

文章编号: 1000-7598 (2014) 09-2522-08

竖向稳定渗流条件下的地震主动土压力分析

黄 睿^{1,2}, 夏唐代^{1,2}, 房 凯³, 刘志军^{1,2}

(1. 浙江大学 软弱土与环境土工教育部重点实验室, 杭州 310058;

2. 浙江大学 滨海和城市岩土工程研究中心, 杭州 310058; 3. 山东科技大学 资源与环境工程学院, 山东 青岛 266590)

摘 要: 基于库仑土压力理论的基本假定和拟动力法的分析思路, 以无黏性填土的刚性挡土墙为研究对象, 考虑填土中存在竖向稳定渗流的两种工况, 推导了地震主动土压力和修正土压力系数的计算表达式。通过程序求解问题并进行参数讨论, 分析结果表明, 主动土压力随水平地震加速度的增大而明显增大, 竖向地震加速度对土压力影响较小, 可以忽略不计。墙土摩擦角较小时, 土压力随填土摩擦角的增大而单调减小, 但当墙土摩擦角增大后, 土压力随填土摩擦角的增大出现先减小后增大的情况。渗流方向向下时, 土压力随水力梯度的增大而减小; 渗流方向向上时, 变化规律则相反。与已有的理论方法对比, 计算结果基本吻合, 验证了该理论方法的正确性。

关 键 词: 土压力; 地震; 渗流; 拟动力法

中图分类号: TU 432

文献标识码: A

Analysis of seismic active earth pressure under vertical steady seepage

HUANG Rui^{1,2}, XIA Tang-dai^{1,2}, FANG Kai³, LIU Zhi-jun^{1,2}

(1. MOE Key Laboratory of Soft Soils and Geoenvironmental Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;

2. Research Center of Coastal and Urban Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;

3. College of Resources and Environmental Engineering, Shandong University of Science and Technology, Qingdao, Shandong 266590, China)

Abstract: The calculation expressions of seismic active earth pressure and modified earth pressure coefficient are derived based on the basic hypothesis of Coulomb's earth pressure theory and a pseudo dynamic method. The formulas focus on a rigid retaining wall with cohesionless backfill and consider two kinds of conditions with vertical steady seepage. After the problem is solved by computer programs and parametric discussion is taken, the results indicate that the active earth pressure increases significantly with the increase of horizontal seismic acceleration; the effect of vertical seismic acceleration on earth pressure is relatively small, which can be ignored. The earth pressure decreases monotonously with the increase of soil friction angle when soil-wall friction angle is small; however, increasing soil friction angle makes the earth pressure initially decrease and then increase as soil-wall friction angle becomes larger. The seepage effect is also investigated, it is shown that the active earth pressure decreases with the increase of hydraulic gradient for downward seepage case, but increases for upward seepage case instead. Through comparison, the calculation results agree well with the existing methods so as to verify the validity of the proposed method.

Key words: earth pressure; earthquake; seepage; pseudo-dynamic method

1 引 言

挡土墙广泛地应用于交通、水利等实际工程中。挡土墙的土压力问题, 作为岩土工程的基本问题, 一直都受到研究人员的关注。随着近年我国大地震频发, 地震土压力的研究再次成为学者们研究的热点。众多的挡土墙地震分析方法中, 工程界普遍采用的是基于 Mononobe-Okabe 理论的拟静力法, 此方法由库仑土压力理论演变而来, 假设挡墙和填土

的位移足够大, 土体能达到极限平衡状态, 将地震作用的惯性力施加于滑动土楔体, 通过静力平衡建立方程, 对方程求极值, 得出土楔体滑裂面和土压力。许多学者^[1-4]在此研究思路的基础上进行了改进和扩展。其中, Steedman 等^[2]指出, Mononobe-Okabe 理论假定地震惯性力和周期无关, 且无法考虑地震波效应的影响, 与实际情况存在差异, 于是针对其不足, 提出了拟动力法, 并通过离心机试验^[5]对此方法进行了验证。Choudhury^[6-8]、Chosh^[9]

收稿日期: 2013-06-03

第一作者简介: 黄睿, 男, 1987 年生, 博士研究生, 主要从事支挡结构和土动力学的方面的研究工作。E-mail: zjuhr@hotmail.com

等基于拟动力法, 得出地震主动、被动土压力的计算公式, 并对各种工况的挡土墙稳定问题进行了参数分析和深入讨论。

然而, 在实际工况中, 当挡土墙离江河水域较近或者遭遇较强的持续降雨时, 墙后填土的含水率增加, 土壤的饱和度较高, 水在填土中形成渗流, 水-土压力共同作用对挡土墙的受力和稳定产生影响。部分学者对此进行了研究, 朱百里等^[10]通过计算机编程, 对稳态和瞬态的渗流场进行了分析, 并计算其作用下的土压力; Soubra^[11]、Benmebarek^[12]等考虑地下水的水力梯度作用, 采用有限差分法对被动土压力进行了分析; Barros^[13]通过严格的数学推导, 求得渗流作用下的主动土压力的库仑形式解析解, 提出土压力系数的修正计算公式; 王俊杰等^[14]进而对墙背排水和墙基排水的饱和路基挡土的主动土压力进行了计算。此外, 若同时遭遇地震作用, 挡土结构在多种外力耦合作用下发生破坏, 其计算分析将更为复杂。目前, 相关的研究还并不多。Ebeling 等^[15]曾提出经验型公式, 可对此工况下的水土压力进行计算。Wang 等^[16-17]基于拟静力法的思路, 将稳定渗流和地震作用引起的孔压加入土楔体的极限平衡分析, 得出地震被动土压力系数的计算公式, 并对渗流作用和地震作用的影响参数进行了讨论。

本文结合前人的研究成果, 采用拟动力法, 推导出竖向稳定渗流条件下的地震主动土压力和土压力系数的计算表达式。该方法考虑了地震作用的时间和相位效应, 与真实情况更为吻合。利用计算机程序对土压力进行求解, 分析了地震作用的加速度、渗流作用的水力梯度和材料摩擦角对土压力的影响。与算例进行对比表明, 该方法计算所得的结论规律与前人方法基本吻合, 验证了其合理性。

2 基本假定

实际工程中的排水渗流情况受到各方面因素的影响, 加之考虑了地震作用, 本质为多场耦合问题, 情况比较复杂。为了简化计算, 做出如下几点基本假定^[7, 13, 17]:

(1) 挡土墙为墙背面竖直, 填土面水平的刚性挡土墙, 其受力为平面应变问题;

(2) 墙后填土为均质各向同性的饱和和无黏性土, 其摩擦角、孔隙率、渗透系数和弹性模量等材料参数为常数;

(3) 挡土墙向背离填土方向位移, 发生主动破坏, 当达到极限平衡状态时, 形成滑动土楔体, 滑

裂面为经过墙踵的平面;

(4) 地震时, 剪切波和压缩波在填土内向上传播, 土体以正弦形式稳态振动;

(5) 地下水水位位于墙后的填土表面, 排水系统沿填土底面水平布置, 墙体不排水, 形成竖向的稳定渗流, 考虑渗流方向不同的两种工况, 理论模型如图 1 所示;

(6) 参考 Wang 等^[16-17]的方法, 考虑渗流和地震作用对孔隙水压力的影响。

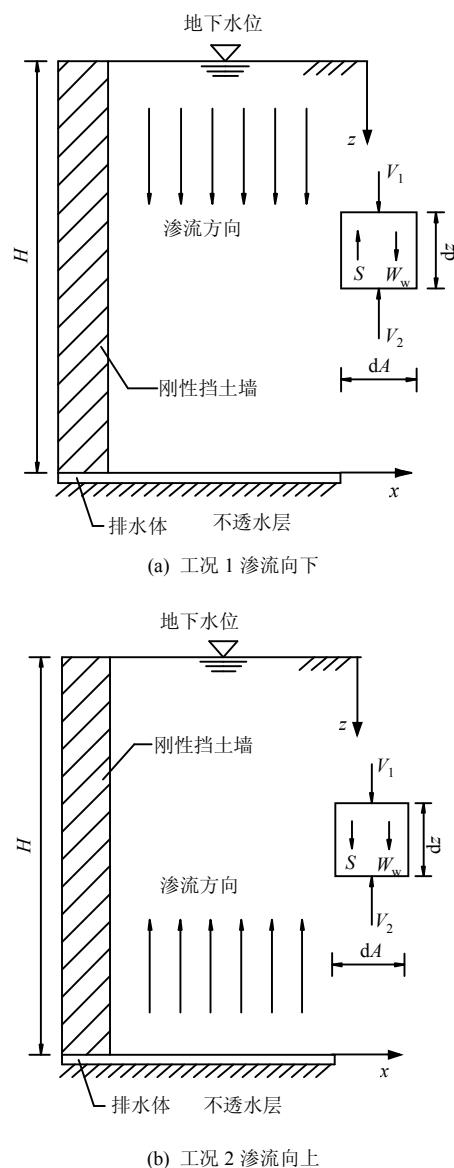


图 1 竖向稳定渗流的理论模型
Fig.1 Theoretical model of vertical steady seepage

3 理论推导

3.1 渗流引起的水压力

渗流工况下的水压力实际上包括两部分: 一部分是地下水本身的静水压力; 另一部分是地下水流

动产生的动水压力。填土按照饱和重度计算可以包括静水压力,而通过土体单元的受力分析,可以得出动水压力部分,再集合单元受力,得到墙后填土总的水压力。

根据基本假定(5)和图1,工况1渗流从填土顶面流向底面,工况2则流向相反。以竖直向下为正方向,取出深度为 z 、底面积为 dA 的微分单元土体,对其含水部分进行受力分析, V_1 和 V_2 分别表示作用于单元水体上下表面的水头压力, W_w 为单元水体的自重, S 为竖向渗流引起的渗透力,各力分别表示为

$$V_1 = [h(z) - (H - z)]\gamma_w n dA \quad (1)$$

$$V_2 = [h(z + dz) - (H - z - dz)]\gamma_w n dA \quad (2)$$

$$W_w = \gamma_w n dA dz \quad (3)$$

$$S = i\gamma_w n dA dz \quad (4)$$

式中: $h(z)$ 为填土渗流场中深度 z 处的总水头; γ_w 为水的重度; n 为土体的孔隙率; i 为水力梯度,由单元水体竖向受力平衡可得

对于工况1,有

$$V_1 + W_w - S - V_2 = 0 \quad (5)$$

对于工况2,有

$$V_1 + W_w + S - V_2 = 0 \quad (6)$$

将式(1)~(4)代入式(5)、(6),再根据填土表面的总水头边界条件 $h(0) = H$,可得总水头为

对于工况1,有

$$h(z) = H - iz \quad (7)$$

对于工况2,有

$$h(z) = H + iz \quad (8)$$

故考虑渗流作用时,工况1填土任意点的孔压为

$$u(x, z) = u(z) = \gamma_w [h(z) - (H - z)] = \gamma_w z(1 - i) \quad (9)$$

工况2填土任意点的孔压为

$$u(x, z) = u(z) = \gamma_w [h(z) - (H - z)] = \gamma_w z(1 + i) \quad (10)$$

3.2 地震引起的水压力

由于地震作用引起的填土超静孔隙水压计算公式为^[16]

$$\Delta u = \gamma_{\text{sat}} \left[\beta(k_h + k_v)(1 + \nu) / 3 + \sqrt{2\alpha} \sqrt{(k_h + k_v)^2(\nu^2 - \nu + 1) - 3k_h k_v} \right] \quad (11)$$

式中: γ_{sat} 为填土的饱和重度; α 和 β 均为孔隙水

压力系数,对于饱和正常固结土, β 取1, α 的取值范围为0.5~1.0; ν 为饱和填土的泊松比,可近似取0.5; k_h 和 k_v 分别为水平和竖向地震加速度系数。

3.3 地震主动土压力

在渗流和地震的共同作用影响下,挡土墙和填土发生位移,当朝着背离填土方向的位移量增大到一定程度时,填土中出现滑裂面,达到主动极限平衡状态,按照库仑土压力理论,假定滑裂面为平面,滑裂面倾角为 θ ,见图2。与工程中采用的“水土合算”和“水土分算”的计算思路不同,本文按照库仑理论的土楔体受力平衡对水土压力进行求解。作用在滑动土楔体上的力包括:土楔体自重 W ,地震作用的惯性力 Q_h 和 Q_v ,惯性力的方向根据较不利工况选定,滑裂面处填土对土楔体的压力 N 和摩擦力 T ,渗流作用下的水压力合力 U_1 和地震作用引起的动水压力合力 U_2 ,地震主动土压力合力 P_{ae} , P_{ae} 中包含水压力部分。

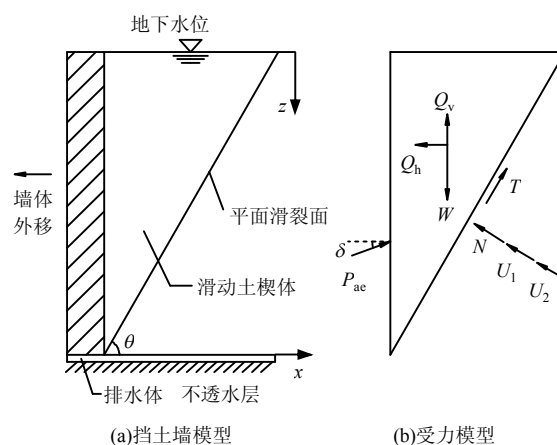


图2 地震主动土压力计算模型

Fig.2 Calculation model of seismic active earth pressure

需要注意的是:因为考虑地下水,土楔体取饱和和重度计算自重,即将土楔体部分的静水压力考虑在内,而由于渗流和地震作用引起的水压力,则通过将孔压沿着滑裂面高度积分求得水压力合力,再作用于土楔体的滑裂面处,即将土楔体受到的动水压力部分换作等效的集中力作用于土楔体。地震惯性力则是按照拟动力法的计算结果作用于土楔体。由土楔体的受力平衡条件,可得

$$N = (W - Q_v) \cos \theta - Q_h \sin \theta + P_{\text{ae}} \sin(\theta - \delta') - U_1 - U_2 \quad (12)$$

$$T = (W - Q_v) \sin \theta + Q_h \cos \theta - P_{\text{ae}} \cos(\theta - \delta') \quad (13)$$

式中: δ' 为墙土摩擦角。

由于土楔体到达主动极限状态,故滑裂面处的正向压力和切向剪力存在以下关系:

$$T = N \tan \varphi' \quad (14)$$

式中: φ' 为填土有效内摩擦角, 根据 Richard^[18] 的研究成果, 为防止出现土体的剪切流动, 内摩擦角和地震加速度系数应该满足以下关系:

$$\varphi' > \arctan[k_h / (1 - k_v)] \quad (15)$$

将式 (12)、(13) 代入式 (14), 整理可得

$$P_{ae} K_1 = (W - Q_v) K_2 + Q_h K_3 + (U_1 + U_2) \tan \varphi' \quad (16)$$

其中:

$$K_1 = \sin(\theta - \delta') \tan \varphi' + \cos(\theta - \delta') \quad (17)$$

$$K_2 = \sin \theta - \cos \theta \tan \varphi' \quad (18)$$

$$K_3 = \cos \theta + \sin \theta \tan \varphi' \quad (19)$$

土楔体的自重 W 为

$$W = \frac{1}{2} \gamma_{sat} H^2 \cot \theta \quad (20)$$

地震作用惯性力 Q_h 和 Q_v 按照拟动力法求解, 根据 Steedman^[2]、Choudhury 等^[6-7] 的研究成果, 有

$$Q_h = \frac{T_e V_s \gamma_{sat} k_h}{4\pi^2 \tan \theta} [2\pi H \cos \omega \xi + T V_s (\sin \omega \xi - \sin \omega t)] = \gamma_{sat} K_4 (HK_5 + K_6) \quad (21)$$

$$Q_v = \frac{T_e V_p \gamma_{sat} k_v}{4\pi^2 \tan \theta} [2\pi H \cos \omega \eta + T V_p (\sin \omega \eta - \sin \omega t)] = \gamma_{sat} K_7 (HK_8 + K_9) \quad (22)$$

式中: t 为时间; T_e 为地震作用周期, $T_e = 2\pi / \omega$; ω 为圆频率; V_p 和 V_s 分别为填土中的压缩波和剪切波波速, 常量 $\xi = t - H / V_s$ 和 $\eta = t - H / V_p$, 将拟动力法的计算参数整理为

$$K_4 = T_e V_s k_h / (4\pi^2 \tan \theta) \quad (23)$$

$$K_5 = 2\pi \cos \omega \xi \quad (24)$$

$$K_6 = T_e V_s (\sin \omega \xi - \sin \omega t) \quad (25)$$

$$K_7 = T_e V_p k_v / (4\pi^2 \tan \theta) \quad (26)$$

$$K_8 = 2\pi \cos \omega \eta \quad (27)$$

$$K_9 = T_e V_p (\sin \omega \eta - \sin \omega t) \quad (28)$$

将渗流作用下的孔压沿着滑裂面高度积分, 渗流作用引起的水压力合力公式分别如下:

对于工况 1, 有

$$U_1 = \int_0^H u(z) / \sin \theta dz = WR(1 - i) / \cos \theta \quad (29)$$

对于工况 2, 有

$$U_1 = \int_0^H u(z) / \sin \theta dz = WR(1 + i) / \cos \theta \quad (30)$$

式中: $R = \gamma_w / \gamma_{sat}$ 。

将地震作用引起的超静孔压沿着滑裂面高度积分, 地震作用引起的动水压力合力公式为

$$U_2 = \int_0^H \Delta u / \sin \theta dz = 2WU'(H \cos \theta) \quad (31)$$

其中:

$$U' = \beta(k_h + k_v)(1 + \nu) / 3 +$$

$$\sqrt{2\alpha \sqrt{(k_h + k_v)^2 (\nu^2 - \nu + 1) - 3k_h k_v}} \quad (32)$$

将式 (20)~(32) 代入式 (16), 得到地震主动土压力的表达式如下:

对于工况 1, 有

$$P_{ae} = \frac{1}{2} \gamma_{sat} H^2 K_{a1} + \gamma_{sat} HK_{a2} + \gamma_{sat} K_{a3} \quad (33)$$

对于工况 2, 有

$$P_{ae} = \frac{1}{2} \gamma_{sat} H^2 K'_{a1} + \gamma_{sat} HK_{a2} + \gamma_{sat} K_{a3} \quad (34)$$

其中:

$$K_{a1} = \left[K_2 \cot \theta + R(1 - i) \frac{\tan \varphi'}{\sin \theta} \right] / K_1 \quad (35)$$

$$K'_{a1} = \left[K_2 \cot \theta + R(1 + i) \frac{\tan \varphi'}{\sin \theta} \right] / K_1 \quad (36)$$

$$K_{a2} = \left(-K_2 K_7 K_8 + K_3 K_4 K_5 + U' \frac{\tan \varphi'}{\sin \theta} \right) / K_1 \quad (37)$$

$$K_{a3} = (-K_2 K_7 K_9 + K_3 K_4 K_6) / K_1 \quad (38)$$

工况 1 和工况 2 的主要区别在于渗流的方向, 即水力梯度的正负符号, 若取工况 1 时的水力梯度符号为正, 则水力梯度为负时为工况 2, 从式 (34)~

(38) 可以看出, 合力计算式的主要区别在于反映渗流作用的系数 K_{a1} 和 K'_{a1} , 而 K_{a2} 和 K_{a3} 部分是相同的。为了与传统土压力系数定义相统一, 也便于参数讨论, 将两种工况的地震主动土压力计算式写为以下统一形式:

$$P_{ae} = \frac{1}{2} \gamma_{sat} H^2 K_{ae} \quad (39)$$

式中: K_{ae} 为土压力系数, $K_{ae} = K_{a1} + 2K_{a2} / H + 2K_{a3} / H^2$ 。

通过上述理论推导可知, 在填土的地震波参数, 摩擦角参数、渗流参数选定的情况下, 地震土压力合力实质为滑裂面倾角 θ 和无量纲时间量 t / T_e 的函数, 对于主动极限状态, 函数值取极小值时对应的就是所求的土压力合力。根据 Choudhury 等^[7] 所

述, 将土压力合力表达式中所有的 H 用 z 代替, 并对 P_{ae} 求关于 z 的偏导, 就可以得到土压力沿深度的分布表达式为

$$p_{ae} = \partial P_{ae}(t) / \partial z \quad (40)$$

值得注意的是, 由于拟动力法考虑了时间和相位的影响, 表达式中的土压力系数部分也含有 H , 故求导所得的土压力分布为非线性形式。

4 分析讨论

根据上述推导, 地震主动土压力的求解本质为关于滑裂面角和时间量的二元函数极值问题, 本文利用 MATLAB 中的遗传函数编写程序进行数值求解。为便于分析, 以下讨论统一选取挡土墙高 $H = 5$ m, 填土的饱和重度 $\gamma_{sat} = 19.6$ kN/m³, 水重度和饱和重度之比 $R = 0.5$, 孔隙水压力系数 $\alpha = 0.75$, $\beta = 1$, 墙高和地震波波长的比值关系^[6]取为 $H / (T_e V_s) = 0.3$, $H / (T_e V_p) = 0.16$ 。当取 $\varphi' = 35^\circ$, $\delta' = 0.5\varphi'$ 时, 不同地震强度和渗流条件下, 滑裂面倾角 θ 的变化情况如表 1 所示。

表 1 不同地震和渗流作用下的滑裂面倾角

Table 1 Rupture surface angles with different earthquakes and seepage conditions

i	k_h	k_v	$\theta / (^\circ)$
0.0	0.0	0.00	51.4
	0.1	0.00	40.0
	0.1	0.05	38.8
0.2	0.0	0.00	53.9
	0.1	0.00	44.6
	0.1	0.05	43.8
-0.2	0.0	0.00	48.1
	0.1	0.00	33.6
	0.1	0.05	31.5

按此方法, 对反映地震作用和渗流作用的主要影响参数进行讨论, 再将本文方法与前人方法进行理论对比。

4.1 参数分析

参数分析主要包括: 地震作用的水平和竖向加速度、填土的内摩擦角 φ' 、墙土摩擦角 δ' 、反映渗流作用的水力梯度 i 。

当渗流工况相同 ($i = 0.2$), 水平和竖向地震作用强度变化时, 填土有效内摩擦角 φ' 范围取值为 $25^\circ \sim 45^\circ$, 墙土摩擦角 δ' 与内摩擦角的比值范围为 $0 \sim 1$, 地震主动土压力系数 K_{ae} 的变化情况如图 3 所示。

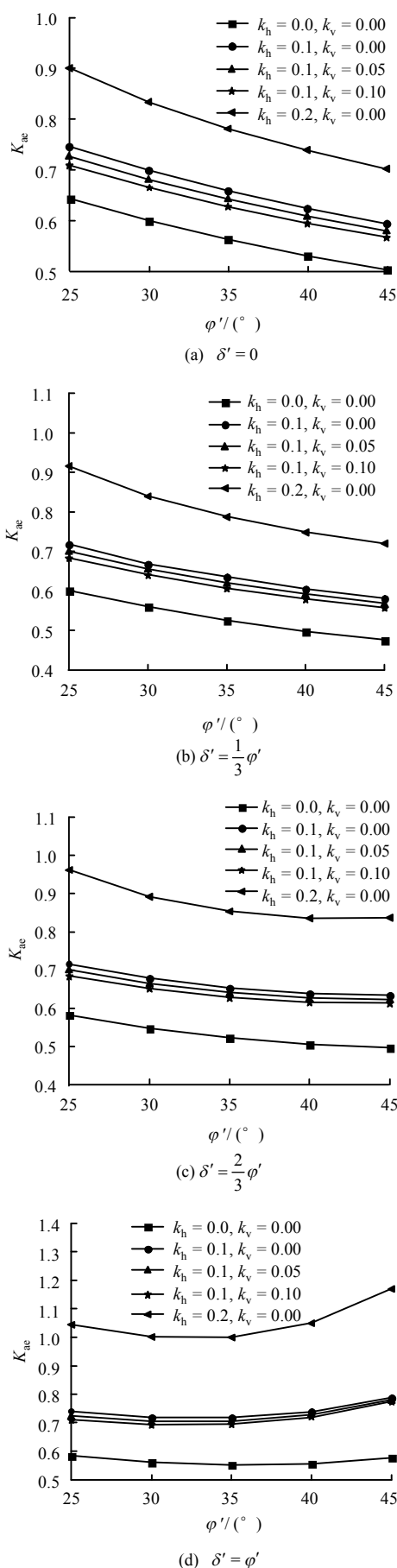


图 3 不同地震作用下主动土压力系数随摩擦角的变化
Fig.3 Variation of active earth pressure with friction angles under different seismic actions

由图可知, 当摩擦角情况相同时, 水平地震加速度增大, 土压力系数显著增大, 如 $\varphi' = 30^\circ$, $\delta' = 0$, $k_v = 0$ 的情况, k_h 从 0 增大到 0.1 时, K_{ae} 增大 16.5%; k_h 取 0.2 时, K_{ae} 增大 38.8%。竖向地震加速度对土压力系数的影响却不太明显, 当 k_h 相同时, 土压力系数随 k_v 增大会略微减小, 这主要是由于本文假设竖向地震惯性力的方向是竖直向上, 如果惯性力方向向下, 则变化规律会相反, 如同 Ebeling^[15] 研究所述。故抗震设计的简化计算中, 水平地震加速度应当重点考虑, 而竖向地震加速度的影响可以忽略不计。

当地震加速度和墙土摩擦角 δ' 相同时, 主动土压力系数随填土内摩擦角 φ' 的变化走势基本一致, 且当 φ' 较小 ($\varphi' < 35^\circ$)、 δ' 较小 ($\delta' < 2\varphi'/3$) 时, 增大内摩擦角 φ' 可以有效地减小地震主动土压力系数, 随着 φ' 的增大, K_{ae} 的变化趋于平缓。例如, $\delta' = \varphi'/3$ 、 $k_h = 0.2$ 、 $k_v = 0$ 时, φ' 从 25° 增大为 35° , K_{ae} 减小了 14.0%; φ' 从 35° 增大为 45° , K_{ae} 减小了 8.6%。然而, 随着 δ' 的增大, φ' 对 K_{ae} 的影响作用不再是单调变化, 如图 3(d) 所示, 随着 φ' 的增大, K_{ae} 出现先减小后增大的变化走势, 这主要是由于 δ' 的增大, 加强了土压力的竖向分量部分, 间接影响了 φ' 对土压力系数的变化规律。需要说明的是, 此处讨论 $\delta' = \varphi'$ 的情况仅供理论分析, 实际工程中, φ' 和 δ' 的关系与挡土墙的位移模式和变形程度有关, 能否达到 $\delta' = \varphi'$ 的情况, 还需要通过试验进行测定。

渗流作用的影响主要表现为渗流的大小和方向, 即水力梯度 i 的大小和符号 (假定渗流方向向下为正), i 对地震主动土压力系数的影响如图 4 所示, 其中, 参数取 $k_h = 0.1$ 、 $k_v = 0.05$ 、 $\delta' = 0.5\varphi'$ 。由图可知, 对于工况 1, 渗流方向向下, 土压力系数 K_{ae} 随水力梯度的增大而减小; 工况 2, 渗流方向向上, 变化规律则相反。例如, $\varphi' = 30^\circ$ 时, i 从 0 变为 0.4, 土压力系数 K_{ae} 减小了 21%, i 从 0 变为 -0.4, K_{ae} 增大了 32.5%。原因在于, 渗流的水力梯度主要影响静水压力合力 U_1 , 当渗流向下时, 水力梯度使静水压力合力减小, 故主动土压力减小; 而渗流向上时, 水力梯度越大, U_1 越大, 进而使土压力也增大。可形象地理解为: 渗流竖直向下时, 对填土存在压实作用; 渗流竖直向上时, 对填土有抬升作用, 对于主动破坏模式, 填土朝向挡土墙发生位移, 故压实作用可以使土压合力减小, 而抬升作用可以使土压合力增大, 这与通常讨论的二维渗流的情况是有区别的。

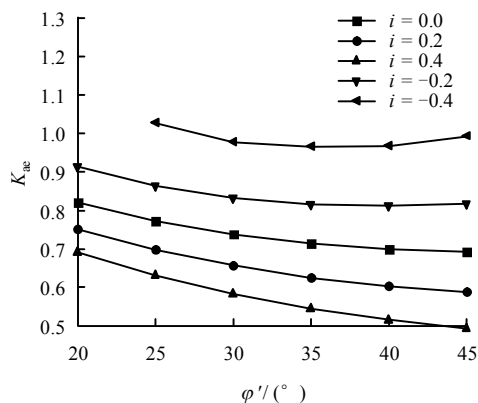


图4 不同水力梯度下主动土压力随填土摩擦角的变化
Fig.4 Variation of active earth pressure with soil friction angles for different hydraulic gradients

取参数 $\varphi' = 35^\circ$ 、 $\delta' = 0.5\varphi'$ 、 $k_h = 0.1$ 、 $k_v = 0.05$, 水力梯度对主动土压力分布的影响如图 5 所示, 从中也可得出上述变化规律。此外, 由于采用拟动力法计算地震作用, 土压力的分布为非线性形式。

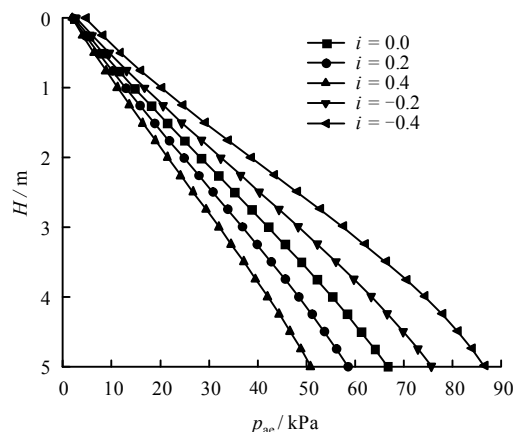


图5 不同水力梯度下的地震主动土压力分布
Fig.5 Seismic active earth pressure distribution for different hydraulic gradients

4.2 理论对比

已有的文献同时考虑渗流和地震作用的并不多, Ebeling 等^[15] 提出过经验性的计算方法, 用参数 r_u 表示地震引起的超静孔压 Δu 与有效竖向应力 σ'_v 的比值, 将土压力、静水压力和动水压力分开计算, 再求得水土压力合力。Wang 等^[17] 则是按照拟静力法的思路, 将水压力合在土压力中一起计算。取 $\varphi' = 35^\circ$ 、 $\delta' = 0.5\varphi'$, 墙高等其余参数同前。采用本文方法, 计算得出的水土压力水平合力与前人的成果对比, 见表 2。

通过对比可知, 本文方法与前人方法所得的土压力随地震和渗流作用的变化规律基本一致, 但数值上略有差别。与 Ebeling-Morrison 方法差别主要

在于地震引起的动水压力的计算方法不同, r_u 需要靠经验进行取值。与 Wang 方法相比, 本文方法计算的结果略小, 原因在于地震作用惯性力的计算方法不同, Wang 采用的是拟静力法, 不考虑地震作用的时间和相位因素, 沿着挡土墙墙高取地震加速度峰值进行计算, 而本文采用拟动力法, 考虑了地震波的影响, 地震加速度幅值沿着墙高是变化的, 不完全是按照峰值计算, 更符合真实情况, 故结果会较小。由于渗流作用的计算方法相同, 当不考虑地震作用时, 本文方法与 Wang 的计算结果相同。

表 2 不同方法的主动土压力水平合力对比
Table 2 Comparison of horizontal total active earth pressure with different methods

i	k_h	k_v	主动土压力水平合力/(kN/m)		
			Ebeling($r_u = 0.1$)	Wang	本文方法
0.0	0.0	0.00	151.28	138.49	138.46
	0.1	0.00	176.68	172.24	169.53
	0.1	0.05	174.38	169.56	166.89
	0.1	0.10	172.31	167.29	164.28
0.2	0.0	0.00	132.53	121.60	121.60
	0.1	0.00	159.09	151.53	149.48
	0.1	0.05	156.57	148.09	146.10
	0.1	0.10	154.15	144.81	143.11
0.4	0.0	0.00	113.79	105.21	105.21
	0.1	0.00	141.74	132.60	130.68
	0.1	0.05	139.10	128.79	127.31
	0.1	0.10	136.53	125.05	124.06
-0.2	0.0	0.00	170.02	156.03	156.04
	0.1	0.00	194.77	196.32	192.70
	0.1	0.05	193.00	195.54	191.14
	0.1	0.10	191.90	196.19	190.23
-0.4	0.0	0.00	188.77	174.85	174.84
	0.1	0.00	214.09	228.65	222.88
	0.1	0.05	214.16	235.09	225.41
	0.1	0.10	218.99	254.52	232.57

5 结 论

(1) 水平地震作用对主动土压力影响显著, 填土摩擦角相同时, 水平加速度越大, 土压力系数越大。主动土压力系数对竖向地震作用并不敏感, 当假设的竖向地震惯性力方向向上时, 随竖向加速度的增大而略微减小, 在简化计算中, 此变化可以忽略不计。

(2) 墙土摩擦角 δ' 较小 ($\delta' < 2\phi'/3$) 时, 土压力系数随内摩擦角 ϕ' 的增大而减小, 随着 δ' 的变大, K_{ae} 随 ϕ' 的变化规律发生变化, 表现为先减小

后增大的形式。

(3) 竖向渗流作用的方向和大小都对主动土压力产生影响, 渗流方向向下时, 渗流的存在使孔压合力减小, 故土压力系数随水力梯度的增大而减小; 渗流方向向上时, 变化规律则相反。因此, 对于填土中存在渗流的挡土墙结构, 必须合理地考虑水力梯度对土压力的影响, 确保结构的稳定安全。

(4) 通过理论对比, 本文方法的计算结果与前人的方法基本吻合, 但也存在部分差别。与 Ebeling-Morrison 的半经验方法相比, 本文方法计算的超静孔压考虑了地震水平和竖向加速度的影响, 理论更加严谨。与 Wang 相比, 本文采用的拟动力法能更好地反映地震作用的时间和波动效应的影响, 计算更加合理。

参 考 文 献

- [1] WHITMAN R V, CHRISTIAN J T. Seismic response of retaining structures[C]//Proceedings of the POLA Seismic Workshop on Seismic Engineering. Los Angeles: Port of Los Angeles, 1990.
- [2] STEEDMAN R S, ZENG X. The influence of phase on the calculation of pseudo-static earth pressure on a retaining wall[J]. *Geotechnique*, 1990, 40(1): 103—112.
- [3] FANG Y S, CHEN T J. Modification of Mononobe-Okabe theory[J]. *Geotechnique*, 1995, 45(1): 165—167.
- [4] SHUKLA S K, GUPTA S K, SIVAKUGAN N. Active earth pressure on retaining wall for $c-\phi$ soil backfill under seismic loading condition[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, 135(5): 690—696.
- [5] ZENG X, STEEDMAN R S. On the behaviour of quay walls in earthquakes[J]. *Geotechnique*, 1993, 43(3): 417—431.
- [6] CHOUDHURY D, NIMBALKAR S. Seismic passive resistance by pseudo-dynamic method[J]. *Geotechnique*, 2005, 55(9): 699—702.
- [7] CHOUDHURY D, NIMBALKAR S S. Pseudo-dynamic approach of seismic active earth pressure behind retaining wall[J]. *Geotechnical & Geological Engineering*, 2006, 24(5): 1103—1113.
- [8] CHOUDHURY D, NIMBALKAR S. Seismic rotational displacement of gravity walls by pseudo-dynamic method: Passive case[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2007, 27(3): 242—249.