

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.201809014



卸荷挡墙的土压力有限元分析及结构优化

谭波, 倪秋奕

(桂林理工大学 广西岩土力学与工程重点实验室, 广西 桂林 541004)

摘要: 应用有限元方法, 考虑土体变形、位移, 以及土与墙相互作用等因素的影响, 合理分析卸荷挡墙的土压力分布, 并以卸荷板长度和位置为优化参量进行结构优化设计。结果表明: 土压力有限元计算结果与传统理论接近, 但其分布图形为曲线与传统图示存在差异, 且土体达到极限状态时, 土压力增大; 卸荷板宽度增加, 墙后土压力减小, 而位置的改变, 对土压力大小影响不大; 卸荷板最优宽度为墙高的 0.3 倍, 最优设置位置为距离墙底 0.5 倍墙高处。

关键词: 卸荷板式挡土墙; 土压力; 有限元法; 有效抗滑系数; 有效抗倾覆系数

中图分类号: U 416.14

文献标志码: A

文章编号: 1000-5013(2019)01-0056-08

Analysis of Soil Pressure and Structure Optimization of Unloading Retaining Wall by Finite Element Method

TAN Bo, NI Qiuyi

(Guangxi Key Laboratory of Geo-Mechanics and Geo-Technical Engineering,
Guilin University of Technology, Guilin 541004, China)

Abstract: The finite element method is used to analyze the soil pressure distribution of unloading retaining wall, considering the influence of soil deformation, displacement, soil-wall interaction and so on. Taking the length and position of unloading plate as optimization parameters, the structural design is optimized. The results show that the finite element calculation results of soil pressure are close to those of the traditional theory, but the distribution graph is a curve, which is different from that of the traditional one. When the soil reaches the ultimate state, the earth pressure increases. With the increase of unloading plate width, the soil pressure behind the wall decreases, but the change of position has little effect on the soil pressure. The optimal width of unloading plate is 0.3 times of the height of wall, and the optimal location is 0.5 times of the height of wall from the bottom.

Keywords: unloading plate retaining wall; soil pressure; finite element method; effective slip resistance coefficient; effective anti-overturning coefficient

卸荷板式挡土墙通过在墙背设置卸荷板以减少土压力、增加稳定力矩, 是重力式挡土墙的改进形式之一, 由于其结构稳定性好、边坡高度适用性广、圬工量小、施工方便、投资减少、施工速度提高等优点, 在铁路、水利、道路工程中得到广泛的应用^[1-6]。但是, 理论方法的不完善也给卸荷挡墙的设计与应用带

收稿日期: 2018-09-07

通信作者: 谭波(1977-), 男, 副教授, 博士, 主要从事路基路面工程及新型建筑材料的研究。E-mail: bbsz2004@163.com.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51768015)

来一定困难. 首先, 对于卸荷挡墙的设计方法尚不明确, 铁路、水利、公路规范各自给出了相应的墙后土压力计算方法, 虽均采用朗肯或库伦理论, 但假设条件、计算模型略有不同, 并不统一. 其次, 传统方法往往将滑动土体视为刚体, 不考虑土体变形、位移、土与墙相互作用等因素的影响, 理论计算结果与墙后土压力的测试结果存在差异. 刘昌清等^[7]利用离心模型试验技术对短卸荷板式挡土墙进行试验分析, 发现下墙土压力呈两头小、中间大的形式分布; 施大震^[8]、张荣^[9]采用钢弦式压力传感器和土压力盒测试墙背土压力, 亦发现下墙土压力分布呈两头小、中间大的趋势. 随着有限元方法在岩土领域的应用日趋成熟, 在计算土体内部的应力、应变, 模拟墙体与土体的变形协调方面具有明显优势, 这有助于合理分析卸荷挡墙的土压力分布. 王骑虎^[10]基于有限元方法分析不同卸荷板长度的下墙水平土压力分布, 得到随着卸荷板长度的增加, 下墙的水平土压力逐渐减少, 但该有限元模型未考虑墙体与土体的相互作用. 还有部分学者采用有限元方法开展了相应的研究工作, 获得一些成果, 但仍不完善. 本文在分析现有卸荷挡墙土压力计算方法的基础上, 应用有限元法从土压力分布、土体强度、滑裂面位置等方面开展模拟分析, 并与现有方法计算结果进行对比与评价; 以卸荷板长度和位置为优化参量, 通过获得优化参量对卸荷板挡土墙土压力分布的影响规律, 提出有效抗滑系数和有效抗倾覆系数, 并以有效抗滑系数、卸荷板根部的弯矩为优化判别条件, 进行结构优化设计.

1 卸荷挡墙土压力传统计算方法分析

1.1 规范计算方法

目前, 铁路、水利、公路规范分别给出了卸荷板式挡土墙土压力的计算方法. TB 10025—2006《铁路路基支挡结构设计规范》^[11]介绍了短卸荷板式挡土墙主动土压力计算方法, 上、下墙土压力依据库伦理论分别采用第二破裂面法、力多边形法计算. 根据铁道部科技发展计划项目中离心模型试验的研究成果, 认为上墙承受的土压力介于主动土压力与静止土压力之间, 一般为主动土压力的 1.27~1.43, 下墙土压力的分布为两头小、中间大, 其实测值与理论值存在差异^[7]. 为简化计算, 设定上墙土压力为库伦理论计算值的 1.4 倍, 下墙土压力强度按矩形分布, 作用点位置为下墙高的 1/2 处.

《公路挡土墙设计》^[12]未列出专门的设计方法, 可参考衡重式挡土墙土压力计算, 其采用的计算方法与铁路规范类似, 但不同的是, 公路挡土墙设计未作简化计算, 其上、下墙土压力的计算式为

$$\left. \begin{aligned} E_1 &= W_1 \cos(\theta_i + \varphi) / \sin[(\alpha_i + \varphi) + (\theta_i + \varphi)], \\ E_2 &= W_2 \cos(\theta_2 + \varphi) / \sin(\theta_2 + \varphi + \delta_2 - \alpha_2) - \Delta E, \\ \Delta E &= R_1 \sin(\theta_2 - \theta_i) / \sin(\theta_2 + \varphi + \delta_2 - \alpha_2), \\ R_1 &= E_1 \cos(\alpha_1 + \delta_1) / \cos(\theta_2 + \varphi). \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式(1)中: E_1, E_2 分别为上、下墙土压力; W_1, W_2 分别为上、下墙破裂棱体的重力; θ_i 为上墙第一破裂角; θ_2 为下墙破裂角; α_i 为上墙第二破裂角; α_1, α_2 分别为上、下墙墙背倾角; R_1 为上墙破裂面上的反力; δ_1, δ_2 分别为上、下墙墙背摩擦角; φ 为填土的内摩擦角.

SL 379—2007《水工挡土墙设计规范》^[13]也给出了衡重式挡土墙土压力计算方法. 该方法采用朗肯理论, 下墙土压力($E_{a,2}$)以板宽 b 处作用的均布荷载 $\gamma h_1 + q$ 分别沿与水平面夹角为 φ 、与竖直面夹角为 $45^\circ - \varphi/2$ 的斜线传递至下墙, 上墙土压力($E_{a,1}$)和下墙土压力($E_{a,2}$)的计算式分别为

$$\left. \begin{aligned} E_{a,1} &= (qh_1 + \frac{1}{2}\gamma h_1^2)K_a, \\ E_{a,2} &= \{ \frac{1}{2}\gamma h_2^2 + \frac{1}{2}[2\gamma h_2 + \gamma h_3]h_3 + \frac{1}{2}(\gamma h_2 + \gamma h_3 + q + \gamma H)(H - h_1 - h_2 - h_3) \} K_a. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式(2)中: K_a 为主动土压力系数, $K_a = \tan^2(45^\circ - \varphi/2)$; h_1 为衡重台以上挡土墙的高度; h_2, h_3 分别为衡重台下主动土压力图形的折点分段高度, $h_2 = b \cdot \tan \varphi$, $h_3 = \frac{b}{\tan(45^\circ - \varphi/2)} - h_2$; H 为衡重式挡土墙的高度; b 为衡重台悬臂长度. 由此可见, 各部门规范给出的挡墙土压力计算方法略有差异.

1.2 其他计算方法

卸荷挡墙土压力受到国内一些学者的关注, 提出了不同的计算方法. 针对短卸荷板挡墙, 相比水工

挡土墙规范,忽略扩散角 φ 的影响作用,张学喜^[14]基于朗肯土压力理论认为,卸荷板减少的土压力为三角形;王成才等^[15]基于库伦土压力理论认为,卸荷板减少的土压力为平行四边形;针对长卸荷板墙,卸荷板长度将影响下墙土压力分布^[16],当卸荷板宽度伸至下墙破裂面以外时,卸荷板上的土压力不能传到板下,土压力分布图形为两个三角形;叶晓明^[17]提出新的土压力计算模型,认为卸荷板端部均布荷载 γh_1 对下墙土压力有影响的有效计算宽度为 L ,沿与水平面夹角为 $45^\circ+\varphi/2$ 的斜线传递至下墙后附加土压力强度为 $\gamma h_1 K_a L/(L+2b)$,与传统计算方法相比,土压力强度减小,计算的总土压力减小.

综合以上分析,卸荷板挡土墙土压力计算方法尚不统一,且以上方法基于传统理论,不考虑土体的变形、位移、土与墙的相互作用等因素的影响,因而,拟采用有限元方法,全面分析卸荷板挡土墙土压力及结构优化.

2 基于有限元法卸荷挡墙土压力分析

2.1 有限元计算模型及参数

应用 ANSYS 软件建立有限元模型及网格划分,如图 1 所示.图 1 中:挡土墙墙背垂直,墙后填土面水平;墙高 10 m;顶宽 2 m;上、下墙高 4.5 m;卸荷板设置在墙背中部,厚 1 m,宽 3 m.

挡土墙和土体材料均采用 8 节点四边形平面单元 (PLANE 82),单元行为按平面应变问题考虑.挡土墙考虑为线弹性材料,墙后填土材料采用 Drucker-Prager 理想弹塑性模型,物理参数如表 1 所示.表 1 中: γ 为重度; c 为黏聚力; φ 为内摩擦角; E 为变形模量; μ 为泊松比; f 为接触摩擦系数.

表 1 有限元模型物理参数

Tab. 1 Physical parameters of finite element model

土层	$\gamma/\text{kN}\cdot\text{m}^{-3}$	c/kPa	$\varphi/(\text{^\circ})$	E/MPa	μ	f	
						墙背	墙底
挡土墙	2 500	—	—	28 000	0.20		
填土	1 800	20	24	15	0.30	0.21	0.27
地基	1 900	60	30	150	0.25		

采用无厚度的接触单元 (CONTA 172 和 TARGE 169) 模拟挡墙与填土、挡墙与地基间的接触关系.墙背摩擦角按 $\varphi/2$ 考虑,挡墙与填土的接触摩擦系数为 $f_1=\tan(\varphi/2)=0.21$,与地基土的接触摩擦系数为 $f_2=\tan(\varphi/2)=0.27$.考虑墙背与填土间不承受拉力,CONTA 172 接触单元的接触表面行为为标准模型,即分离时法向压力为 0.其他实常数和单元选项设置采用缺省值.采用强度折减法分析墙后土体极限状态下的变形与破坏.

2.2 有限元计算结果的对比较证

不设卸荷板时,有限元计算得到的结构变形图、水平应力图,如图 2,3 所示.通过土体参数(c,φ)强度折减达到极限状态后得到的塑性应变图,如图 4 所示.通过分别在墙背设置应力路径获得墙背水平土压应力(p)分布,如图 5 所示.

分析计算结果可得以下 3 个主要结论.

1) 由图 2 可知:墙顶部分区域与土体脱空.因此,墙背上端一定高度范围内出现了较小的拉应力(图 3),这一高度范围称为拉应力区,其结果与朗肯理论一致,如图 6 所示.

2) 基于朗肯理论,墙背与填土之间不承受拉应力,即该范围内土压力为零^[18].由图 5(a)可知有限元计算处理结果,并得到土压力为 $167\text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$,作用点位置距离墙踵 2.23 m;而由图 6 可知计算结果为 $164\text{ kN}\cdot\text{m}^{-1}$,作用点位置距离墙踵 2.19 m.说明有限元计算结果与朗肯理论计算结果非常接近.

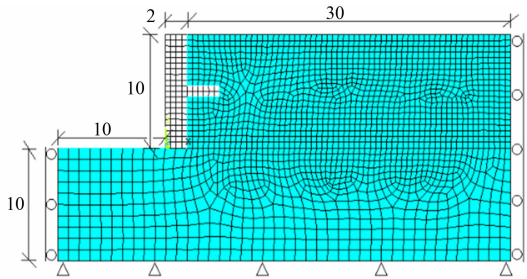


图 1 有限元模型及网格划分(单位:m)

Fig. 1 Finite element model and meshing (unit: m)

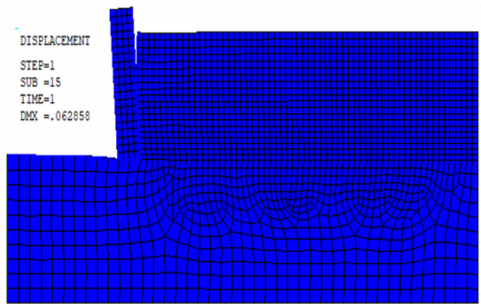


图 2 无卸荷板结构变形图

Fig. 2 Structural deformation diagram without unloading plate

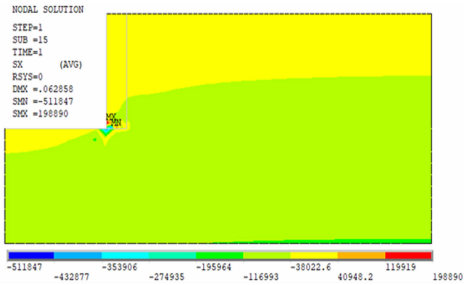


图 3 无卸荷板水平应力图

Fig. 3 Horizontal stress diagram without unloading plate

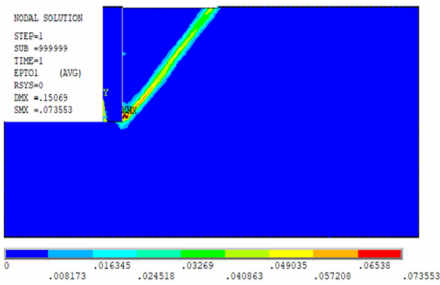
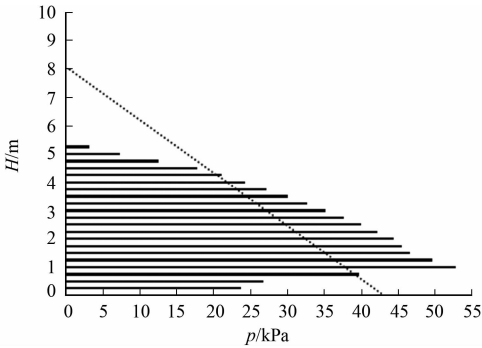
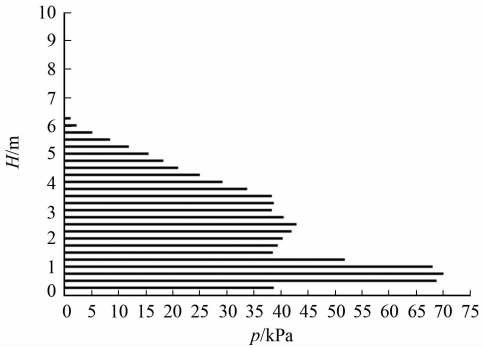


图 4 无卸荷板极限状态塑性应变图

Fig. 4 Plastic strain diagram in ultimate state without unloading plate



(a) 无折减状态



(b) 极限状态

图 5 无卸荷板墙背水平土压应力分布图

Fig. 5 Distribution diagram of horizontal soil pressure stress on wall back without unloading plate

3) 墙后土体达到极限状态后, 由图 5(b) 可知有限元计算结果, 并得到土压力为 $206 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-1}$, 与土体强度未折减状态土压力相比有所增大, 约为 1.23 倍。

2.3 卸荷板式挡土墙土压力分析

卸荷板挡土墙有限元计算结果, 如图 7~9 所示。分析计算结果可得以下 3 个主要结论。

1) 由图 7, 8 可知: 上墙顶端部分区域与土体脱空, 存在拉应力区, 与无卸荷板挡墙一致。

2) 墙后土体塑性应变图, 如图 9(a) 所示。通过土体参数 (c, φ) 强度折减达到极限状态后得到的塑性应变图, 如图 9(b) 所示。由图 9(b) 可知: 滑裂面呈圆弧状, 与黏性土滑坡形式一致, 上墙出现第二破裂面, 与库伦理论结果一致。

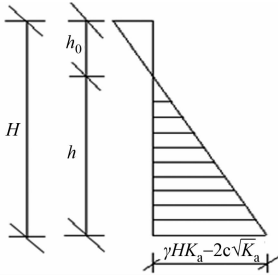


图 6 朗肯土压力分布图

Fig. 6 Rankine pressure distribution diagram

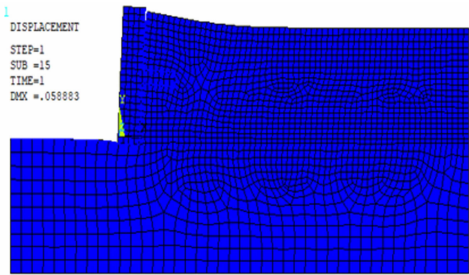


图 7 有卸荷板结构变形图

Fig. 7 Structural deformation diagram with unloading plate

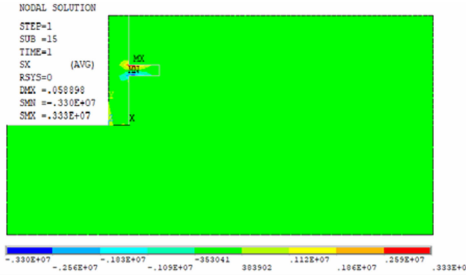


图 8 有卸荷板水平应力图

Fig. 8 Horizontal stress diagram with unloading plate

3) 通过在上、下墙背分别设置应力路径, 上端拉应力区的土压力处理为零, 得到的卸荷板墙背水平土压应力分布, 如图 10 所示。由图 10 可知: 分布图形均为曲线, 这与传统方法计算图示有明显差异, 但

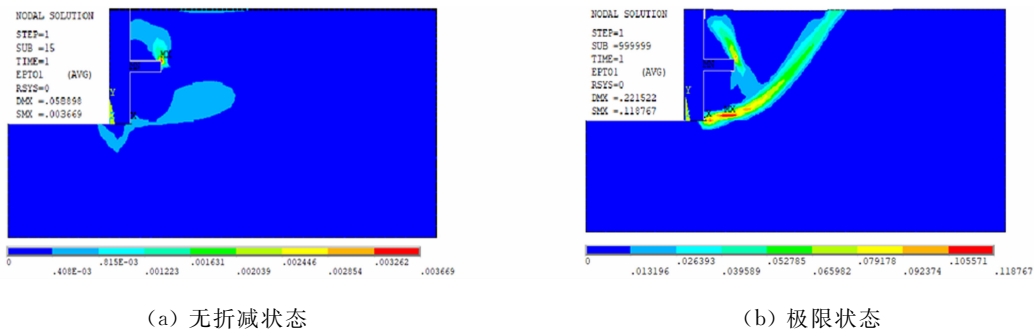


图 9 有卸荷板塑性应变图

Fig. 9 Plastic strain diagram with unloading plate

与铁道部离心模型试验结果类似;另外,图 10(b)中土压力面积略大于图 10(a),形状与图 10(a)相同,图 10(a),(b)土压力计算结果分别为 $205.5, 266.5 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-1}$,土体达到极限状态后土压力增大,约为土体强度未折减状态土压力的 1.30 倍,说明强度折减后,墙后土体的塑性区贯通,将导致土压力增大。

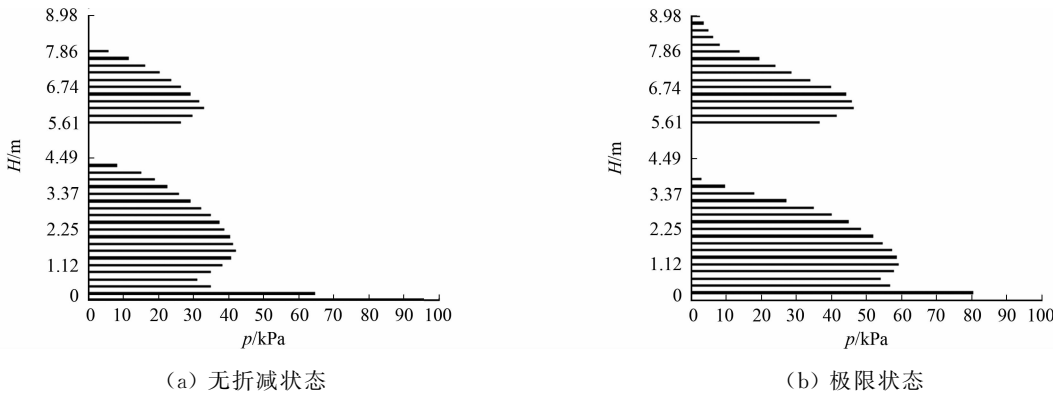


图 10 有卸荷板墙背水平土压应力分布图

Fig. 10 Distribution diagram of horizontal soil pressure stress on wall back with unloading plate

3 卸荷挡墙结构的优化

3.1 卸荷板参数的设置

通过分别考察卸荷板宽度(b)和高度(h)对抗滑稳定和抗倾覆稳定的影响规律,进行卸荷挡墙结构优化.由于卸荷板的设置,挡墙在抗滑与抗倾覆两方面的性能将有所提高,优化计算的目的在于分析仅由卸荷板引起的土压力变化,使这两方面性能得到提高.因此,定义有效抗滑系数(k_{s0})和有效抗倾覆系数(k_{r0})计算式为

$$k_{s0} = \frac{\sum G \cdot f}{\sum E}, \quad k_{r0} = \frac{M_0}{M_R}.$$

上式中: k_{s0} 为有效抗滑系数; k_{r0} 为有效抗倾覆系数; $\sum G$ 为卸荷板处的总竖向力, $\sum G = G_w + G_0$; $\sum E$ 为总水平土压力, $\sum E = E_1 + E_2$; M_0 为仅由卸荷板引起的抗倾覆力矩, $M_0 = G_w l_w + G_0 l_0$; M_R 为总倾覆力矩, $M_R = E_1 \cdot l_1 + E_2 \cdot l_2$, E_1, E_2, l_1, l_2 分别为上、下墙水平土压力及其力臂; G_w, l_w 分别为卸荷板上竖向力及其力臂; G_0, l_0 分别为卸荷板重力及其力臂; f 为基底摩擦系数,取 0.4.

3.2 卸荷板宽度优化

在节 2.1 计算模型的基础上,设置板的高度为距离墙底 4.5 m,通过改变卸荷板宽度(b 分别为 1, 2, 3, 4, 5, 6 m)进行有限元计算.墙后水平土压应力分布,如图 11 所示.图 11 中: H_1 为上墙高; H_2 为下墙高.分析不同卸荷板宽度对挡土墙稳定性的影响,结果如表 2,图 12 所示.表 2 中: M_b 为卸荷板上竖向力对板根部的弯矩,是控制卸荷板根部拉裂破坏的力学量; k_{s0}/M_b 为此弯矩增量对有效抗滑系数增量的影响.

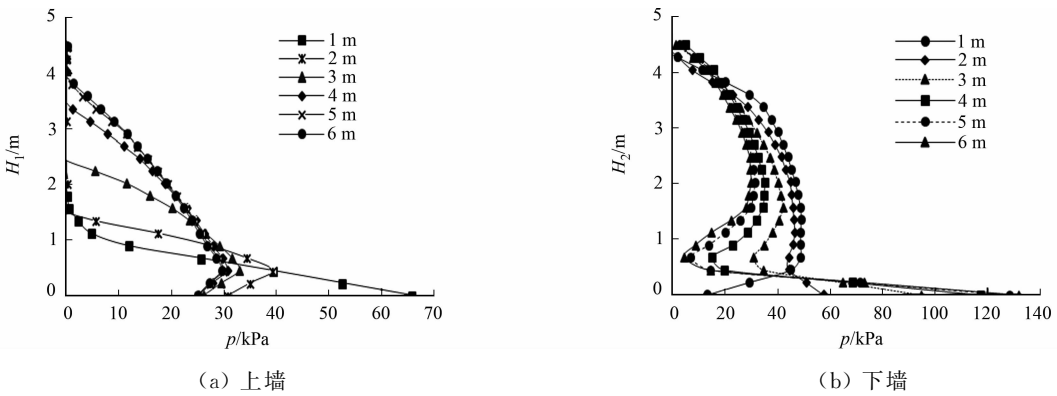


图 11 不同卸荷板宽度的土压应力分布图

Fig. 11 Distribution diagram of soil pressure stress with different width of unloading plate

表 2 卸荷板宽度对挡土墙稳定性的影响

Tab. 2 Effect of width of unloading plate on stability of retaining wall

b/H	E_1/kN	E_2/kN	l_1/m	l_2/m	G_w/kN	G_0/kN	l_w/m	l_0/m
0.1	38.28	163.39	5.93	1.92	116.12	25.00	2.48	2.50
0.2	38.84	158.32	6.08	1.79	200.37	50.00	3.04	3.00
0.3	53.15	152.34	6.44	1.77	267.81	75.00	3.58	3.50
0.4	66.88	131.13	6.79	1.85	332.32	100.00	4.06	4.00
0.5	70.83	116.20	6.92	1.83	401.80	125.00	4.53	4.50
0.6	70.82	110.96	6.94	1.83	473.98	150.00	4.99	5.00

b/H	$\sum E/\text{kN}$	$M_R/\text{kN} \cdot \text{m}$	$\sum G/\text{kN}$	$M_0/\text{kN} \cdot \text{m}$	k_{r0}	k_{s0}	$M_b/\text{kN} \cdot \text{m}$	k_{s0}/M_b
0.1	201.67	540.63	141.12	350.71	0.65	0.28	58.06	0.004 821
0.2	197.17	518.84	250.37	758.67	1.46	0.51	200.37	0.002 535
0.3	205.49	612.52	342.81	1 221.13	1.99	0.67	401.71	0.001 661
0.4	198.02	696.35	432.32	1 749.00	2.51	0.87	664.64	0.001 314
0.5	187.03	702.61	526.80	2 381.23	3.39	1.13	1 004.50	0.001 122
0.6	181.78	694.50	623.98	3 115.77	4.49	1.37	1 421.94	0.000 966

根据计算结果可得以下 4 个主要结论。

1) 由图 11 可知:随着卸荷板宽度 b 的增加,上、下墙的土压力形状发生改变;上墙顶端拉力区高度逐渐减小,上部分土压应力逐渐增大,下部分土压应力逐渐减小,上墙土压力增加,这与传统方法认为上墙土压力不受卸荷板宽度的影响不同;下墙顶端(即卸荷板底部)土压应力接近零,上部分土压应力逐渐减小,形状基本不变,下部分土压应力逐渐增大,形状发生改变,下墙土压力减小。由表 2 可知:随卸荷板宽度增加,上、下墙总土压力减小。

2) 随着卸荷板宽度的增加,上墙的土压力逐渐增加,作用点位置逐渐提高,倾覆力矩相应增加;下墙的土压力减小,倾覆力矩相应减小;但土压力的总倾覆力矩随卸荷板宽度增加而增大。

3) 随卸荷板宽度的增加,有效抗滑系数和有效抗倾覆系数均提高,说明卸荷板宽度增加可提高卸荷板挡土墙的稳定性的。而有效抗倾覆系数明显大于有效抗滑系数,说明挡土墙更容易产生滑移破坏。因此,在结构优化设计中,以有效抗滑系数为考虑的因素。

4) 由表 2 可知: M_b 随卸荷板宽度增加而增大;同时, k_{s0}/M_b 随卸荷板宽度增加而减小,且当卸荷板宽度小于 0.3 倍墙高时, k_{s0}/M_b 减小幅度较大,而当卸荷板宽度大于 0.3 倍墙高时, k_{s0}/M_b 减小幅度较小并趋于稳定。说明卸荷板宽度大于 0.3 倍墙高后,卸荷板宽度的增加无助于提高有效抗滑系数,而 M_b

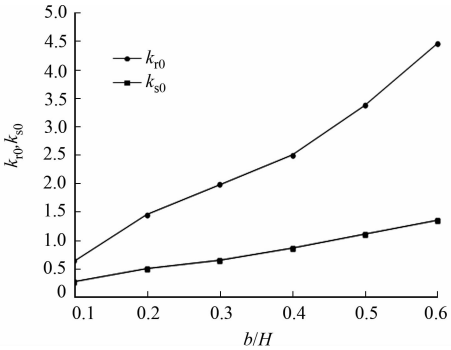


图 12 卸荷板宽度对稳定系数的影响

Fig. 12 Effect of unloading plate width on stability coefficient

将更大,不利于卸荷板本身稳定.当卸荷板宽度为 0.3 倍墙高时,有效抗滑系数达到 0.67,因此,综合考虑最优的卸荷板宽度为 0.3 倍墙高.

3.3 卸荷板高度优化

在节 2.1 计算模型的基础上,固定卸荷板的宽度为 3 m,通过改变卸荷板高度(根部到墙踵的距离 h 分别为 2.5, 3.0,3.5,4.0,4.5,5.0,5.5,6.0,6.5 m),进行有限元计算分析,结果如图 13,表 3 所示.由计算结果可得以下 3 个主要结论.

1) 随着卸荷板位置的降低,上墙的水平土压力增加,下墙的水平土压力减小,但总土压力变化不大.说明卸荷板位置的改变对水平土压力影响不大,但卸荷板上竖向力增大,因此,有效抗滑系数随着卸荷板位置的降低而提高.

2) 随着卸荷板位置的降低,总倾覆力矩、抗倾覆力矩均增加,有效抗倾覆系数增大后趋于稳定,均大于规范安全系数 1.25,且明显大于有效抗滑系数,因此,以有效抗滑系数为考虑的因素.

3) 随着卸荷板位置的降低,有效抗滑系数增大,而卸荷板根部弯矩 M_b 也增大,从卸荷板本身的稳定考虑,卸荷板位置的优化过程中, M_b 应小于宽度最优结果对应的 M_b 值(即卸荷板宽度为 0.3 倍墙高时 M_b 为 401.71).由表 3 可知:卸荷板位置应大于 0.45 倍墙高,且当卸荷板高度为 0.5 倍墙高时,有效抗滑系数为 0.62,综合考虑最优的卸荷板位置为 0.5 倍墙高.

表 3 卸荷板高度对挡土墙稳定性的影响

Tab.3 Effect of height of unloading plate on stability of retaining wall

b/H	E_1/kN	E_2/kN	l_1/m	l_2/m	G_w/kN	G_0/kN	l_w/m	l_0/m
0.65	2.73	221.98	7.66	2.48	168.00	75	3.80	3.50
0.60	9.62	208.04	7.38	2.28	197.40	75	3.75	3.50
0.55	20.71	191.54	7.06	2.11	220.57	75	3.67	3.50
0.50	35.42	171.88	6.74	1.93	247.05	75	3.63	3.50
0.45	53.03	152.00	6.44	1.77	270.32	75	3.59	3.50
0.40	73.40	132.50	6.18	1.61	293.12	75	3.57	3.50
0.35	92.68	110.40	5.87	1.41	315.93	75	3.57	3.50
0.33	112.54	88.55	5.56	1.17	337.81	75	3.56	3.50
0.25	133.04	68.97	5.26	0.97	359.21	75	3.56	3.50

b/H	$\sum E/\text{kN}$	$M_R/\text{kN}\cdot\text{m}$	$\sum G/\text{kN}$	$M_0/\text{kN}\cdot\text{m}$	k_{r0}	k_{s0}	$M_b/\text{kN}\cdot\text{m}$
0.65	224.71	571.41	243.00	901.47	1.58	0.43	252.00
0.60	217.66	546.10	272.40	1 002.51	1.84	0.50	296.11
0.55	212.25	551.11	295.57	1 071.28	1.94	0.56	330.85
0.50	207.30	570.73	322.05	1 158.19	2.03	0.62	370.57
0.45	205.04	611.21	345.32	1 233.67	2.02	0.67	401.71
0.40	205.89	667.58	368.12	1 309.88	1.96	0.72	439.68
0.35	203.08	699.65	390.93	1 389.42	1.99	0.77	473.89
0.33	201.09	730.25	412.81	1 465.31	2.01	0.82	506.71
0.25	202.01	766.07	434.21	1 542.74	2.01	0.86	538.81

4 结论

应用有限元方法计算分析卸荷板式挡土墙土压力分布,并通过分别研究卸荷板宽度 b 和高度 h 对抗滑稳定和抗倾覆稳定的影响,对卸荷挡墙进行结构优化,得到以下 3 个结论.

1) 对比无卸荷板挡土墙的有限元计算与朗肯理论结果,上墙顶端均出现拉应力区,拉应力零处理后,两者的计算值大小与作用点位置非常接近,但有限元计算图形为曲线,而非三角形.有卸荷板墙后土

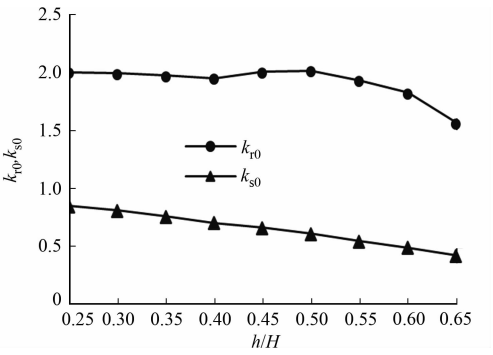


图 13 卸荷板位置对稳定系数的影响

Fig.13 Influence of unloading plate position on stability coefficient

压力有限元计算图形为上、下两个曲线,且土体达到极限状态,滑裂面形成后,土压力增大。

2) 当卸荷板位置一定时,随着宽度的增加,墙后总土压力减小,其中,上墙土压力增加,下墙土压力减小;当卸荷板宽度一定时,位置的改变对总土压力大小影响不大。

3) 通过提出有效抗滑系数和有效抗倾覆系数评价卸荷板对提高挡土墙稳定性的作用,并以有效抗滑系数和卸荷板根部的弯矩 M_b 为优化判别条件。通过分析 k_{s0}/M_b 的趋势与有效抗滑系数,得到卸荷板最优宽度为墙高的 0.3 倍;通过分析宽度优化计算结果中的弯矩 M_b 要求,再综合考虑位置优化计算中的有效抗滑系数,得到最优设置为距离墙底 0.5 倍墙高处。

参考文献:

- [1] 胡荣华,齐明柱,余海忠,等.卸荷板挡墙的设计实践[J].铁道建筑,2010(11):87-90. DOI:10.3969/j.issn.1003-1995.2010.11.027.
- [2] 彭磊,任长青,乌一东.设置卸荷板的扶壁式挡土墙的特殊应用[J].建筑结构,2013(增刊1):935-937. DOI:10.19701/j.jzjg.2013.s1.218.
- [3] 吴海根.扶壁挡土墙卸荷板设计研究[J].现代交通技术,2014,11(2):76-79.
- [4] 李路,程磊.卸荷板式板桩墙在护岸工程中的应用[J].中国水运,2014,14(5):324-326.
- [5] 林祖锴,黄俊光.卜型柱板式挡墙在土质陡坡中的应用[J].广东水利水电,2014(7):28-30,36.
- [6] 涂帆,常方强.加筋土挡墙的优化设计[J].华侨大学学报(自然科学版),2008,29(2):276-279. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.2008.02.0276.
- [7] 刘昌清,陶志平,彭胤宗.墙背填料为砂性土的短卸荷板式挡土墙离心模型试验[J].西南交通大学学报,1996,31(1):81-85.
- [8] 施大震.路肩短卸荷板式挡土墙试验研究及应用[J].路基工程,1997(1):44-52.
- [9] 张荣.短卸荷板式路肩挡土墙试验研究[J].甘肃科技,2010,26(3):122-124. DOI:10.3969/j.issn.1000-0952.2010.03.046.
- [10] 王骑虎.卸荷板对挡土墙土压力即稳定性的影响分析[J].公路交通科技(应用技术版),2015(9):117-119.
- [11] 中华人民共和国铁道部.铁路路基支挡结构设计规范:TB 10025-2006[S].北京:中国铁道出版社,2006.
- [12] 陈忠达.公路挡土墙设计[M].北京:人民交通出版社,1999.
- [13] 中华人民共和国水利部.水工挡土墙设计规范:SL 379-2007[S].北京:中国水利水电出版社,2007.
- [14] 张学喜.卸荷平台在挡土墙加固中的应用与分析[J].江淮水利科技,2016(5):16-17. DOI:10.3969/j.issn.1673-4688.2016.05.009.
- [15] 王成才,高贵.卸荷板式挡墙的受力分析与设计[J].黑龙江水专学报,2002,29(4):56-58. DOI:10.3969/j.issn.2095-008X.2002.04.020.
- [16] 冯玉芹,薛刚,李建,等.利用重力式挡土墙的卸荷台提高挡土墙的抗倾覆稳定性[C]//第十届全国结构工程学术会议.南京:中国力学学会,2001:748-751.
- [17] 叶晓明.设卸荷平台时挡墙土压力计算模型[C]//全国边坡安全防护与生态修复新技术专刊.贵阳:全国边坡安全防护与生态修复新技术高峰论坛组委会,2018.
- [18] 赵成刚.土力学原理[M].北京:北京交通大学出版社,2009.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)