

文章编号: 1000-7598-(2003) 05-0696-05

砂土多机构边界面塑性模型及其试验验证

刘汉龙, 丰土根, 高玉峰, 费 康

(河海大学 岩土工程研究所, 江苏 南京 210098)

摘 要: 根据 Iai 多重剪切机构塑性模型及边界面塑性模型的特点, 建立了一个砂土多机构边界面塑性模型。该模型将土复杂的变形机理分解为体积机理和一系列简单的剪切机理。用边界面弹塑性模型模拟多重剪切机构塑性模型中虚拟单剪机构, 避免了 Iai 多重剪切机构塑性模型在利用修正 Masing 准则模拟虚拟单剪应力-应变关系时确定比例参数的复杂性。根据大量试验资料, 建立了液化面参数与归一累积剪切功的关系, 能够用较少的参数很好地建立有效应力路径。由于多重机理的特性, 该模型能够模拟复杂荷载作用下主应力轴偏转的影响。试验结果表明, 应用该模型的计算结果与试验结果有较好的一致性。

关 键 词: 砂土; 地震; 液化; 多机构; 边界面塑性模型

中图分类号: TU 411 **文献标识码:** A

Multiple mechanism boundary surface plasticity model of saturated sand and its test validation

LIU Han-long, FENG Tu-gen, GAO Yu-feng, FEI Kang

(Research Institute of Geotechnical Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China)

Abstract: According to the characteristics of Iai's multiple mechanism plasticity model and boundary surface plasticity model, a multiple mechanism boundary surface plasticity model of saturated sand is established. The concept of multiple mechanism is used as a vehicle for decomposing the complex mechanism into a set of simple shear mechanisms defined in one dimensional space. Each virtual simple shear mechanism is simulated by boundary surface plasticity model in the virtual stress and strain space, with which the complexity of getting the scale parameters when each virtual simple shear mechanism is simulated by the modified Masing's rule in Iai's multiple mechanism model is avoided. According to a lot of test data, a relation between the liquefaction front parameter and normalized shear work is presented. The effective stress path is well modeled by several parameters. The effect of rotation of principal stress axial directions and large shear displacement of sand in the earthquake induced liquefaction are taken into account at the same time in the model. The computed results are consistent with the laboratory results.

Key words: sand; earthquake; liquefaction; multiple mechanism; boundary surface plasticity model

1 前 言

地震期间, 由于孔隙水压力升高而导致饱和砂土地基和土工构造物的破坏, 其机理主要有两种: 一种是由于饱和砂土强度降低而引起的完全流动破坏, 主要表现形式有喷水冒砂、地下轻型结构上浮、地基失效、侧向扩展和流滑等; 另一种机理称为循环活动性 (Cyclic mobility, G.Castro, 1975 年)^[1], 即在初始液化之后产生有限的大变形, 为区别紧砂的“循环活动性”, 在松砂中, 这种循环活动性就是液化。大量的试验资料表明, 饱和和无粘性土在循环

荷载作用下的性状极其复杂, 因此, 在岩土地震工程实际应用中, 建立一个简单实用的能够描述和反应土体液化、裂缝、剪胀和大变形的动本构模型是必要的, 其模型必须具备描述和模拟剪应变快速地从微小增加到百分之十几过程的能力, 必须能够描述土体在循环荷载作用下滞回衰减的影响。

试验研究表明, 与双曲关系相关的 Masing 准则, 当循环应变的幅度达到百分之几的幅值时, 其并不能表示真实的滞回圈, 在这个应变水平下, 由 Masing 准则获得的滞回圈消耗的能量大约是室内观察到的滞回圈的 2 倍 (Ishihara, 1982 年)^[2]。Iai

收稿日期: 2002-01-28

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (No. 59809004); 教育部优秀年轻教师基金资助项目

作者简介: 刘汉龙, 男, 1964 年生, 教授, 博士后, 博士生导师, 主要从事土动力学与地基基础工程方面的研究。

多重剪切机构塑性模型在利用 Masing 准则模拟虚拟单剪应力-应变关系时, 通过比例参数对 Masing 准则进行了修正, 使其与试验结果有较好的一致性, 但比例参数的确定非常复杂^[3]。另外, 在研究平均有效应力的变化规律时, Iai 等采用直线和曲线分段拟合等累积剪切功应力点轨迹曲线, 建立不排水有效应力路径模型, 有较好的实用性。但是, 该方法在确定液化面参数时参数太多, 使用时感到无从下手; 而且, 在用弹性剪切功计算参变量塑性剪切功时, 弹性剪切功增量 dW_{se} 计算中所作的假定以及弹性剪切功相关参数 c_1 确定的随意性, 使得模型在卸载阶段预测的孔隙水压力与实际结果有较大的误差, 有时这种误差会达到 30%~40%^[4]。

边界面理论是土体本构模型研究的新热点。其具有允许塑性变形在边界面内产生, 应力-应变关系即使是在很大的超固结情况下也是平滑的曲线等优点。目前, 国外岩土界许多新的模型都是以边界面理论为基本框架。多重剪切机构塑性理论是将土的复杂机理分解为一系列简单的剪切机理, 具有能够模拟复杂荷载作用下主应力轴偏转等优点。而地震时主应力轴偏转是岩土地震工程中的一个热点课题。笔者曾将这两种理论结合起来并加以改进, 建立了一种模拟复杂荷载作用下主应力轴偏转及地震液化剪切大位移特性新的动本构模型(多机构边界面塑性模型), 并且进行了试验验证^[5]。在本文中, 笔者在前期工作的基础上, 根据大量试验资料, 建立了液化面参数与归一累积剪切功的关系, 能够用较少的参数很好地建立有效应力路径。使得多机构边界面塑性模型在原有优越性的基础上, 变得更加简单、方便、实用。并对模型进行了试验验证, 结果表明, 本文模型计算结果与试验结果有较好的一致性。

2 基本方程

平面应变条件下表示循环活动性的有效应力和应变张量为

$$\{\sigma'\}^T = \{\sigma'_x, \sigma'_y, \tau_{xy}\}; \quad \{\varepsilon\}^T = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}\} \quad (1)$$

根据应变空间塑性理论, 多机构增量的本构关系如下(Iai et al., 1990 年)^[6]:

$$d\sigma' = Kn^{(0)}n^{(0)T}(d\varepsilon - d\varepsilon_p) + \sum_{i=1}^I R_{L/U}^{(i)} n(i)n^{(i)T} d\varepsilon \quad (2)$$

式中符号意义见文献[5, 6]。

为了便于实际应用和计算, 将式(2)写成下面的矩阵形式, 即

$$\begin{Bmatrix} d\sigma'_x \\ d\sigma'_y \\ d\tau_{xy} \end{Bmatrix} = [D] \begin{Bmatrix} d\varepsilon_x \\ d\varepsilon_y \\ d\gamma_{xy} \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} K_a \left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{ma}} \right)^{0.5} d\varepsilon_p \quad (3)$$

式中

$$[D] = K_a \left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{ma}} \right)^{0.5} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 0 \\ 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + G_{u1} \begin{bmatrix} 1 & -1 & 0 \\ -1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} + G_{u2} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -1 \\ 1 & -1 & 0 \end{bmatrix} + G_{u3} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{式中} \quad G_{u1} &= \sum_{i=1}^I R_{L/U}^{(i)} \cos^2 \theta_i; \\ G_{u2} &= \sum_{i=1}^I R_{L/U}^{(i)} \cos \theta_i \sin \theta_i; \quad G_{u3} = \sum_{i=1}^I R_{L/U}^{(i)} \sin^2 \theta_i \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

可见刚度矩阵 $[D]$ 为对称矩阵, 在数值计算中十分有效。

在式(2), (3)中需要确定塑性体积应变增量 $d\varepsilon_p$, 在土动力学和岩土地震工程中, 通常假定其在不排水条件下是与孔压的变化或平均有效应力的变化对应的。假定塑性性质的体积应变 ε_p 在初始条件下为零, 初始弹性体积应变 ε_{e0} 与初始平均有效应力 σ'_{m0} 的关系由下式可得, 即

$$\varepsilon_{e0} = -(\sigma'_{m0}/(-B))^{0.5}; \quad B = (0.5K_a/(-\sigma'_{ma})^{0.5})^2 \quad (6)$$

在不排水条件下, 当总平均应力不变时, 用有效应力变化导致的体积应变只是孔隙水的体积变化, 即

$$\varepsilon_e + \varepsilon_p - \varepsilon_{e0} = \frac{n}{K_f} (\sigma'_{m0} - \sigma'_m) \quad (7)$$

假设状态变量 $S(= \sigma'_m / \sigma'_{m0})$ 计算塑性体积应变为

$$\varepsilon_p = (n/K_f)(1-S)\sigma'_{m0} + (\sigma'_{m0}/(-B))^{0.5} + \varepsilon_{e0} \quad (8)$$

式中 n 为土的孔隙率; K_f 为水的体积模量。

3 不排水有效应力路径模型的改进

为确定塑性体积应变 ε_p 的大小, 需研究平均有效应力的变化规律, 建立不排水条件下循环活动性的有效应力路径模型, 很多学者已做了大量有益的工作^[5~10], Iai 等采用直线和曲线分段拟合等累积剪切功应力点轨迹曲线, 建立不排水有效应力路径模型, 有较好的实用性。但是, 该方法在确定液化面参数时参数太多, 使用不便; 而且, 在用弹性剪切功计算参变量塑性剪切功时, 弹性剪切功增量 dW_{se} 计算中所作的假定以及弹性剪切功相关参数 c_1 确定的随意性, 使得模型在卸载阶段预测的孔隙水压力与实际结果有较大的误差, 有时这种误差会达到

30 %~40 %^[4]。Towhata 等通过大量试验发现, 孔隙水压力与累积剪切功有很好的相关性, 而与应力路径和应力的幅值无关^[11]。笔者根据大量试验资料, 建立了液化面参数与归一累积剪切功的关系, 能够用 2 个参数很好地确定液化面参数, 从而, 建立有效应力路径模型。

液化面参数由归一化剪切功来计算:

$$\left. \begin{aligned} S_0 &= 1 - 1/(1 + k/(w_s/\sigma'_{m0}))^b, \quad w_s < k\sigma'_{m0} \\ S_0 &= 0.5 - \frac{b}{4}(\ln(w_s/\sigma'_{m0}) - \ln k), \quad w_s \geq k\sigma'_{m0} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

式中 k, b 为无粘性土液化特性的材料参数。

有液化面参数 S_0 和偏应力比 $r = (\sigma'_1 - \sigma'_3)/(-2\sigma'_{m0})$, 可由下式得到状态变量 S (如图 1)。

$$\left. \begin{aligned} S &= S_0, \quad r < r_3; \\ S &= S_2 + \sqrt{(S_0 - S_2)^2 + [(r - r_3)/m_1]^2}, \quad r < r_3 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式中 $r_2 = m_2 S_0$; $r_3 = m_3 S_0$; $S_2 = S_0 - (r_2 - r_3)/m_1$, m_1 为破坏线斜率 ($m_1 = \sin \phi'_f$); m_2 为相变换线斜率 ($m_2 = \sin \phi'_p$); $m_3 = 0.67 m_2$ 。

4 虚拟单剪机构的边界面弹塑性模型模拟

边界面的概念与名称源于这样的事实: 应力-应变曲线以某一速度会聚于特定的边界, 这个速度取决于应力到边界的距离, 如图 2 示。在刚开始加载时, 假定的响应为弹性的, 如果应力继续增加, 应力-应变曲线将逐渐靠近并会集于边界线。在任一点应力-应变曲线的斜率是应力状态到边界的距离 δ 的函数, 这一函数从无穷连续减小至 $X_1 X_2$ 线的斜率。当距离 $\delta < \delta_{\max}$ 时, 材料响应从弹性变为弹塑性。在边界线 $X_1 X_2$ 上的点 A_1 称作“像”点, 从 A 到 B 的塑性加载过程中, 它移到新的位置 B_1 , 应力状态及其像的微小变化用 $d\sigma$, $d\bar{\sigma}$ 表示, 它们有如下关系:

$$d\sigma/S = d\bar{\sigma}/S_b \quad (11)$$

式中 S 为应力-应变曲线在 A 点处的斜率; S_b 为边界线上 A 点的斜率。在卸载过程中, 像应力在另一边界线 $Y_1 Y_2$ 上, 所有加载过程中定义的概念均可用于描述卸荷响应。

边界面思想是用应力与边界的距离的连续函数模拟 Bauschinger 效应, 显然这种描述应力-应变滞回响应的方式与多重屈服面思想类似, 但较之更简单, 用一标量函数即可表征滞回特性。鉴于边界面概念是根据土的微观机制提出的, 在塑性理论的发展中将居更基本的位置, 其显著特征是边界面内也可能发生塑性变形, 并且允许塑性模量灵活变化,

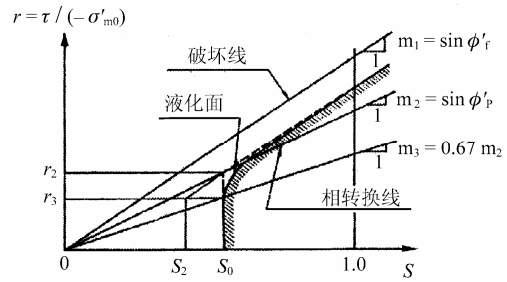


图 1 液化面的描述

Fig.1 Schematic figure of liquefaction front

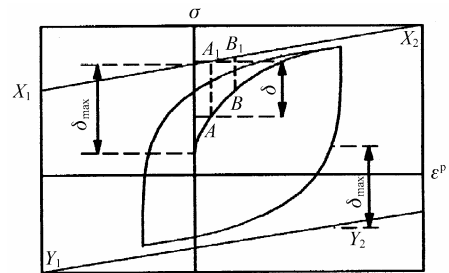


图 2 用边界面概念模拟单轴加载应力应变响应

Fig.2 Simulation of stress-strain response of uniaxial loading by concept of boundary surface

塑性模量是当前应力状态与边界面上相关应力点之间距离的函数。

根据边界面模型思想, 虚拟单剪应力-应变关系用边界面来模拟:

$$d\gamma^{(i)} = \left(\frac{1}{G} + \frac{1}{H^{(i)}} \right) dQ^{(i)} \quad (12)$$

$$H^{(i)} = Gh \left[\frac{Q^{(i)}_f}{Q^{(i)}_m} \left(\frac{\bar{\rho}^{(i)}}{\rho^{(i)}} \right)^{\frac{2Q^{(i)}_m}{\bar{\rho}^{(i)}}} - 1 \right] \quad (13)$$

$$\bar{\rho}^{(i)} = \begin{cases} Q^{(i)}_m - Q^{(i)}_p, & dQ^{(i)} > 0 \\ Q^{(i)}_m + Q^{(i)}_p, & dQ^{(i)} < 0 \end{cases} \quad (14)$$

$$\rho^{(i)} = |Q^{(i)} - Q^{(i)}_p|; \quad R_{L/U}^{(i)} = \left(\frac{1}{G} + \frac{1}{H^{(i)}} \right)^{-1} \Delta\theta \quad (15)$$

式中 $d\gamma^{(i)}$ 为第 i 个机构虚拟剪应变增量; $dQ^{(i)}$ 为第 i 个机构虚拟剪应力增量; $Q^{(i)}$ 为当前虚拟剪应力; $Q^{(i)}_f$ 为材料参数(虚拟破坏剪应力); G 为材料参数(弹性剪切模量); h 为材料参数(阻尼参数); $Q^{(i)}_m$ 为状态变量(历史上受到的最大虚拟剪应力); $Q^{(i)}_p$ 为状态变量(投影中心) $Q^{(i)}_p = \begin{cases} 0 & |Q^{(i)}| = Q^{(i)}_m \\ Q^{(i)} & |Q^{(i)}| < Q^{(i)}_m \end{cases}$ 应力转折点 (即 $dQ^{(i)}$ 最近改变符号处)。

由上式可知: 砂土未受虚拟剪应力作用时, $Q^{(i)}_m = 0$, $H^{(i)} = \infty$, 这意味着砂土的初始反应是弹性的。在应力转折点, $\rho^{(i)} = 0$, 同样使 $H^{(i)} = \infty$, 说明加载方向从加载到卸载发生转折时, 土体也表现为弹性。另一方面, 当 $Q^{(i)} = Q^{(i)}_m = Q^{(i)}_f$ 时, $\rho^{(i)} = \bar{\rho}^{(i)}$, $H^{(i)} = 0$, 说明破坏时, 砂土的剪切反应时完全塑性。

至此, 得到了增量形式循环活动性模型, 该模型除孔隙水的体积模量 K_f 和土的孔隙率 n 外共有 7 个参数, 其中有 2 个为弹性参数: 剪切模量 G_{ma} 和回弹模量 K_a , 另外 5 个塑性参数中 k , b 为反应剪胀性的参数; ϕ'_f 为有效剪切摩擦角; ϕ'_p 为相转换角; h 为阻尼参数。

5 模型的试验验证

为检验模型的实际应用效果, 将其与 Ishihara 的试验结果^[12]进行了对比分析。Fuji 河砂初始各向等压固结不排水扭剪试验结果如图 3, 5 所示(图中: $-\sigma_m$ 为有效平均应力)。根据试验结果标定模型计算参数(详见文献[13, 14])如表 1 所示, 模型计算结果如图 4, 6 所示。从图中可以看出, 模型计算结果与试验结果有较好的一致性。说明本文建议的新本构模型模拟饱和砂土循环活动性是行之有效的。

6 结 语

本文根据 Iai 多重剪切机构塑性模型及边界面塑性模型的特点, 开发了砂土多机构边界面塑性模型。边界面理论具有允许塑性变形在边界面内产生, 其应力-应变关系, 即使是在很大的超固结情况下, 也有平滑曲线等优点。用边界面弹塑性模型模拟多重剪切机构塑性模型中虚拟单剪机构, 避免了 Iai 多重剪切机构塑性模型在利用修正 Masing 准则模拟虚拟单剪应力-应变关系时, 确定比例参数的复杂性。根据大量试验资料, 建立了液化面参数与归一累积剪切功的关系, 能够用较少的参数很好地建立有效应力路径。以上两项重要改进, 使得 Iai 多

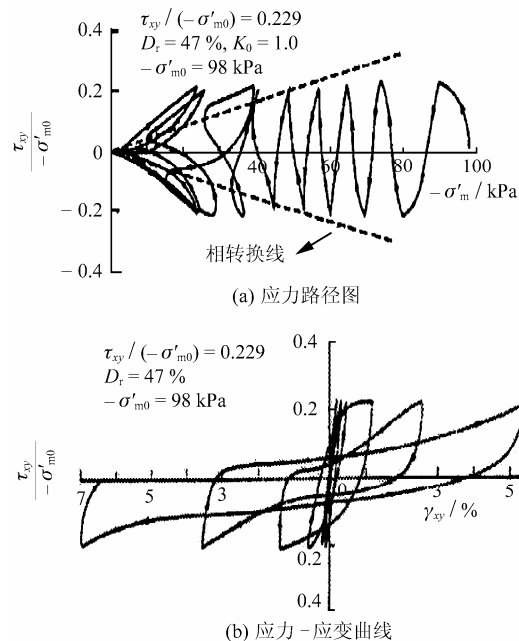


图 3 松砂循环扭剪实验应力路径和应力-应变曲线试验结果 (Ishihara, 1985 年)

Fig.3 Stress path and stress-strain curve for loose sand obtained from the cyclic torsion shear test (after Ishihara, 1985)

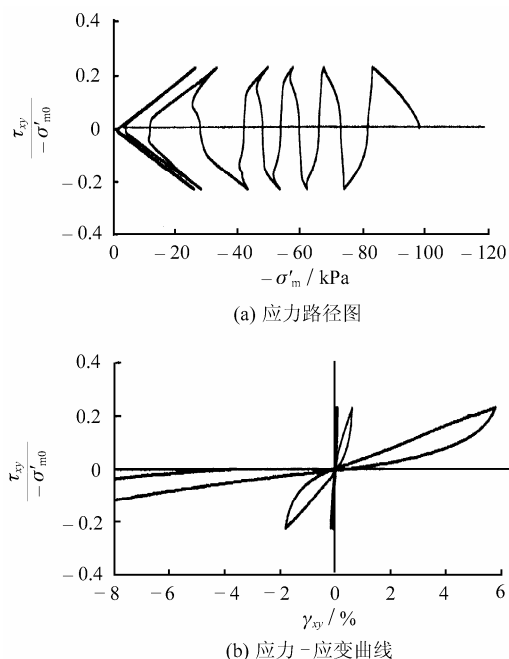


图 4 松砂循环扭剪实验应力路径和应力-应变曲线计算结果
Fig.4 Computed results of loose sand to be compared with the laboratory results

重剪切机构塑性模型在原有优越性的基础上, 变得更加简单、方便、实用。对模型进行了试验验证, 结果表明, 模型计算结果与试验结果有较好的一致性。

如何更合理、简便地确定模型参数, 以及将多机构边界面塑性模型用工程实例进行进一步验证,

表 1 模型参数

Table 1 Parameters for the model

参 数	Fuji 河松砂 $D_r = 47\%$	Fuji 河紧砂 $D_r = 75\%$
K_a / kPa	270 500	366 800
G_{ma} / kPa	103 700	140 700
b	0.72	0.84
k	2.65	1.2
$\sin \phi'_f$	0.87	0.91
$\sin \phi'_p$	0.42	0.42
h	0.08	0.32
n	0.45	0.4
K_f / kPa	2.0×10^6	2.0×10^6

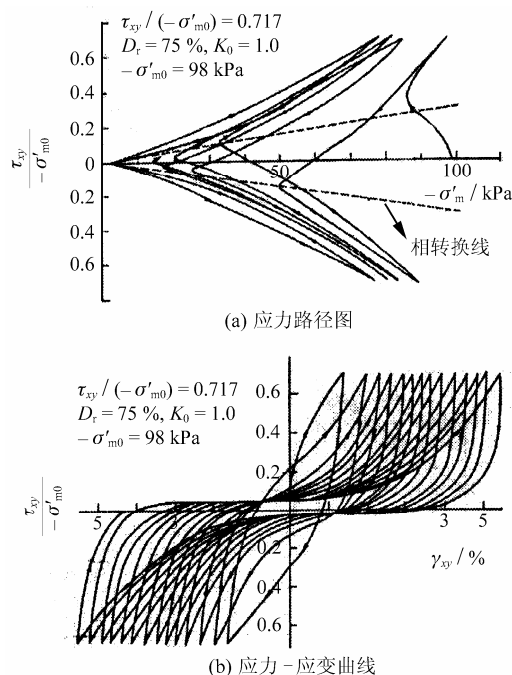


图5 紧砂循环扭剪实验应力路径和应力-应变曲线
试验结果 (Ishihara, 1985 年)

Fig.5 Stress path and stress-strain curve for dense sand
obtained from the cyclic torsion shear test (after
Ishihara, 1985)

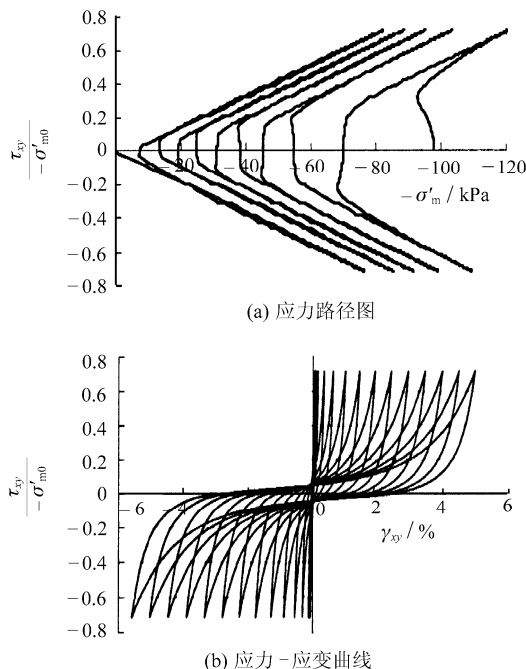


图6 紧砂循环扭剪实验应力路径和
应力-应变曲线计算结果

Fig.6 Computed results of dense sand to be compared
with the laboratory results

参考文献

- [1] Castro G. Liquefaction and cyclic mobility of saturated sand[J]. **Journal of Geotechnical Engineering Division**, American Society of Civil Engineers, 1975, 101(6): 555—569.
- [2] Ishihara K. Evaluation of soil properties for use in earthquake response analysis[A]. **Proceedings of International symposium on Numerical Models in Geomechanics**[C]. Zurich: Balkema A A, Rotterdam, 1982, 237—259.
- [3] Iai S, Matsunaga Y, Kameoka T. Parameter identification for a cyclic mobility model[R]. **Report of Port and Harbour Research Institute**, Japan: Port and harbour research, Institute ministry of transport, 1990, 29(4): 57—83.
- [4] 魏迎奇. 饱和砂土动力弹塑性模拟及地震反应分析研究[博士学位论文 D]. 南京: 河海大学, 1998.
- [5] 丰土根, 刘汉龙, 高玉峰, 等. 砂土多机构边界面塑性模型初探[J]. 岩土工程学报, 2002, 24 (3): 382—385.
- [6] Iai S, Matsunaga Y, Kameoka T. Strain space plasticity model for cyclic mobility[R]. **Report of Port and Harbour Research Institute**, Japan: Port and harbour research, Institute ministry of transport. 1990, 29 (4): 27—56.
- [7] Pender M J. Cyclic mobility-a critical state model[A]. **Proceedings of international symposium on soils under cyclic and transient loading**[C]. Swansea A A, Balkema, Rotterdam. 1980, 1: 325—333.
- [8] Ishihara K, Towhata I. Dynamic response analysis of level ground based on the effective stress method[A]. **Soil Mechanics- Transient and Cyclic Loads**[C]. in Pande, G N, Zienkiewicz O C(eds.), John Wiley, Sons, 1982, 133—172.
- [9] Yamazaki F, Towhata I, Ishihara K. Numerical model for liquefaction problem under multi-directional shearing in horizontal plane[A]. **Proceedings of 5th International Conference on Numerical Methods in Geomechanics**[C]. Nagoya A A, Balkema, Rotterdam. 1985, 1: 399—406.
- [10] 刘汉龙, 井合进. 多重剪切机构模型及其验证[A]. 第五届全国土动力学学术会议论文集[C]. 大连: 大连理工大学出版社, 1998, (6): 70—75.
- [11] Towhata I, Ishihara K. Shear work and pore water pressure in undrained shear[J]. **Soils and Foundations**, 1985, 25(3): 73—84.
- [12] Ishihara K. Stability of natural deposits during earthquakes[A]. **Proceeding of 11th international conference on soil mechanics and foundation engineering**[C], San Francisco: Balkema A A, Rotterdam. 1985, 1: 327—376.
- [13] Morita T, Iai S, Hanlong Liu(刘汉龙), Ichii K, Sato Y. Simplified method to determine parameter of FLIP[R]. **Technical note of the port and harbour research institute ministry of transport**, Japan. 1997, 869: 3—36.
- [14] 丰土根. 饱和砂土不排水动力特性及多机构边界面塑性模型研究[博士学位论文 D]. 南京: 河海大学, 2002.

解决实际工程中面临的各种复杂的问题, 是本文今后努力的方向。