

L型挡土墙设计计算的有限元法

戴自航¹, 蔡荣坤¹, 赖有泉², 胡长江²

(1. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350108;

2. 福建第一公路工程集团有限公司, 福建 泉州 362000)

摘要: 在提出的计算L型挡土墙后主动土压力的折减基底摩擦系数有限元法基础上,通过算例进一步探索了采用ABAQUS软件进行这类挡土墙设计计算的有限元法。算例比较表明:有限元法与现行方法计算所得立板上的内力分布一致,但后者的略大,底板上的内力分布和大小差别较大;二者计算所得基底压力的合力基本相等,但有限元法的基底压力分布与现行方法在偏心荷载作用下假设的线性分布有明显的不同,前者墙趾处地基压力远大于后者,以致墙趾附近地基土中可能出现局部塑性区;在墙趾板上填上有限厚度的保护层时可极大地提高挡墙的抗滑稳定性;在满足地基承载力要求下,挡墙的底板长度主要取决于抗倾覆稳定性;在L型挡土墙底板设置防滑键(凸榫)也可极大的提高其抗滑稳定性,从而可显著减少底板的长度。新的有限元设计计算方法可以提高L型挡土墙设计计算效率和经济可靠性,有助于提高其设计计算水平。

关键词: L型挡土墙;有限元法;地基承载力;内力;稳定性

中图分类号: TU432

文献标识码: A

文章编号: 1672—1144(2020)04—0221—07

L Shaped Retaining Wall Design Calculation Based on Finite Element Method

DAI Zihang¹, CAI Rongkun¹, LAI Youquan², HU Changjiang²

(1. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou, Fujian 350108, China;

2. The First Fujian Highway Group Co., Ltd., Quanzhou, Fujian 362000, China)

Abstract: Based on the proposed finite element method of reducing the friction coefficient of base bottom to calculate the active earth pressure on the L-shaped retaining walls, the finite element method for the design calculation of this type of retaining walls was further explored through an example by using the software ABAQUS. The comparisons of the calculation example show that the distributions of the internal forces on the vertical plate obtained by the finite element method and the current method were consistent, but the magnitude of the latter is slightly greater than that of the former, while the distributions and magnitudes of the internal forces on the bottom plate obtained by the two methods were significantly different. The resultant forces of the base pressures by the two methods were basically the same, but the distribution of the base pressure by the finite element method was evidently different from the linear distribution under the eccentric loading, which is assumed by the current method, and its base pressure at the wall toe was much greater than that of the latter so that a local plastic zone might occur in the subsoil near the wall toe. The retaining wall stability against sliding will be tremendously enhanced when a soil cover with a limited thickness is filled above the wall toe plate. Under the requirement of ground bearing capacity, the length of bottom plate will mainly depend on the stability against overturning. Setting an anti-slide tie (tenon) at the bottom plate of a L-shaped retaining wall, the wall stability against sliding will be tremendously enhanced as well, and as a result, the length of the bottom plate might considerably decrease. The proposed finite element method for the design calculation of L-shaped retaining walls may improve its efficiency, economy and reliability, and are beneficial to enhance the design calculation level.

Keywords: L-shaped retaining wall; finite element method; ground bearing capacity; internal force; stability

L 型挡土墙又称悬臂式挡土墙^[1], 由于其具有节省石料、构造简单、施工便捷、抗水平剪切强度高、经济效益好等优点, 近年来, 国内外在石料缺乏、地基承载力低或地震多发地区大量采用^[2]。但是, 与普通重力式挡土墙相比, 其设计时除要计算墙后填土的主动土压力并验算挡墙的抗滑移和抗倾覆稳定性以及地基承载力外, 还需要增加挡墙内力和配筋计算。因此, 其设计计算工作量比前者更为繁重。

目前, 对于 L 型挡土墙的墙后土压力及其内力已有不少的研究, 如严小宝^[3]通过数值计算模拟, 得到扶壁式挡土墙各结构内力分布呈现分带特征, 为此对每一分带进行简化计算, 得出了挡土墙各结构的简化计算模型; 梁学文等^[4]通过有限元模拟和理正岩土进行对比, 得出可用内力简化值乘以适当系数的上限值对墙体进行结构设计; 管人地等^[5]采用 ANSYS 有限元程序中的板壳单元法和常规简化方法对扶壁式挡土墙立板进行分析计算, 论述了使用有限元法对扶壁式挡土墙内力计算的可行性, 但其有限元法计算结果与简化法计算结果存在较大差距; 周应华等^[6]利用数值模拟针对不同土性作用下的挡土墙进行计算分析, 得出了利用现行规范方法设计混凝土挡土墙结构偏于安全, 符合工程实际需求; 本文第一作者等^[7]最先探讨了利用 ABAQUS 有限元程序采用折减挡土墙基底摩擦系数法计算 L 型挡土墙墙后主动土压力的可行性, 且计算比较表明, 可更为准确合理地计算出 L 型挡土墙立板上主动土压力的分布形式及大小, 较朗肯土压力理论更加可靠, 现行朗肯理论计算的抗滑移稳定安全系数偏于保守, 而抗倾覆稳定安全系数偏于危险为了应用有限元方法进行包括 L 型挡土墙墙后主动土压力、以及其立板、墙踵板和墙趾板内力等设计计算分析, 本文利用 ABAQUS 软件的强大算法^[8-10], 特别是具有采用二维实体单元而非简化的结构单元(板壳单元、梁单元等)进行有限元网格划分时也能计算得到结构内力(弯矩、剪力、轴力等)的功能, 通过算例分析, 来进一步探索如何采用有限元方法进行 L 型挡土墙各项定量计算分析, 以提高此类挡土墙设计计算效率和可靠度。

1 L 型挡土墙现行设计计算方法概述

L 型挡土墙由立板和墙底板组成, 墙底板又分为墙踵板和墙趾板, 各部位的名称详见图 1。现行设计计算方法中, 在拟定 L 型挡土墙几何尺寸后, 需进行以下 6 个方面的计算^[1,11]: (1) 荷载计算(包

括土压力计算、墙身自重计算、地面活荷载及填土重计算); (2) 抗倾覆稳定验算(需计算稳定力矩和倾覆力矩及二者之比值); (3) 抗滑移稳定验算(需计算抗滑力和滑移力及二者之比值); (4) 地基承载力验算(需按偏心荷载作用下允许基底压力进行验算); (5) 墙身内力的计算; (6) 结构设计, 即墙身配筋设计计算和裂缝验算。

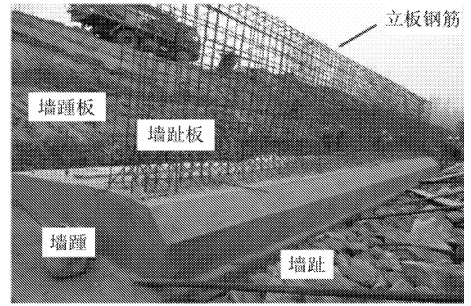


图 1 正在施工的某 L 型挡土墙

而且往往需将立板、墙踵板和墙趾板分开进行计算^[1,12], 如:

(1) 将立板视为固定于底板的悬臂梁, 各截面剪力和弯矩分别为:

$$V_{1z} = \frac{\gamma Z}{2}(Z + 2h_0)K_a \quad (1)$$

$$M_{1z} = \frac{\gamma Z^2}{6}(Z + 3h_0)K_a \quad (2)$$

式中: V_{1z} 、 M_{1z} 分别为距离墙顶 Z 处立板的剪力和弯矩; Z 为计算截面到墙顶的距离; γ 为填土的重度; h_0 为上部活荷载的等代换算土柱高度; K_a 为主动土压力系数。

(2) 将墙踵板视为以立板底端为固定端的悬臂梁, 各截面剪力和弯矩分别为:

$$V_{2x} = B_x [p_{z2} + h_1 \gamma_c - p_2 + \frac{(\gamma H_1 - p_{z2} + p_{z1}) B_x}{2B} - \frac{(p_1 - p_2) B_x}{2B}] \quad (3)$$

$$M_{2x} = B_x^2 [3(p_{z2} + h_1 \gamma_c - p_2) + \frac{(\gamma H_1 - p_{z2} + p_{z1}) B_x}{B} - \frac{(p_1 - p_2) B_x}{B}] / 6 \quad (4)$$

式中: V_{2x} 、 M_{2x} 分别为距离墙踵为 B_x 截面的剪力和弯矩计算值; B_x 为计算截面到墙踵的距离; h_1 为墙踵板的厚度; γ_c 为钢筋混凝土的重度; p_{z1} 、 p_{z2} 分别为墙顶、墙踵处竖直土压力; p_1 、 p_2 分别为墙趾、墙踵处基底压力。

(3) 将墙趾板视为以立板底端为固定端的悬臂梁, 各截面剪力和弯矩分别为:

$$V_{3x} = B_x [p_1 + h_p \gamma_c - \gamma(h - h_p) - \frac{(p_1 - p_2)B_x}{2B}] \quad (5)$$

$$M_{3x} = B_x^2 \{3[p_1 - h_p \gamma_c - \gamma(h - h_p)] - \frac{(p_1 - p_2)B_x}{B}\} / 6 \quad (6)$$

式中: V_{3x} 、 M_{3x} 分别为距离墙趾为 B_x 截面的剪力、弯矩计算值; B_x 为计算截面到墙趾的距离; h_p 墙趾板的平均厚度; h 墙趾板埋置深度。

而结构设计是按现行《建筑地基基础设计规范》^[13] (GB 50007—2011) 建议,以荷载作用的基本组合效应作为设计值,且如果由上述公式计算的是剪力和弯矩的标准值,则将它们分别乘以分项系数 1.35 就得到基本组合的效应设计值 V 和 M ,进而将立板、墙踵板和墙趾板按受弯构件进行配筋设计计算和裂缝验算。

从以上叙述可知,现行方法进行 L 型挡土墙设计计算是较为繁琐和复杂的,计算工作量大、容易出错。虽然有基于现行方法的标准图集可供实际工程设计时套用,提供了一定的设计便利,但由于现行设计计算方法本身的精度有限,依然可能导致在某些情况下不能达到预定的设计目标。

笔者通过分析认为,除结构设计外,其他 5 个方面的计算内容均可借助 ABAQUS 有限元程序来完成,且计算效率高、结果可靠。本文即是对笔者这一认识的理论实践。

2 L型挡土墙 ABAQUS 设计计算算例

2.1 已知数据

继笔者论文[7]仍以图 2 所示 L 型挡土墙为例^[1],已知墙背填土与墙前地面高差为 2.4 m,挡土墙采用钢筋混凝土结构,墙背竖直光滑,假定墙背与墙后填土间的摩擦角为 $\delta = 0$,底板与地基摩擦系数 $\mu = 0.45$,填土表面水平且有均布荷载标准值 $p_k = 10$ kPa,填土重度标准值 $\gamma_k = 17$ kN/m³,内摩擦角 $\varphi = 30^\circ$,假设填土与墙踵板摩擦角为 $\delta = 20^\circ$,地基承载力特征值 $f_{ak} = 100$ kPa。与朗肯或库仑极限平衡主、被动土压力理论将土体视为满足莫尔-库仑强度理论的刚塑性体(理想塑性体)相对应,有限元法极限平衡分析时可将地基土和填土视为莫尔-库仑理想弹塑性材料考虑,而钢筋混凝土挡土墙按线弹性材料考虑,相应材料参数见表 1。

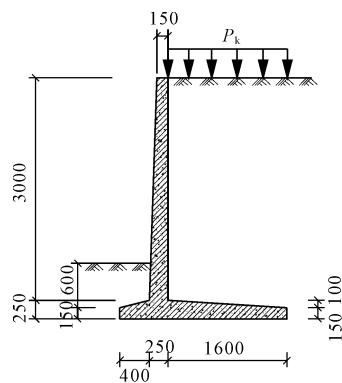


图 2 L型挡土墙算例(单位:mm)

表 1 土工参数

材料类别	$\gamma / (\text{kN} \cdot \text{m}^{-3})$	E / kPa	ν	c / kPa	$\varphi / (^\circ)$
地基土	18.5	1.0×10^4	0.30	28.0	18.0
挡土墙	25.0	2.1×10^7	0.18	—	—
填土	17.0	5.0×10^3	0.28	0.0	30.0

当忽略挡墙前基底以上 750 mm 厚的填土时,文献[1]中详细介绍现行设计计算方法,得到了该挡土墙的抗倾覆稳定系数为 2.88,远大于规范允许的 1.50;抗滑移稳定安全系数为 1.37,略大于规范允许值的 1.30;基底压力最大值 $p_{\max} = 88.3$ kPa $< 1.2f_a = 120$ kPa。可见,上述 3 项设计验算均满足现行规范要求^[13],表明算例中挡土墙尺寸的选取符合规定要求。

2.2 ABAQUS 有限元计算方法

显然,对于挡土墙结构可简化为平面应变问题来分析。为与文献[1]中现行方法设计计算结果进行对比,根据图 2 所示挡土墙的尺寸,建立图 3 所示有限元几何模型。模型的左边界取距离墙趾左侧 5 m,右边界距离立板右侧 8 m,下边界距离墙底 3 m。模型的位移边界条件为左右边界施加水平位移约束、下边界施加水平和垂直双向位移约束。

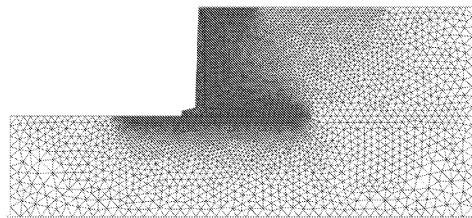


图 3 有限元几何模型网格划分

为了反映挡土墙与土体的相互作用,建模过程中挡土墙与土体接触面特性均通过设置界面的摩擦系数大小按库仑摩擦考虑,且在分析步将接触信息^[14](如接触压力的合力及其相对于原点的合力

矩、摩擦应力的合力及其相于原点的合力矩、接触压力和摩擦应力的合力、接触压力和摩擦应力的相对于原点的合力矩)定义并输出到 DAT 文件中,以便于查询。显然,为便于这些接触信息的直接应用,图 3 所示几何模型的坐标原点应取在墙趾点。为满足求解精度和效率两方面的要求,采用了疏密网格划分形式,即在布设网格种子密度时,在挡土墙与填土和地基土相接触的边界选择 0.05 m,模型外边界处选择 0.3 m,中间部分则由 0.05 m 过渡到 0.2 m,使模型的关键区域网格划分得较密,而次要区域网格划分得较疏,如图 4 所示。

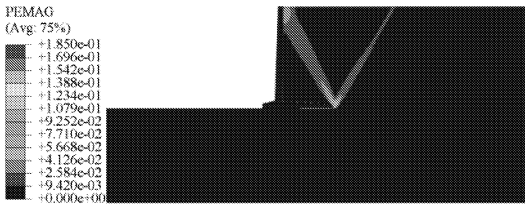


图 4 塑性应变等值云图

为考虑 L 型挡土墙实际施工工序,数值计算可设置 3 个分析步:首先是地基地应力平衡分析步,目的是消除地基土自重对变形的影响;第 2 步是添加挡土墙,并施加挡墙重力荷载;第 3 步是添加墙后的填土,并施加填土重力荷载和表面超载,按戴自航等^[7]曾提出折减基底摩擦系数的方法进行计算分析。

2.3 计算结果分析

当将基底摩擦系数 0.45 除以 1.57 进行折减(可在 ABAQUS 中自动实现^[8])时,可使得塑性应变等值云图刚好成“V”字形贯通(见图 4),表明墙后填土已处于主动极限平衡状态,即有限元法求得该 L 型挡土墙抗滑移稳定安全系数为 1.57。同时,由接触输出信息求得其抗倾覆稳定安全系数为 2.44,较按朗肯理论计算的安全系数 2.88 低 15.3%。虽然可从 ABAQUS 后处理结构文件 DAT 中得到接触压强,即主动土压力等^[8],但当采用有限元法进行挡土墙设计计算时,土压力等荷载的计算只是程序计算的中间过程,并非设计分析所必须。

地基承载力的验算只需将基底压力的平均值和最大值分别与地基承载力 f_{ak} 和 $1.2f_{ak}$ 对比即可。提取程序后处理结果的接触压强可得到该挡墙基底压力分布,如图 5 中实线所示。可见,在墙踵板以下基底压力接近均匀分布,但在墙趾板以下基底压力非线性增大,越靠近墙趾增幅越大,与现行方法在偏心荷载作用下简化假设的线性分布有明显不同,虽然

由于已知的原因^[7],基底压力的合力 128.2 kN/m 略大于朗肯理论考虑地面超载计算的竖向力之和 124.16 kN/m,平均基底压力 $p_k = 128.2/2.25 = 56.98 \text{ kPa} < f_{ak} = 100 \text{ kPa}$,但最大基底压力 $p_{kmax} = 199.13 \text{ kPa} > > 1.2f_{ak} = 120 \text{ kPa}$ 。然而,图 4 中并没有体现出墙趾附近地基土已进入塑性状态,这是由于文献^[7]中地基土的抗剪强度指标是任意假定的,其取值偏大,与地基承载力特征值并不匹配。理论上,地基承载力与地基土的抗剪强度大小有关。现将地基承载力特征值 $f_{ak} = 100 \text{ kPa}$ 视为与基础边缘开始发生局部剪损但极限平衡区尚未得到扩展时的荷载,即临塑荷载 p_{cr} 相一致,亦即 $f_{ak} = p_{cr} = 100 \text{ kPa}$,则在长条均布荷载下临塑荷载 p_{cr} 可按下式来估算^[15]。

$$p_{cr} = \gamma D \left(1 + \frac{\pi}{\cot \varphi - \frac{\pi}{2} + \varphi} \right) + c \left(1 + \frac{\pi \cot \varphi}{\cot \varphi - \frac{\pi}{2} + \varphi} \right) \quad (7)$$

式中: D 为基底埋深,此处视 $D = 0$ 。

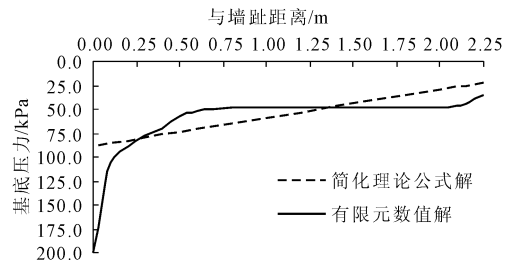


图 5 基底压力分布对比

于是当将表 1 中地基土的抗剪强度指标按 1.31 折减时,代入式(7)可得到与 $f_{ak} = 100 \text{ kPa}$ 相匹配的地基土抗剪强度指标,分别为 $c = 21.374 \text{ kPa}$, $\varphi = 13.93^\circ$ 。以此重新进行有限元分析,所得模型的塑性应变分布如图 6 所示。显然,由于墙趾附近基底压力超出了地基承载力,致使地基土中出现了局部塑性区,表明根据有限元分析判断该挡墙地基承载力不能满足安全储备要求。对比前文 2.1 节分析结果可见,现行方法在 L 型挡土墙地基承载力验算方面是偏于不安全的,其验算满足要求的实际可能并不能满足要求。因此,从有限元法承载力验算角度来看,有必要适当增加墙趾板长度或对墙趾处地基土进行加固处理以提高其承载力,避免因地基承载力不足出现挡墙的倾倒破坏。

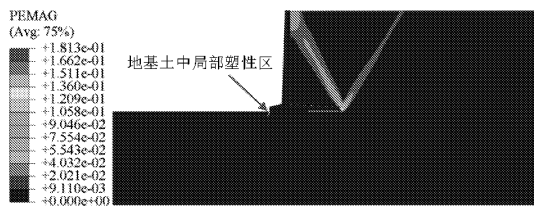


图 6 考虑地基承载力时塑性应变等值云图

有限元法计算的 L 型挡土墙内力也可从后处理结果中提取,与现行方法理论式(1)一式(6)计算结果对比如图 7—图 10 所示。可见,两者所得立板上的弯矩和剪力分布形式和大小基本一致,在立板与底板交界处有最大值,有限元数值解最大弯矩为 37.16 kN · m/m,与现行简化理论公式解 40.46 kN · m/m 的相对误差为 8.9%,后者结果稍偏大,略偏保守;两者所得墙踵板的弯矩和剪力总体分布趋势是相似的,但在墙踵板中间部位量值上相差较大,这是由于如图 5 所示基底反力(与基底压力大小相等方向相反)分布不同所致,然而二者都在墙踵板与立板交界处有最大值,有限元数值解最大弯矩为 33.56 kN · m/m 与现行简化理论公式解 37.56 kN · m/m 的相对误差为 11.9%,后者结果偏大,偏保守;两者所得墙趾板上的弯矩和剪力分布形式和大小基本一致,但有限元数值解略大于现行简化理论公式解,在墙趾板与立板交界处有最大值,但因墙趾板很短,故弯矩值不大。

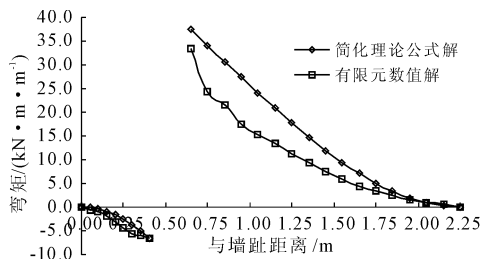


图 9 底板弯矩对比

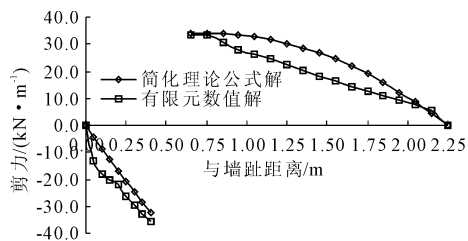


图 10 底板剪力对比

从图 11 可见,在立板、墙踵板和墙趾板交汇处广义剪应力较大,这与这三部分在该处弯矩和剪力分别取得各自最大值是相对应的,故在实际结构设计中常在该处增配斜向钢筋(见图 1)以加强其抗弯和抗剪能力是必要的。

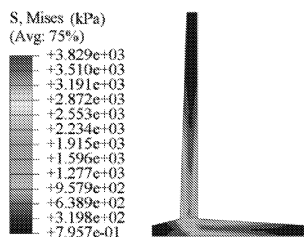


图 11 L型挡土墙内 Mises 应力(广义剪应力)云图

2.4 墙趾板上有覆盖土的有限元计算分析

L 型挡土墙的墙底板既是挡土墙的结构同时也是挡土墙的基础,作为基础的墙趾板不宜裸露表面,因此,常需回填一定厚度(≥ 0.5 m)的保护土层。实际设计如图 2 所示,在墙趾板基底以上有 0.75 m 厚的覆盖土层,现行设计中常作为 L 型挡土墙的安全储备而忽略了其影响^[1]。笔者采用有限元法按考虑墙前填土影响也进行了计算分析,极限平衡状态下可得到如图 12 所示塑性应变等值云图。可见,此时不仅在墙后填土中出现“V”字型主动极限平衡状态滑裂面,而且在墙前填土中出现被动极限平衡状态的两个滑裂面,即土体中第一滑裂面和墙-土界面的第二滑裂面。然而,要达到这样的极限平衡状态,需将基底摩擦系数除以 8.1 进行折减,即考虑墙前这部分填土时该 L 型挡土墙的抗滑稳定安全系数高达 8.1,相较于不考虑墙前填土提高了 5 倍

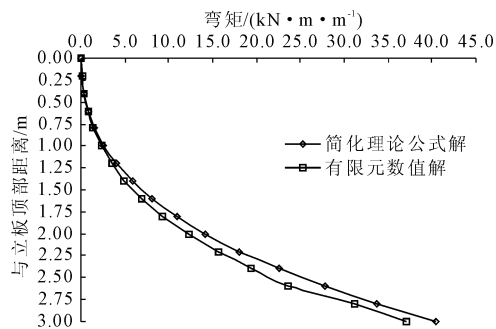


图 7 立板弯矩对比

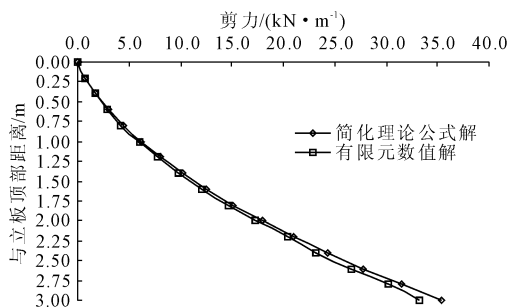


图 8 立板剪力对比

以上,产生如此之大的提升主要是因为有限元法计算时可反映墙趾板端部所存在的被动土压力对挡墙抗滑移稳定性的贡献。笔者发现,若在后处理结果中不计及桩前被动土压力,经简单的手算所得到的抗滑稳定安全系数为 1.58,略大于前文不考虑墙前填土情况的 1.57。可见,虽然墙前回填土的厚度不是很大,但由此产生的被动土压力并不小,且因其作用方向与墙后主动土压力相反,故能有效阻止挡墙滑移,使得挡墙抗滑移稳定性得到显著提高。此情况下挡土墙相对于墙趾的总稳定力矩为 125.3 kN·m,总倾覆力矩为 48.87 kN·m,抗倾覆稳定安全系数为 $K_t = 125.3/48.87 = 2.56$,较无墙前填土的工况 2.44 高 4.9%,显然,墙前填土厚度有限时,对挡土墙的抗倾覆稳定性的贡献不大。由此可见,考虑墙前填土情况下,L 型挡土墙的稳定性验算主要取决于抗倾覆稳定性。

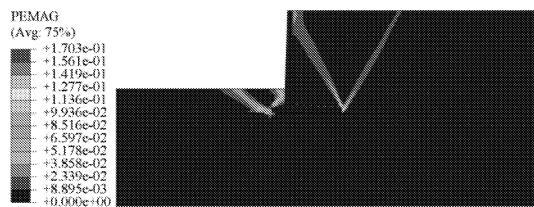


图 12 考虑墙前填土的塑性应变等值云图

因本模型算例抗倾覆稳定安全系数有较大富余度,具有可优化的空间,今将墙踵板长度由原来的 1.6 m 缩短至 1.3 m,极限平衡状态下得到如图 13 所示塑性应变等值云图。可见,与图 12 不同的是,因墙踵板的缩短在墙后填土中出现了第三滑裂面^[5]。此时挡土墙抗滑稳定安全系数 $K_s = 6.94 \gg 1.3$,抗倾覆稳定安全系数 $K_t = 1.7 > 1.6$,满足规范要求。

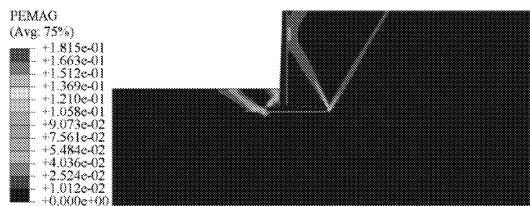


图 13 挡墙优化后塑性应变等值云图

有限元法其他计算结果的提取和处理同 2.3 节,在此不再赘述。

2.5 带凸榫的 L 型挡土墙有限元设计计算

在底板上加设凸榫(防滑键)是增加 L 型挡土墙抗滑稳定性的有效措施,同时也能减小底板的设计长度,节省工程造价。仍以图 2 为例,假设墙

前无覆土,现通过设置凸榫在满足抗滑移和抗倾覆稳定验算的前提下优化挡墙的设计。由文献^[1]可知,当挡土墙设有凸榫时,其抗滑稳定只需满足 $K_s \geq 1.0$ 即可。为使凸榫前被动土楔能够完全形成,墙背的主动土压力不因设凸榫而增大^[1],必须将凸榫置于过墙趾与水平成 $45^\circ - \varphi/2$ 角线及过墙踵与水平线成 φ 角线所包围的三角形之内。当地基土采用前述与其承载力相匹配的抗剪强度指标 $c = 21.374$ kPa, $\varphi = 13.93^\circ$ 。经简单计算可取墙踵板长度为 1.25 m。为方便施工,一般将凸榫设置在立板正下方^[1],现设凸榫高度为 100 mm,宽度为 200 mm,如图 14 所示。有限元计算结果表明,即使此时基底摩擦系数 $\mu = 0$ (基底光滑),墙后土体中也不会形成完整的滑裂面,即达不到主动极限平衡状态。因此,设置凸榫对 L 型挡土墙的抗滑稳定性贡献显著,故在满足地基承载力验算的前提下,带凸榫对 L 型挡土墙底板长度取决于其抗倾覆稳定性。

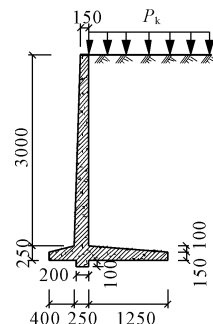


图 14 带凸榫的 L 型挡土墙(单位:mm)

假设基底摩擦系数 $\mu = 0.45$ 保持不变,通过将表面荷载增至 $p_k = 38.161$ kPa(近似等效于在挡墙后地表面加上 2.24 m 厚填土)时,得到极限平衡状态下如图 15 所示塑性应变云图。可见,除在墙后出现 3 个滑裂面外,在墙趾板下地基土中还出现了整体的塑性滑移区,表明挡墙的稳定性的还受地基承载力的影响。此时挡土墙的抗滑稳定安全系数为 1.00,抗倾覆稳定安全系数为 1.85,符合规定要求。

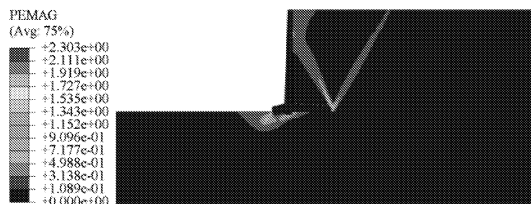


图 15 挡墙带凸榫时塑性应变等值云图

由此可见,采取设置凸榫的设计方案,L 型挡土墙在满足稳定性和地基承载力等要求下,能有效降低材料使用,节省工程造价。

3 结 论

通过本文的研究,可得到以下结论:

(1) 利用 ABAQUS 程序采用折减基底摩擦系数的有限元法可完成 L 型挡土墙除结构配筋计算外的各项计算,其计算结果理论上更接近于真实结果,具有更高的效率、定量计算精度及很好的推广应用价值。

(2) L 型挡土墙底板是典型的偏心受压构件,在其墙趾板端部基底压力较为集中,现行方法按线性分布假设是偏于不安全的。

(3) 在墙趾板上填上一定厚度的保护层时,该部分填土水平被动抗力的作用可显著提高挡墙的抗滑稳定性,在满足地基承载力要求下,L 型挡墙的底板长度主要取决于抗倾覆稳定性。现行设计中忽略了墙趾板上填土对挡墙抗滑稳定性的贡献,使得抗滑稳定验算过于保守。

(4) 在 L 型挡土墙底板设置凸榫可显著提高其抗滑稳定性,从而有可能显著减少底板的长度,这种情况下挡土墙的底板长度主要取决于地基承载力和挡墙的抗倾覆稳定性。

参考文献:

- [1] 尉希成,周美玲. 支挡结构设计手册[M]. 3 版. 北京: 中国建筑工业出版社,2015:119-134.
- [2] 王娅娜. 悬臂式挡土墙力学特性及结构优化研究[D]. 成都:西南交通大学,2015:1-8.

- [3] 严小宝. 扶壁式挡土墙结构简化计算方法研究[D]. 西安:长安大学,2013:1-7.
- [4] 梁学文,刘 倩. 悬臂式挡土墙的有限元分析[J]. 华中科技大学学报(城市科学版),2003,20(2):99-102.
- [5] 管人地,李 论,孙 磊. 扶壁式码头立板内力计算分析[J]. 科学技术与工程,2012,12(23):5936-5941.
- [6] 周应华,赵洪彬. 不同土性下 L 型挡土墙结构内力研究及程序研发[J]. 路基工程,2013(4):153-157.
- [7] 戴自航,林智勇,郑也平,等. L 型挡土墙主动土压力计算的基底摩擦系数折减有限元法[J]. 岩土工程学报,2009,31(4):508-514.
- [8] 费 康,彭 劼. ABAQUS 岩土工程实例详解[M]. 北京:人民邮电出版社,2017:298-314.
- [9] 付培帅,王曙光,唐小微,等. ABAQUS 在深基坑设计及施工中的应用[J]. 水利与建筑工程学报,2017,15(2):161-165,182.
- [10] 李世平,张 珂,程 龙. 基于 ABAQUS 软件研究载体桩在焦作某工程应用[J]. 水利与建筑工程学报,2018,16(1):28-35.
- [11] 陈忠达. 公路挡土墙设计[M]. 北京:人民交通出版社,1999:102-124.
- [12] 朱彦鹏,王秀丽,周 勇. 支挡结构设计计算手册[M]. 北京:中国建筑工业出版社,2008:154-186.
- [13] 建筑地基基础设计规范:GB 50007—2011[S]. 北京:中国建筑工业出版社,2011.
- [14] 石亦平,周玉蓉. ABAQUS 有限元分析实例详解[M]. 北京:机械工业出版社,2006:125-149.
- [15] 李广信,张丙印,于玉贞. 土力学[M]. 2 版. 北京:清华大学出版社,2013:61-87.

(上接第 208 页)

- [9] Okura Y, Kitahara H, Ochiai H, et al. Landslide fluidization process by flume experiments[J]. Engineering Geology, 2002,66(1/2):65-78.
- [10] 田 海,孔令伟,李 波. 降雨条件下松散堆积体边坡稳定性离心模型试验研究[J]. 岩土力学,2015,36(11):3180-3186.
- [11] 戚国庆. 降雨诱发滑坡机理及其评价方法研究[D]. 成都:成都理工大学,2004.
- [12] 荣 冠,张 伟,周创兵. 降雨入渗条件下边坡岩体饱和非饱和渗流计算[J]. 岩土力学,2005,26(10):24-29.
- [13] 刘礼领,殷坤龙. 暴雨型滑坡降水入渗机理分析[J]. 岩土力学,2008,29(4):1061-1066.
- [14] 吴火珍,冯美果,焦玉勇,等. 降雨条件下堆积层滑坡体滑动机制分析[J]. 岩土力学,2010,31(S1):324-329.