

计算分析类型	δ/rad	c/kPa	φ/rad	$(H - h_i)/\text{m}$	$(l_0 + h_i)/\text{m}$	$\gamma/(\text{kN}/\text{m}^3)$	h_i/m	b_i/m	m
c 的取值对 β 及 M_P 的影响	0			5	7	20	0	0	0
δ 的取值对 β 及 M_P 的影响			$\pi/6$	5	7	20	0	0	0
b_i, h_i 的取值对 β 及 M_P 的影响	$\pi/18$	20	$\pi/6$	5	9	20			1
m, h_i 的取值对 β 及 M_P 的影响	$\pi/18$	20	$\pi/6$	5	9	20		5	

转破坏时假定墙后土体为可变形楔体,土体内部耗能随黏聚力增大而增大,而朗肯土压力理论考虑平移破坏模式下墙后土体为刚体,内部没有能量耗散,故利用平移破坏模式下的朗肯被动土压力理论计算抗倾覆力矩值偏于保守。另外,该方法计算的破裂角与黏聚力无关,与大主应力面夹角均为 $\pi/4 - \varphi/2$,与朗肯被动土压力理论计算的破裂角完全相同。

3.1.2 δ 的取值对 β 及 M_p 的影响

如图 8 所示,墙背摩擦角 δ 对破裂角的影响较大,破裂角 β 与墙背摩擦角 δ 近似呈线性关系,随着 δ 从 0 逐渐增加到 30° , β 逐渐减小。对于同一摩擦系数, c 越大,则 β 也越大。 $c=0$ 时,计算得到的破裂角与库仑被动土压力理论得到的完全一致。

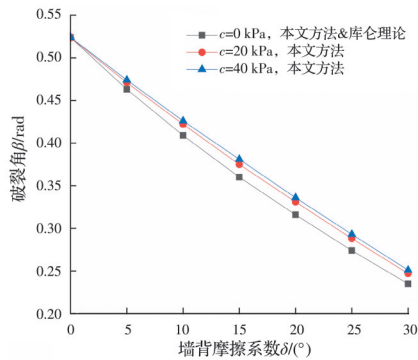


图 8 β 与 δ 的关系

Fig. 8 Relationships between β and δ

由图 9 可以看出, M_p 与 δ 呈明显的非线性关系,在 c 一定时,随着 δ 从 0 逐渐增加到 30° , M_p 逐渐增大,且变化幅度也增大。当 δ 与 c 均为 0 时,库伦土压力理论计算的 M_p 与本文方法一致,说明库伦土压力理论计算的旋转破坏模式下抗倾覆力矩为一上限解。当墙背存在摩擦角 δ 时,由库伦土压力理论计算得到的 M_p 大于本文方法计算值,且 δ 越大,偏差越大。

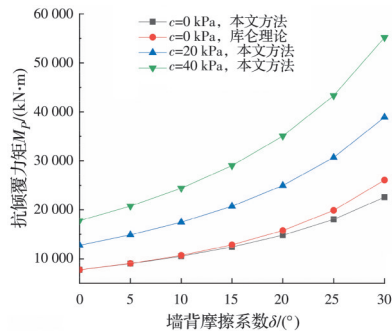


图 9 M_p 与 δ 的关系

Fig. 9 Relationships between M_p and δ

3.2 预留土几何参数影响分析

3.2.1 b_i, h_i 的取值对 β 及 M_p 的影响

由图 10、图 11 可以看出,预留土高度 h_i 为某一固定值时,预留土宽度 b_i 与 β 和 M_p 近似呈线性关系,随着 b_i 的增加, β 递减, M_p 递增; b_i 存在一临界值,当达到临界值后,会突变为破坏模式 1,此时 β 及 M_p 均由破坏模式 1 确定;预留土高度 h_i 越大,临界宽度越大,且 M_p 的增加幅度也越大;由曲线可以看出,相比增加单位预留土顶部宽度,增加单位预留土高度对 M_p 的提高更为有效,且预留土顶部宽度越大,提高效果越显著。

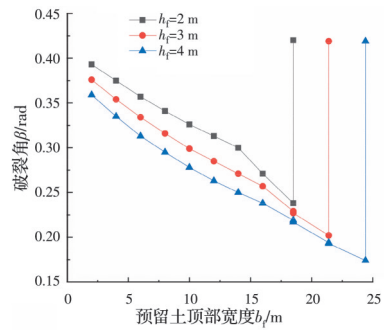


图 10 β 与 b_i 的关系

Fig. 10 Relationships between β and b_i

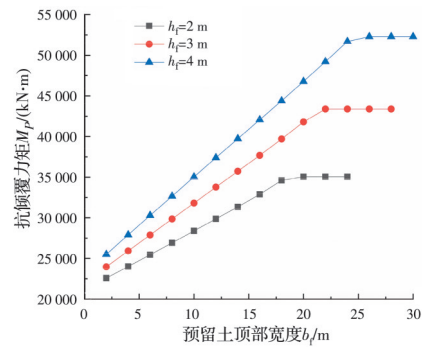


图 11 M_p 与 b_i 的关系

Fig. 11 Relationships between M_p and b_i

3.2.2 m, h_i 的取值对 β 及 M_p 的影响

如图 12、图 13 所示,对于一定的预留土顶部宽

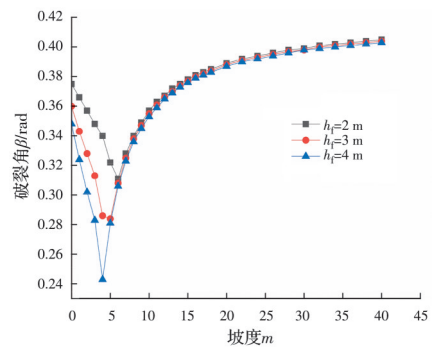


图 12 β 与 m 的关系

Fig. 12 Relationships between β and m

度 b_i 和高度 h_i , 在预留土边坡坡度 m 较小时, 以破坏模式 3 发生破坏, 此时破裂角 β 随着 m 的增加近似呈线性减小, M_p 近似呈线性增加, 随着 m 继续增大, 逐渐转变成破坏模式 2, 此时 β 和 M_p 均呈非线性增加, 且增加幅度逐渐减小, 当坡度趋近于无穷时, 可看作按破坏模式 1 破坏; 对于不同的预留土高度, 当坡度超过一定值后, 破裂角几乎不受坡度影响, 且最终均趋近于破坏模式 1 所确定的破裂角 (0.42 rad); 预留土高度越高, 坡度对 M_p 的影响越显著。

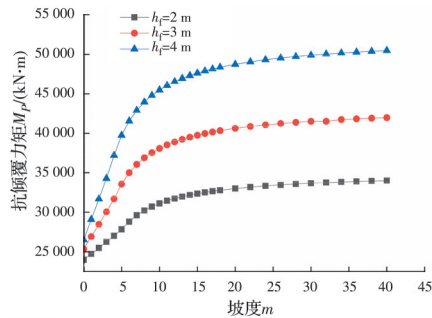


图 13 M_p 与 m 的关系

Fig. 13 Relationships between M_p and m

4 案例计算

某基坑工程支护结构形式如图 14 所示, 桩长 17 m, 基坑深 8 m, 支撑距地表 1.5 m, 基坑内预留土台进行临时加强, 预留土顶部宽度 2.5 m, 高 3 m, 按照 1:1.5 进行放坡。均质土重度 γ 为 18 kN/m³, 黏聚力 c 为 10 kPa, 内摩擦角 φ 为 ($\pi/18$) rad。

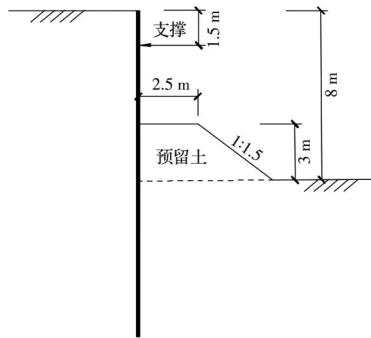


图 14 支护结构示意图

Fig. 14 Schematic diagram of retaining structure

分别采用金亚兵等^[27]提出的附加荷载法和本文方法进行计算, 结果见表 2, 其中, M_p 表示总的抗倾覆力矩, M_{p1} 为不考虑预留土时基坑提供的抗倾覆力矩, M_{p2} 为预留土提供的抗倾覆力矩。

本文方法计算得到的总抗倾覆力矩大于金亚兵法计算值, 但预留土对抗倾覆力矩的贡献则略小。金亚兵等^[27]将预留土与基坑土体分开进行计

表 2 抗倾覆力矩计算结果

Table 2 Calculation result of anti-overturning moment

计算方法	$M_p/$ (kN·m)	$M_{p1}/$ (kN·m)	$M_{p2}/$ (kN·m)	$M_{p2}/M_{p1}/$ %
本文方法	19 410	17 232	2 178	12.6
金亚兵等 ^[27]	17 836	15 302	2 534	16.6

算, 通过附加荷载的方式考虑预留土的作用, 本文方法则将预留土与基坑土体作为整体进行分析, 更接近于土体实际性状。

5 结论

1) 基于极限分析上限定理直接推导了预留土支护基坑旋转破坏模式下抗倾覆力矩 M_p 的表达式, 而无需确定被动土压力的大小和分布, 计算上具有一定的简洁性。

2) 对于无预留土的一般基坑, 当墙背光滑且土体黏聚力为零时, 利用朗肯和库仑被动土压力理论计算得到的抗倾覆力矩值均为一上限解。当存在黏聚力时, 朗肯土压力理论计算值偏于保守; 当存在墙背摩擦系数时, 库仑土压力理论计算的抗倾覆力矩偏大。

3) 预留土宽度 b_i 存在一临界值, 当达到临界值后, 会突变为破坏模式 1, 此时 β 及 M_p 均由破坏模式 1 确定, 且预留土高度 h_i 越大, 临界宽度越大, 另外, 相比预留土宽度和坡度, 预留土高度对抗倾覆力矩的影响更加显著。

参考文献

- [1] 李顺群, 郑刚, 王英红. 反压土对悬臂式支护结构嵌固深度的影响研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(11): 3427-3431, 3436.
LI S Q, ZHENG G, WANG Y H. Influence of earth berm on embedment depth of cantilever retaining structure for pit excavation [J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(11): 3427-3431, 3436. (in Chinese)
- [2] 郑刚, 陈红庆, 雷扬, 等. 基坑开挖反压土作用机制及其简化分析方法研究[J]. 岩土力学, 2007, 28(6): 1161-1166.
ZHENG G, CHEN H Q, LEI Y, et al. A study of mechanism of earth berm and simplified analysis method for excavation [J]. Rock and Soil Mechanics, 2007, 28(6): 1161-1166. (in Chinese)
- [3] 建筑基坑支护技术规程: JGJ 120—2012 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
Technical specification for retaining and protection of building foundation excavations: JGJ 120—2012 [S].

- Beijing: China Architecture & Building Press, 2012. (in Chinese)
- [4] 韩同春, 谢灵翔, 刘振. 坑中坑条件下基坑有限土体的被动土压力计算[J]. 岩土力学, 2018, 39(12): 4404-4412.
HAN T C, XIE L X, LIU Z. Calculation of passive earth pressure for finite soil in foundation pit under pit-in-pit condition [J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(12): 4404-4412. (in Chinese)
- [5] 陈富强, 杨光华, 孙树楷, 等. 考虑基坑坑内反压土作用的实用方法及应用[J]. 地下空间与工程学报, 2019, 15(Sup1): 299-304.
CHEN F Q, YANG G H, SUN S K, et al. A practical method and engineering application considering the effect of earth berm in foundation pits [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2019, 15(Sup1): 299-304. (in Chinese)
- [6] SMETHURST J A, POWRIE W. Effective-stress analysis of berm-supported retaining walls [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2008, 161(1): 39-48.
- [7] DALY M P, POWRIE W. Undrained analysis of earth berms as temporary supports for embedded retaining walls [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2001, 149(4): 237-248.
- [8] POWRIE W, DALY M P. Centrifuge model tests on embedded retaining walls supported by earth berms [J]. Géotechnique, 2002, 52(2): 89-106.
- [9] 陈福全, 吴国荣, 刘毓毓. 基坑内预留土堤对基坑性状的影响分析[J]. 岩土工程学报, 2006, 28(Sup1): 1470-1474.
CHEN F Q, WU G R, LIU Y C. Effect of berms on behaviors of excavation supported by sheet-pile walls [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2006, 28(Sup1): 1470-1474. (in Chinese)
- [10] 尹盛斌. 基坑预留土台的简化分析方法研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(2): 524-536.
YIN S B. A simplified analysis method for earth berm in foundation pit [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(2): 524-536. (in Chinese)
- [11] 刘畅, 孙盼盼, 赵露伟, 等. 基坑开挖反压土截面特性对基坑性状影响的有限元分析[J]. 地下空间与工程学报, 2017, 13(3): 788-795.
LIU C, SUN P P, ZHAO L W, et al. Finite element analysis of earth berm excavation pit traits affect section properties [J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2017, 13(3): 788-795. (in Chinese)
- [12] FAN J L, REN Y H, WU Y H, et al. Application of earth berm in foundation pit engineering [J]. Applied Mechanics and Materials, 2014, 638/639/640: 389-392.
- [13] LEE M H, KIM T H. Parametric study on displacement of earth retaining wall by the bermed excavation using back analysis [J]. Journal of the Korean Geosynthetic Society, 2015, 14(4): 23-33.
- [14] 秦会来, 周予启, 黄茂松, 等. 基于上限理论的预留土支护基坑极限抗力分析[J]. 岩土工程学报, 2020, 42(6): 1101-1107.
QIN H L, ZHOU Y Q, HUANG M S, et al. Passive earth pressure analysis of berm-retained excavation by upper bound method [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, 42(6): 1101-1107. (in Chinese)
- [15] ZHANG G, NIE D Q, DIAO Y et al. Numerical and experimental study of multi-bench retained excavations [J]. Geomechanics and Engineering, 2017, 13(5): 715-742.
- [16] GOURVENEC S M, POWRIE W. Three-dimensional finite element analyses of embedded retaining walls supported by discontinuous earth berms [J]. Canadian Geotechnical Journal, 2000, 37(5): 1062-1077.
- [17] EL-SHERBINY M M, EL-SHERBINY R M, EL-MAMLOUK H. Three dimensional effect of grouted discontinuous berms for passive support of diaphragm walls [C]//Grouting 2017. Honolulu, Hawaii. Reston, VA: American Society of Civil Engineers, 2017: 571-583.
- [18] EL-SHERBINY M M, EL-SHERBINY R M, EL-MAMLOUK H H. Three dimensional analysis of diaphragm walls supported by passive berms [C]//Engineering Challenges for Sustainable Underground Use, 2018: 115-127.
- [19] FANG Y S, CHEN T J, WU B F. Passive earth pressures with various wall movements [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 120(8): 1307-1323.
- [20] 夏元友, 陈春舒. 考虑土体多参数非均质性及各向异性锚固边坡抗震稳定性极限分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(4): 829-837.
XIA Y Y, CHEN C S. Seismic stability limit analysis of reinforced soil slopes with prestressed cables considering inhomogeneity and anisotropy of multiple parameters [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(4): 829-837. (in Chinese)
- [21] 年廷凯, 刘凯, 黄润秋, 等. 多阶多层复杂边坡稳定性的通用上限方法[J]. 岩土力学, 2016, 37(3): 842-849.
NIAN T K, LIU K, HUANG R Q, et al. A generalized upper-bound limit analysis approach for stability analysis of complex multistep and multilayer slopes [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(3): 842-849. (in Chinese)

- [22] 洪利, 仇文岗. 渐近搜索算法在软土基坑基底抗隆起上限分析中的应用[J]. 土木与环境工程学报(中英文), 2020, 42(6): 46-53.
HONG L, ZHANG W G. Application of progressive search algorithm in upper bound analysis of basal stability for braced excavations in soft clay [J]. Journal of Civil and Environmental Engineering, 2020, 42(6): 46-53. (in Chinese)
- [23] 李泽, 胡政, 彭普, 等. 基坑稳定性的塑性极限分析上限法研究[J]. 水资源与水工程学报, 2019, 30(3): 230-236.
LI Z, HU Z, PENG P, et al. Research on upper bound method of plastic limit analysis for excavation stability [J]. Journal of Water Resources and Water Engineering, 2019, 30(3): 230-236. (in Chinese)
- [24] 瑜璐, 杨庆, 张金利. 基于上限法分析椭圆形结构的极限承载力[J]. 岩土工程学报, 2021, 43(2): 356-364.
YU L, YANG Q, ZHANG J L. Ultimate bearing capacity of elliptical tip by upper bound analysis [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2021, 43(2): 356-364. (in Chinese)
- [25] 王桂林, 赵飞, 张永兴. 重力式挡土墙地震旋转位移下的屈服加速度[J]. 岩土力学, 2013, 34(6): 1579-1585.
WANG G L, ZHAO F, ZHANG Y X. Earthquake yield acceleration of seismic rotational displacement of gravity retaining wall [J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, 34(6): 1579-1585. (in Chinese)
- [26] 李志浩, 肖世国. 不同运动模式的悬臂式挡墙地震永久位移算法[J]. 岩土力学, 2021, 42(3): 723-734.
LI Z H, XIAO S G. Calculation method for seismic permanent displacement of cantilever retaining walls considering different movement modes [J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(3): 723-734. (in Chinese)
- [27] 金亚兵, 周志雄. 挡土墙(桩)前堆载反压或预留土体分析与计算[J]. 岩土力学, 1999, 20(3): 56-60, 65.
JIN Y B, ZHOU Z X. Analysis and calculation method of surcharge reaction and remaining soils near retaining wall [J]. Rock and Soil Mechanics, 1999, 20(3): 56-60, 65. (in Chinese)

(编辑 胡玲)