

文章编号: 0559-9350 (2002) 01-0056-06

立波作用下海床的有效应力与液化分析

吴梦喜¹, 楼志刚¹

(1. 中国科学院力学研究所, 北京 100080)

摘要: 波浪作用下海床的稳定性与液化分析是海底管线、防波堤和海洋平台设计中必须仔细考虑的问题。本文推荐了一个循环荷载作用下土体的弹塑性实用本构模型, 并给出了一种粉土的模型参数。该模型直接根据初始应力状态和循环应力的大小与作用时间计算土体的塑性应变增量, 在有限元计算中不需要引入弹塑性矩阵。采用 Biot 理论和有限单元法, 对海床有效应力的变化过程分析表明, 波腹点下海床存在较大的液化可能性。波浪作用对海床存在一定的压密作用。

关键词: 立波; 有效应力; 孔隙水压力; 液化

中图分类号: TU435

文献标识码: A

波浪作用下海床的响应问题, 存在两种计算方法。一种是将海床假定为多孔弹性介质, 模拟海床应力和孔压对风暴系列中最大波浪的瞬态响应^[1,2]; 另一种是考虑海床中孔隙水压力的动态发展对海床应力和稳定性的影响, 分析海床对波浪的动态响应^[3,4]。循环荷载作用下土体的响应特性是十分复杂的, 对这一现象进行模拟一般应作一些简化假定。Nataraja 和 Gill^[5]根据海床中的动剪应力幅与土的动强度进行液化判断, 是初步评估海底稳定性的实用方法, 但不能考虑孔压消散作用, 也不能得出有效应力的动态变化过程或孔隙水压力的累计过程。Seed 和 Raham^[3]提出的一维累计孔隙水压力生成和消散的模型, 同时考虑孔隙水压力的产生和消散作用, Finn et al.^[6]基于有效应力原理将该方法扩展至稳定性分析, 但该法忽略了瞬态有效应力对孔隙水压力的影响和二维效应。为了同时考虑瞬态作用和循环动态效应, 一些学者试图用弹塑性模型来模拟波浪作用下海床土的变形特性来计算海床的动态响应^[4,7,8], 由于基于屈服面概念的弹塑性模型很难模拟土体在波浪荷载作用下复杂的变形特性等原因, 其计算分析还很难达到实用要求。为了分析海床对波浪的动力响应, 本文根据土体在等幅剪切作用下不排水孔压增长特性, 推荐了一种能同时考虑孔压和有效应力的瞬变与累积效应的计算方法, 并以立波为例分析波浪作用下海床土体的有效应力与孔压的动态变化情况, 对海床的稳定性进行评价。

1 本构模型与算法^[9]

1.1 本构模型 设土体在循环荷载作用下的总应变为 ϵ_{ij} , 塑性应变为 ϵ_{ij}^c , 则弹性应变为 $\epsilon_{ij} - \epsilon_{ij}^c$ 。土体的有效应力 σ_{ij} (应力与应变的正负符号与弹性力学相反) 与应变的关系可表示为

$$\sigma_{ij} = D_{ijkl} (\epsilon_{kl} - \epsilon_{kl}^c) \quad (1)$$

式中: D_{ijkl} 为弹性张量。

循环荷载作用下土体的塑性应变增量 ϵ_{ij}^c 与土体的初始固结应力状态 σ_{ij}^0 、循环动应力的变化和方式 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 、归一化的动应力历时 x 和历时增量 Δx 等有关, 可表示为

收稿日期: 2000-10-18

基金项目: 中科院“九五”资源与环境研究重大项目资助 (K2-951-A1-405)。

作者简介: 吴梦喜 (1967-), 男, 湖南涟源人, 主要研究方向: 工程力学。

$$\dot{c}_{ij} = f(\sigma_{ij}^0, \sigma_{ij}, x, \dot{x}) \quad (2)$$

在有限元计算中， \dot{c}_{ij} 可根据土体的初始固结应力状态，计算所得的动应力幅、作用时间等确定，土体的应力-应变关系直接通过虎克弹性矩阵和塑性应变公式确定。

波浪作用下海床的响应问题中，土体孔隙水压力的动态累积引起有效应力的降低，土体处于卸荷状态，其切线弹性模量 E_r 与平均正应力 σ_m ，卸荷开始时的初始平均正应力 σ_{m0} 有如下关系：

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

式中： Pa 为标准大气压力； k_2 、 n 、 m 为试验参数，可由一组三轴卸载试验求得^[9]； ν 为土体的泊松比，自然沉积的土体，泊松比 ν 可通过内摩擦角 ϕ 来估算： $\nu = 1 - \frac{1}{2 - \sin \phi}$ 。

1.2 塑性体应变公式 土体在循环荷载作用下的塑性体应变，可由不排水动三轴试验间接测定^[10]。由于不排水条件试验中土体的总的体变为0，因而孔隙水压力上升，有效应力下降引起的体积回弹与塑性体变增量 \dot{c} 等量，可得

$$\dot{c} = \frac{3(1 - 2 \nu) \bar{u}}{E_r} \quad (4)$$

式中： \bar{u} 为不排水三轴试验中累积的孔隙水压力增量。

Seed 和 Booker^[3] 提出了砂土等压固结条件下的孔压模式， Finn 等根据尾矿砂的试验结果，对 Seed 模式进行了修正，使之能用于不等压固结状态。不同类别的土体在不排水动三轴试验中累积孔隙水压力变化的规律是有差别的。刘立^[11]、谢正都^[12] 对一种干密度为 1.65g/cm^3 的少粘性土进行了大量的不排水动三轴试验（图1），图1中散点为粉土中实测试样中部累积孔压与动应力作用周次的关系（ $k_c = 1.5$ ），图1中不同符号代表不同的动应力比 σ_d / σ_m^0 ，几种固结比试验测得的孔压发展规律与 Seed 或 Finn 模式都差别很大，而用双曲线却模拟较好，其方程为

$$\frac{\bar{u}}{\sigma_{m0}} = \frac{x}{1 + x}, \quad x = \frac{N}{N_f} \quad (5)$$

式中： \bar{u} 为不排水三轴试验中累积的孔隙水压力增量； N 为动应力循环周次； N_f 为破坏周次，是动应力幅与初始应力状态的函数。

对于海底坡度基本水平的平面应变问题，由于水平方向有约束，可假定塑性体变由垂直方向塑性应变引起，即

$$\begin{cases} \dot{c}_{11} = 0 \\ \dot{c}_{22} = \dot{c} \\ \dot{c}_2 = 0 \end{cases} \quad (6)$$

1.3 有限元耦合算法 Zienkiewicz & Bettles^[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：

$$\dot{c}_{ii} + \frac{k}{w} u_{,ii} = 0 \quad (7)$$

应力平衡方程为：

$$\dot{c}_{ij,j} + u_{,j} = 0 \quad (8)$$

式中： \dot{c}_{ii} 为体变率； k 为渗透系数； u 为孔隙水压力； w 为水的容重； \dot{c}_{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：

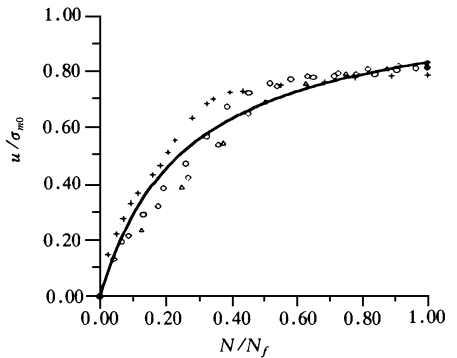


图1 粉土试验中孔压增长模式

$$\begin{cases} [K_1]\{\delta\} - [K_2](\{u_t\} - \{u_{t-\Delta t}\}) = \{F\} + \{F^c\} \\ [K_v]\{\delta\} + [K_3]\{u_t\} = 0 \end{cases} \quad (9)$$

式中: $[K_1]$ 为弹性刚度矩阵; $[K_2]$ 、 $[K_v]$ 为耦合矩阵; $[K_3]$ 为渗流矩阵; $\{F\}$ 为节点外力增量矩阵; $\{\delta\}$ 为位移增量向量; $\{u_t\}$ 、 $\{u_{t-\Delta t}\}$ 分别为 t 与 $t-\Delta t$ 时刻节点孔压矩阵; $\{F^c\}$ 为塑性应变初应力向量; $\{F^c\} = \iiint [B]^T [D_t] \{\epsilon^c\} dx dy dz$, $[D_t]$ 为切线弹性矩阵; $[B]^T$ 为几何矩阵。

2 计算结果与讨论

2.1 计算条件与参数 立波波高为 6m, 波长为 92m, 水深为 10m, 波周 10s, 计算波浪持续时间为 1000s。海床为均质粉土, 浮容重 12kN/m^3 , 干容重 16kN/m^3 , 渗透系数 $5 \times 10^{-8}\text{m/s}$, 内摩擦角为 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, 弹性参数 m 为 0.634, k_2 为 0.00387, n 为 0.625。孔压上升参数 A 、 B 分别为 0.252、0.98。不排水动三轴试验中测得的破坏周次与动应力比和初始固结比有如下关系 (图 2):

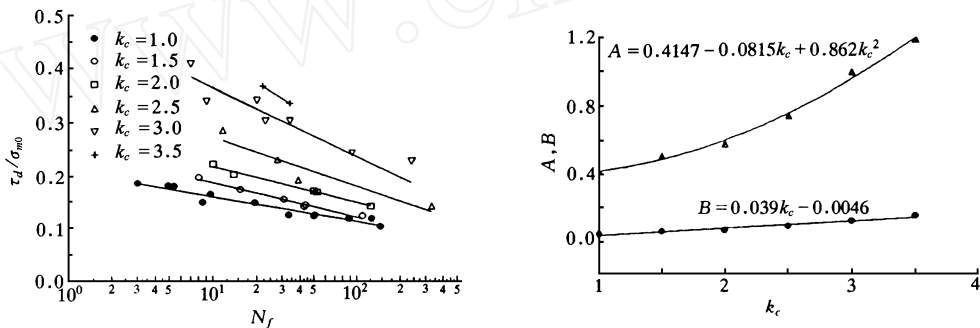


图2 不排水三轴动强度与参数回归

$$\ln(N_f) = (A(k_c) - 2 \tau_d / \sigma_{v0}) / B(k_c) \quad (10)$$

式中: τ_d 为动剪应力幅, A 、 B 是与固结比有关的参数, 见图 2。

线性波理论的海床面波浪压力公式为

$$p_0(x, t) = p_0 \cos(kx) \cos(\omega t) \quad (11)$$

$$p_0 = \frac{\rho_w g H}{2 \cosh(kd)} \quad (12)$$

式中: H 为波高; k ($2\pi/L$) 为波数; ω ($2\pi/T$) 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 为波的作用时间坐标。

为检验计算程序的正确性, 当模型退化为线弹性时, 一个波长深度的线弹性均质海床 (弹模 2000kPa , 泊松比 0.3, 渗透系数 $5 \times 10^{-8}\text{m/s}$) 的孔压、有效应力与无限厚度海床的理论解基本一致, 图 3 给出了附加垂直正应力数值解与理论解的对比。

图 4 为驻波动剪应力比分布, 表明计算平面内立波引起的动剪应力幅与平均固结有效应力的比值沿深度方向减小, 可以看出, 在海床比较浅的部位, 动剪应力幅沿 x 轴向也是变化的, 在波腹点 ($x/L = 0$) 下动剪应力幅最大, 节点下 ($x/L = 0.25$) 最小。

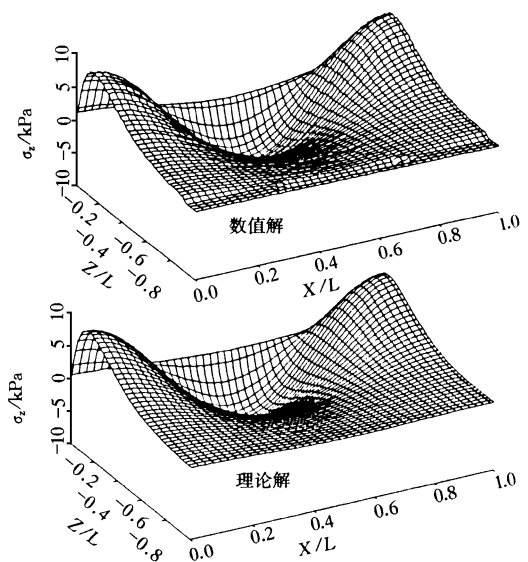


图3 附加垂直正应力数值解与解析解对比

图 5 为波腹点下海床不同深度处有效垂直正应力与波作用时间的关系. 图 6 为波节点下海床不同深度处有效垂直正应力与波作用时间的关系. 可以看出, 有效正应力随波的作用时间不断下降, 动剪应力越大的地方, 有效应力变化的速度越快, 越容易液化. 图中波腹点下 1.35m 深度处出现了液化, 而 2.71m 处应力下降到一定程度后, 变化率趋于平缓. 波节点下土体也未出现液化.

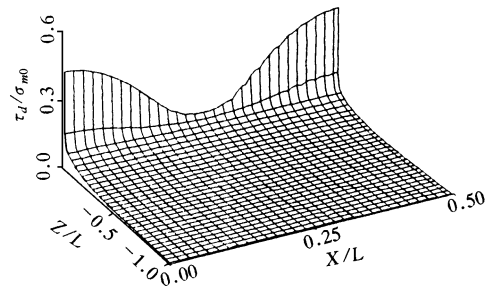


图 4 驻波动剪应力比分布

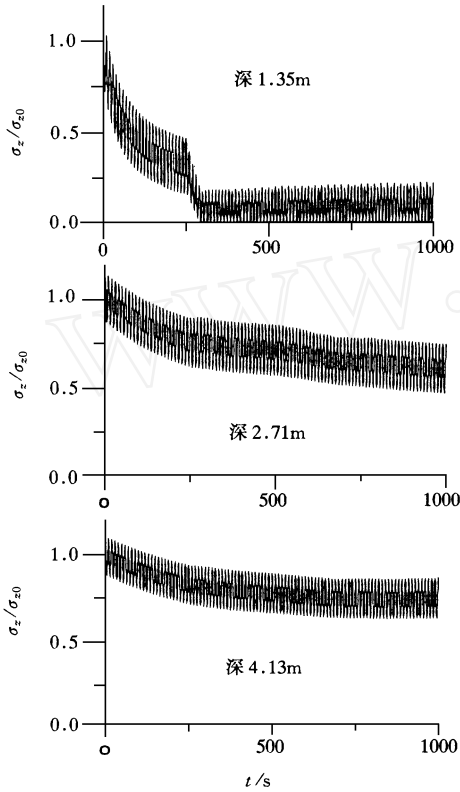


图 5 腹点下有效垂直正应力时间关系

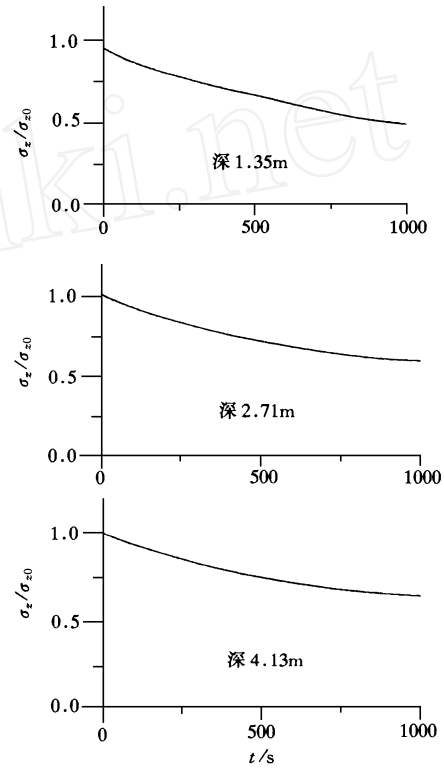


图 6 节点下有效垂直正应力时间关系

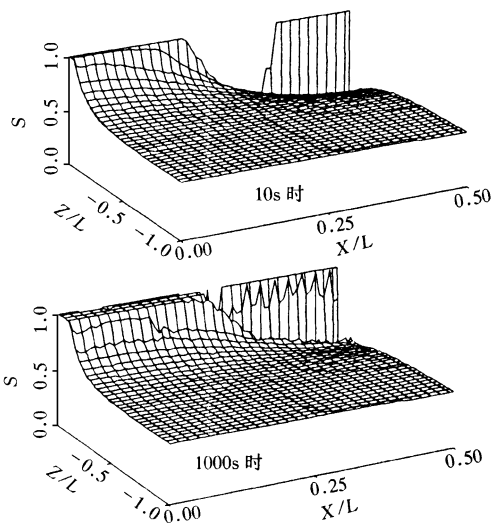


图 7 海床第 10s、1000s 时强度发挥度比较

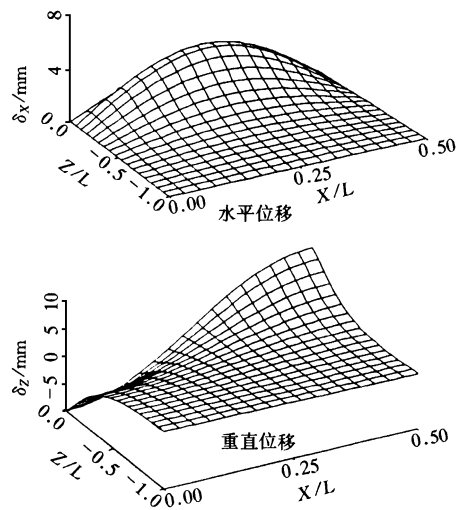


图 8 第 10s 时海床水平与垂直位移

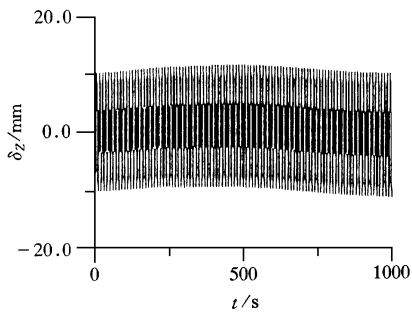


图9 波腹点下海床面垂直位移

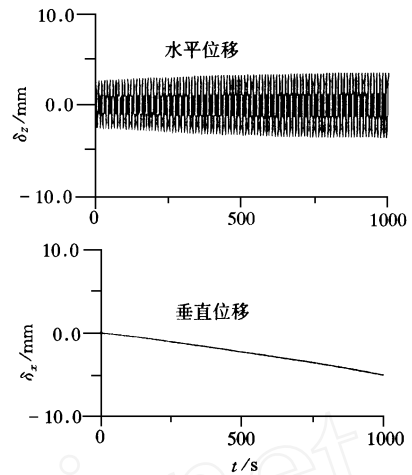


图10 波节点下海床面位移

图7为第10s、100s时的强度发挥度 S （剪应力与抗剪强度的比值）的分布，可以看出，波浪作用的初期波腹点处海床表面土体达到了极限平衡状态，而随着作用时间的增长，这一区域得到了发展，结合图5看，可知腹点下海床表面一定深度发生了液化。图8为第10s时的水平与垂直位移分布。由于立波在海面的位置和波形是固定的，波幅随时间作余弦变化，图中的位移基本代表了各处的瞬态位移。图9为波腹点下海床面垂直位移的动态变化，图10为波节点下海床面位移的动态变化。由于荷载的对称性，水平海床波腹点下的土体位移始终为0，而节点下的位移幅度不断增大，这反映了土体变形模量的衰减。海床面存在累积向下的垂直位移，说明了在波浪作用下海床的动态压密，因而海床经历波浪作用后，其抗液化能力一般有所提高。

3 结论

本文采用的流固耦合算法，分析立波作用下粉土海床的动力响应，得出以下结论：（1）海床中孔隙水压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，甚至导致海床土体液化。（2）海床表面浅层，波腹点下动剪应力比最大，最容易发生液化。（3）海床经历波浪作用后，其抗液化能力提高。

参 考 文 献：

- [1] Yamamoto T. Wave-induced instability in seabeds [A]. Proc. ASCE special Conf [C]. Coastal Sediments, 1977, 898 - 913.
- [2] Madsen O S. Wave induced pore pressure and effective stresses in a porous bed [J]. Geotechnique, 1978, 28 (4) : 377 - 393.
- [3] 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.
- [4] Oka F, ashima A, kato M. Numerical analysis of wave-induced liquefaction in seabed [A]. Proc of the third international offshore and polar engineers (Singapore) [C]. 1993, 591 - 598.
- [5] Natarja M S, Gill H S. Ocean wave-induced liquefaction analysis [J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1983, Vol. 109: 575 - 590.
- [6] Finn W D L, Siddharthan R, Martin G R. Response of seafloor to ocean waves [J]. Journal of Geotechnical engineering division, ASCE, 1983, 109: 556 - 572.
- [7] Yang Q S, Porooshab H B. Seabed response to wave loading [A]. Proc. of the Seventh International Offshore and Polar Engineering Conf [C]. Honolulu, USA, 1997: 689 - 695.
- [8] Noorzad A, Porooshab H B. Elasto-plastic Behaviour of sandy seabed to standing wave loading [A]. Proc. of the Ninth

- International Offshore and Polar Engineering Conf [C]. Brest, France, 1999, 556 - 561.
- [9] 吴梦喜, 楼志刚. 波浪作用下海床的稳定性与液化分析 [J], 工程力学, 待刊.
- [10] Martin G R, Finn W D, Seed H B. Fundamentals for liquefaction under cyclic loading [J], Journal of Geotechnical engineering division, ASCE, 1975, 101 (GI5): 423 - 438.
- [11] 刘立. 周期荷载下饱和少粘性土动力特性 [D]. 北京: 清华大学, 1986.
- [12] 谢正都. 初始应力状态对少粘性土动力特性的影响 [D]. 北京: 清华大学, 1989.
- [13] Zienkiewicz O C, Bettles P. Soils and other saturated media under transient, dynamic conditions: general formulation and validity of various simplifying assumptions [A]. Soil mechanics transient and cyclic loads [C]. 1982, 1 - 16

Effective stress and liquefaction of seabed under the action of standing waves

WU Meng-xi¹, LOU Zhi-gang¹

(1. Institute of Mechanics, CAS, Beijing 100080, China)

Abstract: Stability and liquefaction are important to the design of offshore structures. A practical elastoplastic constitutive model for cohesionless soil under cyclic load is proposed. The parameters of the model for a kind of silt are obtained from un-drained dynamic triaxial test. The plastic strain increment of soil under cyclic load can be calculated according to the initial stress states, magnitude of cyclic stress and duration. No elastoplastic matrix related to stress and strain is needed. Biot's consolidation equation is applied to the FEM computation program developed by the authors. Variation of effective stress of seabed response to standing waves indicates that the location of greatest potential liquefaction is in the area beneath the wave anti-node. There is a densification effect to the seabed under the wave action.

Key words: standing wave; effective stress; pore water pressure; liquefaction

(上接 55 页)

参 考 文 献:

- [1] 马智民, 俞全宏, 姜作勤. 应用地理信息系统设计与实现 [M]. 西安: 西安地图出版社, 1996.
- [2] EL-Kadi A I, Oloufa A A, Eltahan A A, Malik H U. Use of a Geographic Information System in Site-Specific Groundwater Modeling [J]. Groundwater, 1994, 32 (4): 617 - 625.
- [3] Tang Changyuan, Kondoh Akihiko. Regional groundwater model with GIS [C]. 30th International Geological Congress, Beijing, China. Abstracts-Congres Geologique International, Resumes. 30, 1996, 1: 471.
- [4] 武强, 邹德禹, 董东林, 等. 水资源开发管理的地理信息系统 (GIS) [J]. 中国矿业大学学报, 1999, 28 (1).
- [5] 宫辉力. 博士后出站报告 [D]. 北京大学, 1999.

The application of GIS in regional water resources systematic evaluation

LIU Ming-zhu¹, CHEN Hong-han¹, YE Nian-jun², HU Li-qin³

(1. China University of Geosciences, Beijing 100083, China;

2. Institute of Hydraulic Science, Huai River Water Resources Committee, Bangbu 233000, China;

3. Haidian University, Beijing 100083, China)

Abstract: A groundwater resources evaluation system (GRES) is established on the basis of GIS platform. The system can evaluate different spatial objects through different spatial analysis methods, discovers the relationship among subsystems of groundwater resource system and then evaluates the groundwater resources in the whole area.

Key words: GIS; spatial analysis; groundwater resources