

文章编号 :1005-9865(2002)01-0064-05

波浪作用下海床的有效应力分析

吴梦喜 , 楼志刚

(中国科学院 力学所 , 北京 100080)

摘要: 波浪作用下海床的稳定性分析是海洋工程地质评价的重要内容。海床的稳定性可通过计算分析其随时间变化的有效应力场来评估。本文建议了一个周期荷载作用下土体的本构模型, 并用于计算波浪作用下海床的应力与变形。采用 Biot 固结理论和有限单元法, 分析了海床的动态应力场与孔隙水压力场。波浪作用下两种渗透系数时有效应力的动态变化过程结果对比, 反映了渗透消散作用对海床有效应力变化的影响。

关键词: 波浪 ; 本构模型 ; 有效应力 ; 孔隙水压力

中图分类号 :TU431

文献标识码 : A

Analysis of wave-induced effective stresses of seabed

WU Meng-xi , LOU Zhi-gang

(Institute of Mechanics , Chinese Academy of Science , Beijing 100080 , China)

Abstract: Seabed stability under storm wave conditions is an important consideration in ocean engineering geology assessment. It can be assessed based on the analysis of effective stress field varying with time. A new elastic-plastic model framework is proposed to calculate the wave-induced seabed stresses, and the model parameters can be determined by undrained triaxial dynamic shearing tests and triaxial unload tests. Biot's consolidation theory and FEM (finite element method) are adopted. The comparison of effective stresses progression under different seepage coefficients indicates the accumulation and dissipation effect of pore pressure and their influence to the effective stresses.

Key words: wave ; constitutive model ; effective stress ; pore water pressure

风浪作用下海床的稳定性是海洋平台与海底管线选址中必须仔细考虑的问题。风浪引起海底失稳和土体滑移的现象有很多研究报道^[1]。波浪引起的海底压力波在下伏土层中产生循环剪切作用, 如果剪应力超过土的抗剪强度, 土体显著的变形和失稳就可能发生。当海床是由砂土层、粉土层组成时, 波浪的循环作用, 还会引起土体中孔隙水压力的动态累积, 使海底土体的抗剪强度大幅度降低甚至发生液化。

分析海床对波浪的响应, 一种途径是将海床模拟为多孔弹性介质^[2,3], 模拟海床应力和孔压对风暴系列中最大波浪的瞬态响应; 另一种途径是考虑循环剪切作用引起的孔隙水压力累计对海床稳定性的影响。Seed 和 Raham^[4]提出了一个同时考虑孔压累积和消散的一维模型, Finn 等^[5]基于有效应力原理将该方法扩展至稳定性分析, 该方法忽略了瞬态与循环动态效应的耦合作用和二维效应。海床对波浪的响应, 实际上是土体变形与孔隙水渗流相互作用的过程, 要全面考虑波浪作用下各种效应的耦合影响, 应采用 Biot 固结方程耦合计算海床的孔隙水压力场和有效应力场。循环荷载作用下土体在卸载和重加载过程中会产生塑性应变, 其中塑性体应变的产生是孔隙水压力动态累积的根本原因, 而经典的弹塑性模型不能反映这一应变特性。一些学者在计算波浪作用下海床的应力和孔隙水压力时, 试图通过设立多重屈服面和修改硬化规则来模拟循环荷载作用下土体的变形特性^[6-8], 但其计算结果与波浪水槽试验中反映的特性还差别很大。

收稿日期 :2000-11-16

基金项目 :中科院'九五'资源与环境重大项目资助 (K2 - 951 - A - 405)

作者简介 :吴梦喜(1967 -), 男, 湖南涟源人, 博士, 助研, 主要从事海洋土力学研究。

为了描述海床土体在波浪荷载作用下的变形特性,本文建议了一个新的本构模型,并用于分析波浪作用下海床土体的有效应力与孔隙水压力的动态变化情况。

1 本构模型与算法

1.1 本构模型

土体的变形可分为弹性和塑性变形两部分。根据线性波理论,波浪在海面上产生一等幅谐变压力,在海床中产生周期性的循环剪切作用。可认为塑性应变全部由循环作用所引起,因此假设:

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^c \quad (1)$$

其中, ϵ_{ij}^e 为非线性弹性应变, ϵ_{ij}^c 为应力循环作用引起的塑性应变。

土体本构关系可表示为:

$$\epsilon_{ij} = D_{ijkl} (\epsilon_{kl} - \epsilon_{kl}^c) \quad (2)$$

其中, ϵ_{ij} 为有效应力张量, D_{ijkl} 为弹性张量。

由于波浪作用下土体的有效应力一般为降低的路径,因而动弹模量 E_r 可以用三轴卸荷试验确定。

图 1 是一种重塑饱和粉质壤土(干容重 16.2 kN/m^3)的卸载试验结果。如果以 σ_{m0} 表示卸荷开始时的平均正应力, $\epsilon_{v,r,0}$ 表示 σ_{m0} 完全卸掉后总的回弹体积,则 $\epsilon_{v,r,0} \sim \sigma_{m0}$ 关系如图中虚线所示。这条曲线可用下式表示:

$$\epsilon_{v,r,0} = k_2 (\sigma_{m0} / Pa)^n \quad (3)$$

式中: Pa 为标准大气压力, k_2 、 n 为参数,由试验测定。然而,这条曲线并不是卸荷过程线。与指定的卸荷开始应力 σ_{m0} 相应的卸荷过程线如图 1 中的实线所示,该线上任意一点上的纵坐标表示剩余应力,横坐标表示剩余应力完全卸掉后的回弹体积。这条关系线可表示为:

$$\epsilon_{v,r} = k_1 (\sigma_{m0} / Pa)^m \quad (4)$$

式中: k_1 、 m 为参数,由试验测定, k_1 与卸载开始应力有关。显然,当 $\sigma_{m0} = \sigma_{m0}$ 时, $\epsilon_{v,r} = \epsilon_{v,r,0}$ 。由这个条件得:

$$k_1 (\sigma_{m0} / Pa)^m = k_2 (\sigma_{m0} / Pa)^{n-m} \quad (5)$$

改写上式得:

$$k_1 = k_2 (\sigma_{m0} / Pa)^{n-m} \quad (6)$$

将上式代入(4)得:

$$\epsilon_{v,r} = k_2 (\sigma_{m0} / Pa)^{n-m} (\sigma_{m0} / Pa)^m \quad (7)$$

根据切线弹性应变公式:

$$d_{v,r} = \frac{1-2}{E_r} 3d_m \quad (8)$$

其中, 为泊松比,由(7)、(8)可得出切线回弹模量公式:

$$E_r = \frac{3 Pa (1-2\nu) (\sigma_{m0} / Pa)^{1-m}}{mk_2 (\sigma_{m0} / Pa)^{n-m}} \quad (9)$$

在自然沉积条件下,土体的泊松比 ν 可通过内摩擦角 ϕ 来估算:

$$\nu = 1 - \frac{1}{2 - \sin \phi} \quad (10)$$

土体的内摩擦角可根据土体的常规三轴剪切试验求得。

土体在循环荷载作用下的塑性应变,可由不排水动三轴试验间接测定^[9]。土体的体应变增量可表示为:

$$\epsilon_v^c = -3 \frac{1-2}{E_r} u \quad (11)$$

其中, u 为不排水试验累积孔压增量。

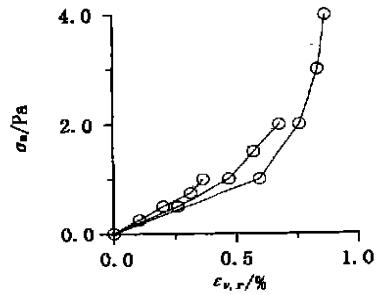


图 1 卸荷时体变回弹曲线

Fig. 1 Unloading rebound curve of volumetric strain

不同的土类,其不排水试验中所得的动强度模式和孔隙水压力累计规律是不同的。刘立^[10]、谢正都^[11]对一种干容重为 16.2 kN/m^3 的少粘性土进行了大量的不排水动三轴试验,发现 Seed^[4]、Finn^[12]等孔压发展模式对粉土并不合适,本文对刘立^[10]的试验结果进行进一步分析,得出了动强度、塑性应变和孔压发展的经验公式。

土的动强度由下式确定,其试验结果与参数回归如图 2。

$$\ln(N_f) = (2_d/\sigma_{m0} - A(k_c))/B(k_c) \quad (12)$$

其中, k_c 为固结主应力比 (σ_1/σ_3), N_f 为破坏周次, σ_d 为动剪应力幅, σ_{m0} 为固结体应力。

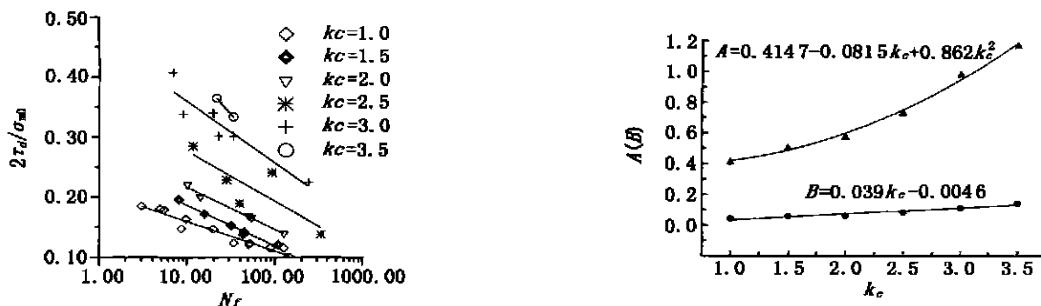


图 2 动强度试验结果与参数回归

Fig. 2 Test result of dynamic strength and the regression of parameters

图 3 为初始应力比 $k_c = 1.5$ 时不同动应力幅时的试样中部累计孔压发展结果,图中孔压发展模式为:

$$\frac{u}{\sigma_{m0}} = \frac{x}{0.252 + 0.98x}, x = \frac{N}{N_f} \quad (13)$$

其中, u 为孔隙水压力, N 为动应力循环周次。

对于海底坡度基本水平的平面应变问题,由于水平方向受到约束,可假定水平方向不发生塑性应变,即:

$$\begin{aligned} \epsilon_{11} &= 0 \\ \epsilon_{22} &= \epsilon_v \\ \epsilon_{12} &= 0 \end{aligned} \quad (14)$$

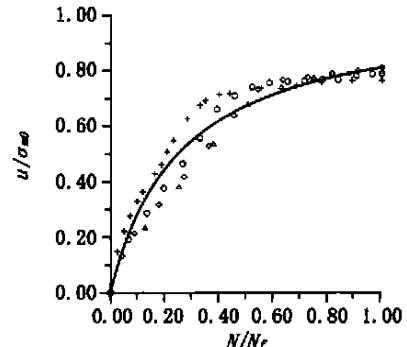


图 3 粉土试验孔压增长模式

模型中非线性弹性参数,由常规的三轴剪切试验和三轴卸载试验确定,塑性参数由不排水三轴试验测定,根据计算模式用图形工具软件回归参数是很方便的。

1.2 有限元计算模式

Zienkiewicz 和 Bettes^[13]研究表明,波浪作用下海床的响应问题中,波浪荷载为一慢荷,惯性项可从控制方程中略去。连续方程可采用 Biot 固结方程,不计水的压缩性,为:

$$\dot{\epsilon}_{ii} - \frac{k}{w} u_{,ii} = 0 \quad (15)$$

平衡方程为:

$$\epsilon_{ij,j} - u_{,j} = 0 \quad (16)$$

其中, ϵ_{ii} 为体变率, k 为渗透系数, u 为孔隙水压力, w 为水的容重, ϵ_{ij} 为有效应力张量。

应用变分法,并对时间取隐式差分,可得矩阵表示的有限元方程组:

$$\begin{aligned} [K_1]\{\epsilon\} - [K_2]\{u\} &= \{F\} + \{F^c\} \\ [K_v]\{\epsilon\} + [K_s]\{u\} &= 0 \end{aligned} \quad (17)$$

其中, $\{\epsilon\}$ 为位移增量向量, $\{F^c\}$ 为塑性应变初应力向量。

2 计算结果与讨论

算例选用的波浪为行进波,波高为5 m,波长为92 m,水深为10 m,波周10 s,波浪持续时间为1 000 s。线性波理论的海床面波浪压力公式为:

$$p_0(x, t) = \frac{w g H}{2 \cosh(kd)} \cos(kx - \omega t) \quad (18)$$

其中, H 为波高, $k(2/L)$ 为波数, $(2/T)$ 为波频, L 为波长, T 为波周, x 为波浪传播方向的空间坐标, t 为时间坐标。

土体的浮容重为12 kN/m³,内磨擦角为30°,凝聚力为0,动应力比门槛值(该动应力比以下土体不排水三轴试验中无孔压上升)为0.05,动弹模量按式(9)计算,土体参数 k_2 为0.003 87, n 为0.625, m 为0.634,泊松比取0.3,渗透系数分别取为 5×10^{-8} m/s和 5×10^{-6} m/s。计算单元采用8结点等参单元。网格划分区域为水平向(x 轴)3个波长(计算结果采用中间波长的数值),垂直向(z 轴)一个波长。

图4为本构模型退化为线弹性时,断面 $x/L=0.003$ 附加应力数值解与无限厚度线弹性介质海床理论解的对比,二者基本一致,其他断面的对比情况与此相近,说明计算程序可靠。

图5为波浪作用初期的孔压等值线图,图中的孔压分布是合理的。图6为波浪作用下初始动剪应力比与深度的关系。图7、图8为不同深度处正应力动态变化过程,图中纵坐标为垂直(水平)向正应力与垂直向初始正应力的比值,图7中两条曲线分别为不同渗透系数时同一点的计算结果。垂直向正应力随着波浪作用不断降低。正应力的下降速率是随波浪作用时间的增加而逐步降低的,到一定时间以后,正应力不再下降甚至缓慢回升(见图8),反映了孔压消散作用对应力变化的影响,与试验规律^[14]一致。对于动剪应力比小于门槛值0.05(见图6)的深度,没有累计的应力和孔压变化。由于采用的本构模型反映了土的非线性动力特性,动应力的幅值也有一定的变化;水平向与垂直向正应力的变化在达到极限平衡以前,其变化量是一致的,达到极限平衡以后,土体会进行应力调整,水平向正应力下降的速率变小。土的渗透性是影响应力动态变化的一个重要因素,渗透系数越大,孔压消散作用也越明显,但随着深度的增加,渗透性的影响减弱,本例中深度4.13 m处两种渗透系数的应力变化结果差别已较小。

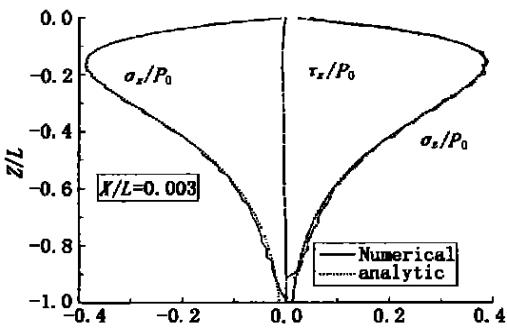


图4 数值解与理论解的比较

Fig. 4 Comparison of the numerical result and analytic result

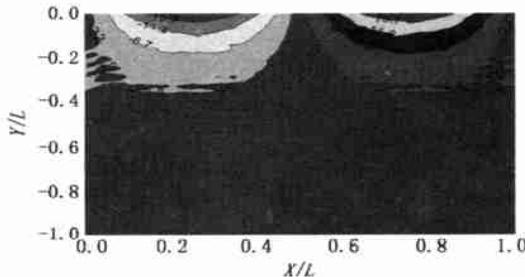


图5 波浪作用初期孔压分布图

Fig. 5 Distribution of pore pressure at initial stage of wave action

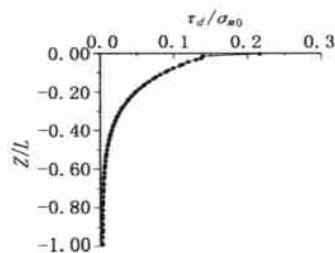


图6 动剪应力比与深度关系

Fig. 6 Dynamic shear stress ratio vs. depth

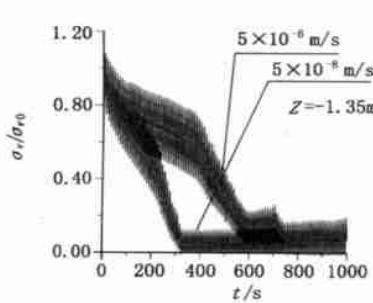


图 7 垂直向正应力动态变化过程

Fig. 7 Dynamic progression of vertical normal stress

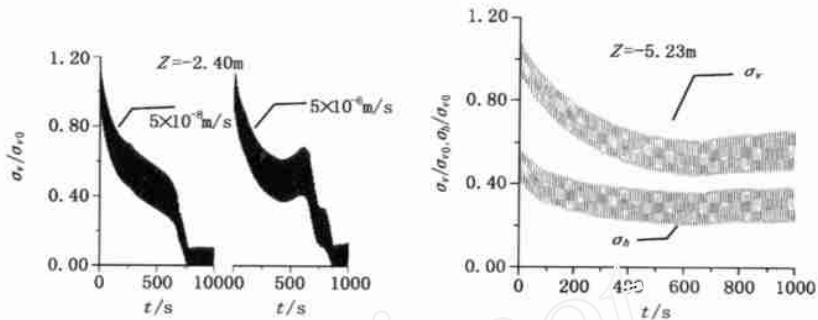


图 8 垂直、水平向正应力动态变化过程

Fig. 8 Dynamic progression of vertical and horizontal normal stress

3 结 语

波浪作用下粉土海床的动力有效应力分析表明：

- 1) 海床中孔隙水压力随波浪作用产生动态累积，可引起海床有效应力的不断下降。
- 2) 动应力幅值在波浪作用过程中受土体非线性的影响，其值有一定变化。
- 3) 土体的渗透性对有效应力的变化有较大影响，尤其是对靠近海床面的土体。
- 4) 水平向正应力在土体达到极限平衡以后的下降速率低于垂直向正应力。

本文建议的本构模型，塑性应变直接根据试验结果采用经验公式计算，比较容易抓住实际问题中的主要塑性变形特性，是解决循环荷载作用问题的新途径，通过建立非等幅循环剪切作用下土体的不排水孔隙水压力建模，可推广用于一般的周期荷载作用下土体的有效应力分析。

参考文献：

- [1] Henkel D J. The role of waves in causing submarine landslides[J]. Geotechnique, 1970, 20 (1) : 75-80.
- [2] Yamamoto T. Wave-induced instability in seabeds[A]. Proc. ASCE special Conf., Coastal sediments[C]. 1977. 898913.
- [3] Madsen O S. Wave induced pore pressure and effective stresses in a porous bed[J]. Geotechnique, 1978, 28 (4) :377-393.
- [4] Seed H B , Rahman M S. Wave - induced pore pressure in relation to ocean floor stability of cohesionless soils[J]. Geotechnique, 1978 , 3 (2) : 123-150.
- [5] Finn W D L , Siddharthan R , Martin. Response of seafloor to ocean waves[J]. Journal of geotechnical engineering division. ASCE , 1983 , 109 , 556-572.
- [6] Oka F , Yashima A , kato M. Numerical analysis of wave induced liquefaction in seabed[A]. Proceedings of the third international offshore and polar engineers (Singapore) [C]. 1993 , 591-598.
- [7] Yang Q S , Poorooshasb H B. Seabed response to wave loading[A]. Proceedings of the Seventh International Offshore and Polar Engineering Conference , Honolulu , USA[C]. 1997 , ISOPE: 689-695.
- [8] Noorzad A. Poorooshasb H B. Elasto-plastic behaviour of sandy seabed to wave loading[A]. Proceedings of the Ninth International Offshore and Polar Engineering , Conference , Brest , France[C]. 1999 , ISOPE: 556-561.
- [9] Martin G R. , Finn W D L , Seed H B. Fundamentals for liquefaction under cyclic loading[J]. Journal of Geotechnical engineering division , ASCE , 1975.
- [10] 刘立. 周期荷载下饱和少粘性土动力特性[D]. 清华大学硕士学位论文, 1986.
- [11] 谢正都. 初始应力状态对少粘性土动力特性的影响[D]. 清华大学硕士学位论文, 1989.
- [12] Finn W D L , Lee K W , Marrett C H , Lo R. Cyclic pore pressures under anisotropic conditions[A]. Earthquake Engineering and Soil Dynamics , vol. 1 , Proc. ASCE Geotechnical Engineering Division Specialty Conference[C]. 1978.
- [13] Zienkiewicz O C ,Bettes P. Soils and other saturated media under transient , dynamic conditions ; general formulation and validity of various simplifying assumptions[J]. Soil mechanics - transient and cyclic loads , 1982 , 16.
- [14] Clukey E C , Kulhawy F H , Liu , P L -F. Response of silts to wave loads: experimental study[A]. Strength testing of marine sediments , Laborator and ir situ measurements , ASTM STP883 , R C Chaney & K R Demars , Eds. , ASTM[C]. 1985 , 38-396.