

上海粉细砂修正塑性功双硬化弹塑性本构模型

彭芳乐^{1,2}, 白小宇^{1,3}, 李福林¹, 雷亮¹

(1. 同济大学 地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学 岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;
3. 深圳市地铁集团有限公司, 广东 深圳 518026)

摘要: 基于多组排水条件下不同应力路径的平面应变压缩试验结果, 结合等向加载—卸载的三轴试验数据, 提出了上海粉细砂应力路径不相关的修正塑性功剪切—体积双硬化函数, 并在此基础上构筑了上海粉细砂的双硬化弹塑性本构模型. 数值计算与试验结果的比较表明, 所提出的双硬化本构模型能比较合理地反映上海粉细砂的变形和强度特性.

关键词: 上海粉细砂; 平面应变; 压缩试验; 应力路径; 修正塑性功; 双硬化; 硬化函数

中图分类号: TU 441

文献标识码: A

An Elasto-plastic Double-hardening Constitutive Model for Shanghai Fine Sand Based on Modified Plastic Work

PENG Fangle^{1,2}, BAI Xiaoyu^{1,3}, LI Fulin¹, LEI Liang¹

(1. Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Tongji University, Shanghai 200092, China; 3. Shenzhen Metro Co. Ltd., Shenzhen 518026, China)

Abstract: Based on the results from a series of drained plane strain compression (PSC) tests along different stress path and isotropic loading-unloading triaxial tests on Shanghai fine sand, the modified plastic work shear-volumetric double hardening function is proposed, which is independent of stress history and stress path. Then an elasto-plastic double-hardening constitutive model for Shanghai fine sand is formulated on the basis of the modified plastic work hardening function. The comparison between calculation results from the numerical method incorporating the proposed constitutive model and experimental data shows that the proposed constitutive model can reflect the deformation and strength behavior on Shanghai fine sand reasonably.

Key words: Shanghai fine sand; plane strain; compression tests; stress-path; modified plastic work; double hardening; hardening function

上世纪 80 年代初, 张问清等通过排水三轴试验对上海粉砂土进行了研究, 以塑性功为硬化参数提出相应的弹塑性本构模型^[1-2]. 2008 年黄茂松等以塑性应变为硬化参数, 利用上海粉细砂排水三轴试验以及 1 维压缩试验, 提出了上海粉细砂双屈服弹塑性本构模型^[3-4]. 上述模型均基于常规三轴试验, 而实际上大部分岩土工程问题更接近于平面应变问题, 因而将模型直接应用于实际工程尚存在一定难度. 因此, 本文结合排水条件下系列不同应力路径平面应变压缩试验和三轴等向加卸载试验结果, 考虑剪切硬化与体积硬化的双重影响, 针对上海 7-2 层粉细砂提出了应力路径不相关的修正塑性功剪切—体积双硬化函数, 并构筑了平面应变条件下考虑应力路径影响的弹塑性本构模型.

1 上海粉细砂修正塑性功剪切—体积双硬化屈服函数

笔者通过一系列平面应变压缩试验对上海 7-2 层粉细砂应力路径效应进行了研究. 试验包含围压为 100, 200, 300, 400 kPa 的常规应力路径试验, 以及 2 组等应力比 R 分别等于 2 和 3 应力路径试验. 这里, $R = \sigma'_v / \sigma'_h$, σ'_v 与 σ'_h 分别为平面应变条件下竖向和水平方向的有效主应力. 在试验基础上提出上海粉细砂的修正塑性功硬化参数为

收稿日期: 2009-07-14

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50679056, 40972176); 教育部新世纪优秀人才支持计划基金资助项目(NCET-06-0378); 上海市曙光计划资助项目(05SG25); 上海市重点学科建设基金资助项目(B308)

作者简介: 彭芳乐(1965—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为岩土力学及地下工程. E-mail: pengfangle@tongji.edu.cn

$$W_{p^*} = \int [t d\gamma_p + s d\epsilon_{vol,p}] / (s/p'_a)^n \quad (1)$$

式中: $t = (\sigma'_v - \sigma'_h)/2$, $s = (\sigma'_v + \sigma'_h)/2$; $d\gamma_p$ 与 $d\epsilon_{vol,p}$ 分别为塑性剪应变增量和塑性体应变增量; p'_a 为大气压力, 等于 98.1 kPa.

相应的剪切应力状态参数(屈服轨迹)为

$$X = t/s + r \ln(s/p'_a) \quad (2)$$

式中 r 为常数.

当同时考虑剪切硬化与体积硬化时, 式(1)的修正塑性功硬化参数可表示为

$$W_{p^*} = W_{s,p^*} + W_{c,p^*} \quad (3)$$

式中: W_{s,p^*} 为修正塑性功剪切硬化参数; W_{c,p^*} 为修正塑性功体积硬化参数. 在不同的硬化模式下, 2 种硬化参数对应的硬化函数形式也不相同.

1.1 修正塑性功的体积硬化函数

对体积应力所引起的塑性变形(体积硬化), 本文通过等向加卸载三轴排水试验考察. 图 1 为试验得出的量纲一化的平均有效应力 p'/p'_a 与孔隙比 e 的关系.

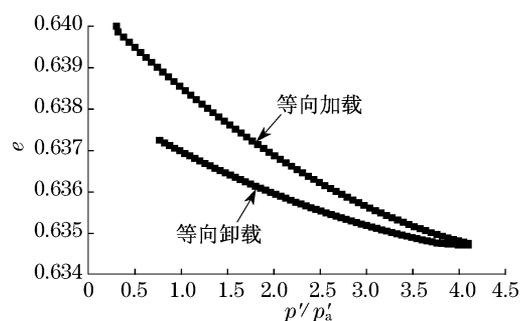


图 1 上海粉细砂等向加卸载试验曲线

Fig.1 Isotropic loading and unloading for Shanghai fine sand

由图 1 可知, 等向荷载作用下上海粉细砂存在一定的塑性体积变形, 这是剪切硬化解释不了的. 因此在对上海粉细砂的分析中, 有必要考虑体积硬化影响. Nakai 通过砂土等向加卸载试验结果指出, 等向荷载作用下体应变与平均有效应力的 N 次方成线性关系^[5]. 通过对图 1 数据的拟合可知, 上海粉细砂体应变 ϵ_{vol} 与平均有效应力 p'/p'_a 存在图 2 所示的线性关系.

因此, 等向荷载作用下体积硬化引起的塑性体应变可表示为

$$(\epsilon_{vol,p})_c = (C_t - C_e) \left[\left(\frac{p'}{p'_a} \right)^N - \left(\frac{p'_0}{p'_a} \right)^N \right] \quad (4)$$

式中: C_t , C_e 和 N 均为与材料有关的常数, 对于上海粉细砂 $C_t = 0.23$, $C_e = 0.15$, $N = 0.5$; p'_0 为初始

状态的平均有效应力.

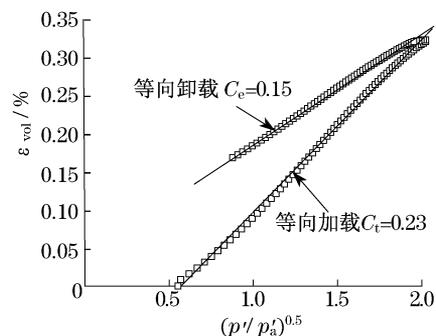


图 2 等向加卸载作用下上海粉细砂体应变与平均有效应力的拟合关系

Fig.2 Fitting relationship between mean effective stress and volumetric strain during isotropic loading and unloading

在平面应变条件下 $p' = (\sigma'_v + \sigma'_p + \sigma'_h)/3$, 其中 σ'_v , σ'_p 与 σ'_h 分别为砂土竖向、平面应变方向以及水平向的主应力. 本文假定土体平面应变方向上的变形为完全弹性, 即 $\epsilon_p = \epsilon'_p = 0$, ϵ_p , ϵ'_p 分别为平面应变方向上的总应变与弹性应变. 则根据各向同性条件下的胡克定律可得平面应变方向上主应力的近似表达式为 $\sigma'_p = \nu(\sigma'_v + \sigma'_h) = 2\nu s$, 其中 ν 为弹性泊松比, 本文假定 $\nu = 0.3$. 于是, 式(4)可改写为

$$(\epsilon_{vol,p})_c = (C_t - C_e) \left[\left(\frac{0.867s}{p'_a} \right)^N - \left(\frac{p'_0}{p'_a} \right)^N \right] \quad (5)$$

假定体积硬化的应力状态参数(屈服轨迹)为

$$X_c = s/p'_a \quad (6)$$

本文体积硬化作用下修正塑性功硬化参数为

$$W_{c,p^*} / p'_a = \int (s/p'_a) d(\epsilon_{vol,p})_c / (s/p'_a)^n \quad (7)$$

则对式(5)微分后可得上海粉细砂修正塑性功体积硬化函数的形式为

$$W_{c,p^*} / p'_a = \int (s/p'_a) d(\epsilon_{vol,p})_c / (s/p'_a)^n = \frac{3.725 \times 10^{-4}}{1.5 - n} X_c^{1.5-n} + C \quad (8)$$

由于初始应力状态时 $W_{c,p^*} = 0$, 因此

$$W_{c,p^*} / p'_a = 3.386 \times 10^{-4} [X_c^{1.5-n} - (X_c)_0^{1.5-n}] \quad (9)$$

式中: $(X_c)_0 = s_0/p'_a$ 为初始状态的 X_c ; n 为材料常数, 可通过修正塑性功剪切硬化函数确定.

1.2 修正塑性功的剪切硬化函数

由式(3)可知, 修正塑性功剪切硬化参数可由下式得出:

$$W_{s,p}^* = W_p^* - W_{c,p}^* = \int [td(\gamma_p)_s + sd(\epsilon_{vol,p})_s] / (s/p'_a)^n \quad (10)$$

式中: $d(\gamma_p)_s$ 为剪切硬化引起的塑性剪应变增量, 等于 $d\gamma_p$; $d(\epsilon_{vol,p})_s$ 为剪切硬化引起的塑性剪胀体应变增量, 等于 $d\epsilon_{vol,p} - d(\epsilon_{vol,p})_c$.

相应的剪切硬化应力状态参数(屈服轨迹)为

$$X_s = t/s + r \ln(s/p'_a) \quad (11)$$

利用上海粉细砂平面应变压缩试验结果, 通过对式(10)与(11)中 n 和 r 进行反复调整试算, 可得当 $n = 0.4$, $r = 0.6$ 时, 不同应力路径的 X_s 与 $W_{s,p}^*/p'_a$ 关系趋于一致, 基本不受应力路径的影响(图 3), 满足惟一性要求, 可以作为上海粉细砂应力路径不相关的硬化函数。

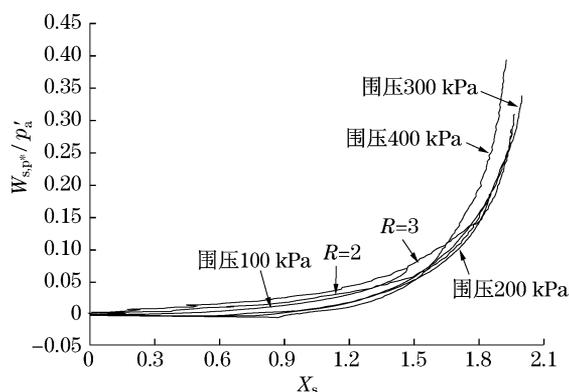


图 3 $n = 0.4, r = 0.60$ 时不同应力路径 X_s 和 $W_{s,p}^*/p'_a$ 的关系
Fig. 3 Relationship between X_s and $W_{s,p}^*/p'_a$ of different stress-path

对图 3 的试验数据进行拟合, 即可得到上海粉细砂与应力路径无关的剪切硬化函数

$$X_s = a \ln\left(\frac{W_{s,p}^*}{bp'_a} + h\right) \quad (12)$$

式中, a , b 和 h 均为与材料相关的常数, 对上海粉细砂 $a = 0.2754$, $b = 2.4 \times 10^{-4}$, $h = -24.67$ (图 4)。

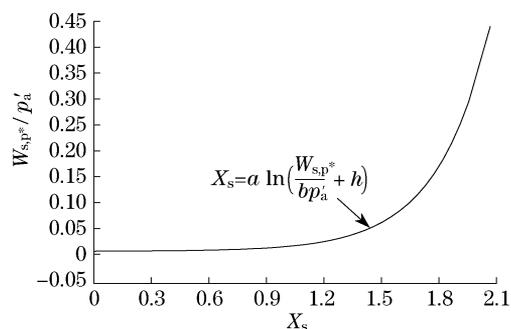


图 4 上海粉细砂修正塑性功剪切硬化函数
Fig. 4 Modified plastic work shear hardening function for Shanghai fine sand

因此, 对应的上海粉细砂修正塑性功体积硬化函数就有如下形式:

$$W_{c,p}^*/p'_a = 3.386 \times 10^{-4} [X_c^{1.1} - (X_c)_0^{1.1}] \quad (13)$$

2 上海粉细砂双硬化弹塑性本构模型

基于上述所提剪切—体积双硬化函数, 构筑上海粉细砂双硬化弹塑性本构模型. 模型塑性部分由剪切硬化与体积硬化组成. 剪切硬化部分遵循非关联流动法则, 屈服函数与塑性势函数分别假定为 Mohr-Coulomb 型和 Drucker-Prager 型函数. 体积硬化遵循关联流动法则, 屈服函数与塑性势函数形式相同. 该模型可考虑剪切硬化与体积硬化的共同作用, 以及砂土变形强度中的应力路径效应、弹性的应力水平相关性以及剪胀特性等因素的影响。

在本文弹塑性本构模型中, 应变增量可表示为

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij,e} + d(\epsilon_{ij,p})_s + d(\epsilon_{ij,p})_c \quad (14)$$

式中: $d\epsilon_{ij,e}$ 为弹性应变增量; $d(\epsilon_{ij,p})_s$ 与 $d(\epsilon_{ij,p})_c$ 分别为剪切硬化和体积硬化引起的塑性应变增量。

本文所提模型由弹性、剪切硬化和体积硬化 3 部分构成。

2.1 弹性部分

本构模型中的塑性应变增量都是通过总应变增量—弹性应变增量的方式得出. 本文的弹性模型为各向同性的弹性模型, 考虑了应力水平和孔隙比对弹性模量的影响. 模型假定泊松比 ν 等于 0.3, 根据 Iwasaki 和 Tatsuoka 对砂土材料的共振柱试验研究^[6], 弹性剪切模量 G_e 可通过以下关系式得出:

$$G_e = G_0(2.17 - e)^2 (p'/p'_a)^{m_e} p'_a / (1 + e) \quad (15)$$

式中, m_e 和 G_0 是与材料性质有关的常数。

Shibuya 等的试验结果表明, 动荷载试验确定的弹性剪切模量与单调静载作用下得到的弹性剪切模量是一致的^[7-8]. 因此本文所用上海粉细砂的弹性剪切模量是通过同济大学共振柱试验仪在 10^{-6} 的应变范围获得的。

图 5 为孔隙比 $e = 0.64$ 时上海粉细砂的试验结果及其拟合曲线, 可得 $m_e = 0.5$, $G_0 = 430$.

2.2 剪切硬化部分

剪切硬化对应的屈服函数 F_s 为 Mohr-Coulomb 型屈服函数, 表达式为

$$F_s = -\eta I_1 + \frac{1}{g(\theta)} \sqrt{J_2} - k_1 = 0 \quad (16)$$

式中: I_1 为第一应力不变量; J_2 为第二应力偏量;

$g(\theta)$ 为罗德角函数

$$g(\theta) = \frac{3 - \sin \varphi_{\text{mob}}}{2\sqrt{3} \cos \theta - 2 \sin \theta \sin \varphi_{\text{mob}}} \quad (17)$$

η 为 π 平面上 $\theta = 30^\circ$ 时的偏应力,与砂土发挥内摩擦角 φ_{mob} 有关,即

$$\eta = \frac{2 \sin \varphi_{\text{mob}}}{\sqrt{3}(3 - \sin \varphi_{\text{mob}})} \quad (18)$$

而平面应变条件下砂土的发挥内摩擦角满足

$$\sin \varphi_{\text{mob}} = \frac{t}{s} = \frac{\sigma'_v - \sigma'_h}{\sigma'_v + \sigma'_h} \quad (19)$$

引入式(11)即可得

$$\sin \varphi_{\text{mob}} = X_s - r \ln(s/p'_a) \quad (20)$$

因此,式(16)屈服函数可通过硬化函数控制剪切屈服面随硬化参数 W_{s,p^*} 的变化而变化.

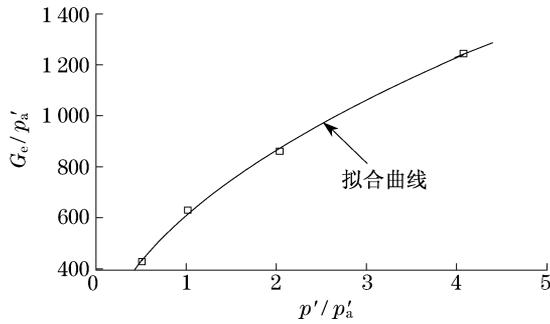


图5 量纲一化的平均应力与弹性剪切模量关系

Fig.5 Normalized average relation between mean stress and elastic shear modulus

根据连续性条件可知,当发生屈服时满足

$$\frac{\partial F_s}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial F_s}{\partial W_{s,p^*}} dW_{s,p^*} = 0 \quad (21)$$

其中

$$dW_{s,p^*} = \frac{\sigma_{ij}}{(s/p'_a)^n} d(\epsilon_{ij,p})_s \quad (22)$$

根据非相关联流动法则可得

$$d(\epsilon_{ij,p})_s = \lambda_1 \frac{\partial G_s}{\partial \sigma_{ij}} \quad (23)$$

塑性势函数 G_s 为Drucker-Prager型势函数

$$G_s = -\alpha' I_1 + \sqrt{J_2} - k_2 = 0 \quad (24)$$

对于砂土,屈服函数与塑性势函数中的黏性因子 k_1 与 k_2 均为0.平面应变条件下, α' 的表达式为

$$\alpha' = \frac{\tan \psi_{\text{mob}}}{\sqrt{9 + 12 \tan^2 \psi_{\text{mob}}}} \quad (25)$$

式中, ψ_{mob} 为发挥剪胀角,可通过剪胀关系求得.

将式(22)和(23)代入式(21),可得

$$\frac{\partial F_s}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = -\frac{\partial F_s}{\partial W_{s,p^*}} \sigma_{ij} \lambda_1 \frac{\partial G_s}{\partial \sigma_{ij}} / \left(\frac{s}{p'_a}\right)^n = -H'_s \lambda_1 \quad (26)$$

因此,剪切硬化模量 H'_s 可表示为

$$H'_s = \frac{\partial F_s}{\partial W_{s,p^*}} \sigma_{ij} \frac{\partial G_s}{\partial \sigma_{ij}} / \left(\frac{s}{p'_a}\right)^n \quad (27)$$

其中

$$\begin{aligned} \frac{\partial F_s}{\partial W_{s,p^*}} &= -I_1 \frac{\partial \eta}{\partial W_{s,p^*}} + \sqrt{J_2} \frac{\partial}{\partial W_{s,p^*}} \left(\frac{1}{g(\theta)}\right) = \\ &= -I_1 \frac{\partial \eta}{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})} \frac{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})}{\partial W_{s,p^*}} - \\ &= \sqrt{J_2} \frac{1}{g^2(\theta)} \frac{\partial g(\theta)}{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})} \frac{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})}{\partial W_{s,p^*}} = \\ &= \frac{-2\sqrt{3}I_1 + (2\sqrt{3} \cos \theta - 6 \sin \theta) \sqrt{J_2}}{(3 - \sin \varphi_{\text{mob}})^2} \cdot \\ &= \frac{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})}{\partial W_{s,p^*}} \end{aligned} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial G_s}{\partial \sigma_{ij}} &= -\alpha' [1, 1, 1, 0, 0, 0] + \\ &= \frac{1}{2\sqrt{J_2}} [s_{11}, s_{22}, s_{33}, 2\tau_{12}, 2\tau_{23}, 2\tau_{31}] \end{aligned} \quad (29)$$

则

$$\sigma_{ij} \frac{\partial G_s}{\partial \sigma_{ij}} = -\alpha' I_1 + \sqrt{J_2} \quad (30)$$

同时,将式(12)代入到 $\frac{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})}{\partial W_{s,p^*}}$ 可得

$$\frac{\partial (\sin \varphi_{\text{mob}})}{\partial W_{s,p^*}} = \frac{at}{(W_{s,p^*} + p'_a bh)(t - rs)} \quad (31)$$

将式(28)、(30)及(31)代入式(27),即可得到剪切硬化模量的表达式为

$$\begin{aligned} H'_s &= \left(\frac{-2\sqrt{3}I_1 + (2\sqrt{3} \cos \theta - 6 \sin \theta) \sqrt{J_2}}{(3 - \sin \varphi_{\text{mob}})^2} \right) \cdot \\ &= (-\alpha' I_1 + \sqrt{J_2}) \cdot \\ &= \frac{at}{(W_{s,p^*} + p'_a bh)(t - rs)} / \left(\frac{s}{p'_a}\right)^n \end{aligned} \quad (32)$$

2.3 体积硬化部分

根据体积硬化函数的形式,本文假定体积硬化的屈服函数 F_c 为

$$F_c = \beta \left(\frac{s}{p'_a}\right)^\alpha + k_1 - \frac{W_{c,p^*}}{p'_a} = 0 \quad (33)$$

式中: $\alpha = 1.1$; $\beta = 3.386 \times 10^{-4}$; $k_1 = -\beta [s_0/p'_a]^\alpha$; s_0 为 s 的初始状态.

由于体积硬化遵循相关联流动法则,所以塑性势函数与屈服函数是相同的,即 $F_c = G_c$.利用与剪

切硬化模量相同的推导过程可得体积硬化模量为

$$H'_c = \frac{\partial F_s}{\partial W_{c,p^*}} \sigma_{ij} \frac{\partial F_c}{\partial \sigma_{ij}} \left/ \left(\frac{s}{p'_a} \right)^n \right. \quad (34)$$

代入式(33)可得

$$\frac{\partial F_c}{\partial W_{c,p^*}} = - \frac{1}{p'_a} \quad (35)$$

$$\frac{\partial F_c}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\beta \alpha}{(p'_a)^\alpha} s^{\alpha-1} \left[\frac{1}{2}, 0, \frac{1}{2}, 0, 0, 0 \right] \quad (36)$$

$$\sigma_{ij} \frac{\partial F_c}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\beta \alpha}{(2p'_a)^\alpha} (\sigma'_1 + \sigma'_3)^\alpha = \beta \alpha (s/p'_a)^\alpha \quad (37)$$

因此式(34)的体积硬化模量可表达为

$$H'_c = \frac{\beta \alpha}{p'_a} \left(\frac{s}{p'_a} \right)^{\alpha-n} \quad (38)$$

2.4 剪胀关系

剪胀仅与剪切硬化有关,因此式(25)中发挥剪胀角 ψ_{mob} 的表达式为

$$\psi_{\text{mob}} = \arcsin \left[- \frac{d(\epsilon_{\text{vol,p}})_s}{d\gamma_p} \right] \quad (39)$$

式(39)可通过剪胀关系得出. 本文剪胀关系是在上海粉细砂平面应变压缩试验的基础上获得的(图6). 剪胀关系可表示为

$$t/s = m \left[- d(\epsilon_{\text{vol,p}})_s / d\gamma_p \right] + c \quad (40)$$

根据图6的拟合关系式可得, $m = 0.639$, $c = 0.608$. 从图6可以看出应力路径对上海粉细砂的剪胀关系存在一定的影响,不同应力路径下的剪胀关系在一定程度上是有差异的. 为了简化计算,本文取不同应力路径下的平均剪胀关系式.

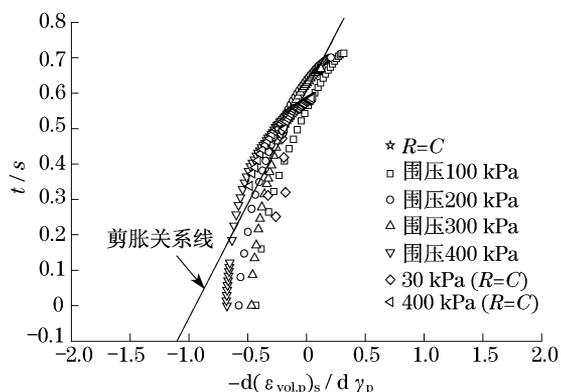


图6 上海粉细砂剪胀关系

Fig.6 Stress dilatancy relation for Shanghai fine sand

综上所述,推导可获得增量型双硬化弹塑性刚度矩阵,即可得到如下本构关系:

$$d\sigma_{ij} = \left[\mathbf{D}_{ijkl}^e - \frac{H'_c \mathbf{B} \mathbf{A} + \mathbf{A}' (1 - \mathbf{A} b_{kl}) \mathbf{a}_{ij}^T \mathbf{D}_{ijkl}^e}{H'_c + \mathbf{a}_{ij}^T \mathbf{D}_{ijkl}^e \mathbf{a}_{kl} (1 - \mathbf{A} b_{kl})} \right] d\epsilon_{kl} \quad (41)$$

式中: \mathbf{D}_{ijkl}^e 为弹性刚度矩阵; $\mathbf{a}_{ij} = \partial F_s / \partial \sigma_{ij}$; $b_{ij} = \partial G_s / \partial \sigma_{ij}$; $\mathbf{a}_{ij2} = \partial F_c / \partial \sigma_{ij} = \partial G_c / \partial \sigma_{ij}$; $\mathbf{A} = \mathbf{a}_{ij}^T \mathbf{D}_{ijkl}^e / (H'_c + \mathbf{a}_{ij}^T \mathbf{D}_{ijkl}^e \mathbf{a}_{kl})$; $\mathbf{B} = \mathbf{D}_{ijkl}^e b_{kl}$; $\mathbf{A}' = \mathbf{D}_{ijkl}^e \mathbf{a}_{kl2}$.

3 模型的验证

上述所提出的本构模型共包含 10 个参数,全部参数可从多应力路径平面应变试验以及等向加载的常规三轴试验获得,确定方法详见前文. 对于上海粉细砂,上述参数分别为:剪切硬化函数的参数 $n = 0.4$, $r = 0.60$, $a = 0.2754$, $b = 2.4 \times 10^{-4}$, $h = -24.67$; 体积硬化函数的参数 $C_t = 0.23$, $C_c = 0.15$, $N = 0.5$; 剪胀关系参数 $m = 0.639$, $c = 0.608$.

与粉细砂平面应变试验的应力路径相对应,本文数值积分模拟的应力路径分别为围压 100, 200, 300 和 400 kPa 的常规应力路径以及主应力应力比为 $R = 2$ 和 $R = 3$ 的等应力比应力路径. 图7—12 分别为不同应力路径下通过数值积分获得的计算结果,并与试验数据进行比较.

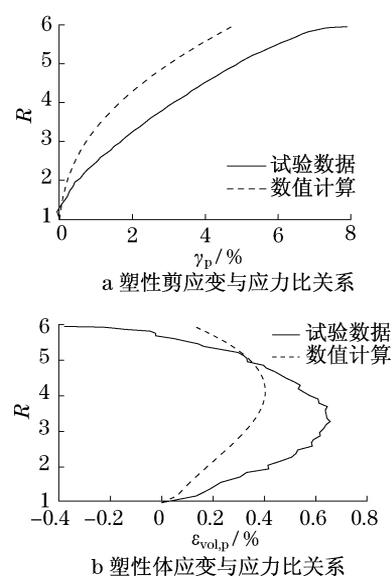


图7 计算结果与室内试验结果的比较($\sigma'_h = 100$ kPa)

Fig.7 Comparison between calculation results and physical experimental results ($\sigma'_h = 100$ kPa)

由图7—12 的比较结果可以看到,数值计算结果基本上反映了试验中所表现出来的趋势,大部分条件下的计算结果与试验数据也比较接近. 但在有些条件下,特别在等应力比 $R = 2$, $R = 3$ 应力路径前

的等围压阶段,计算结果与试验数据差异较大.这主要是由于测试仪器在该阶段所获得的试验数据波动较大,且该阶段的剪胀关系与建模时所取用的平均剪胀关系存在一定差异等原因所引起的.笔者认为对于剪胀关系的应力路径效应还有待于进一步的研究.

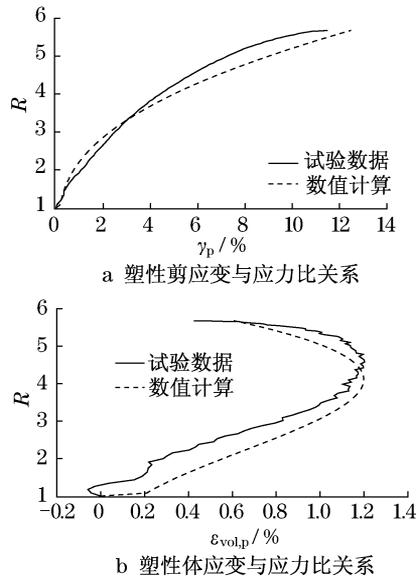


图 8 计算结果与室内试验结果的比较 ($\sigma'_h = 200$ kPa)
Fig.8 Comparison between calculation results and physical experimental results ($\sigma'_h = 200$ kPa)

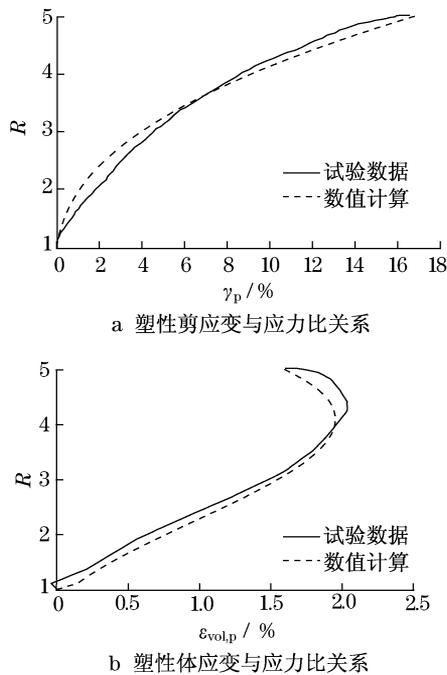


图 9 计算结果与室内试验结果的比较 ($\sigma'_h = 300$ kPa)
Fig.9 Comparison between calculation results and physical experimental results ($\sigma'_h = 300$ kPa)

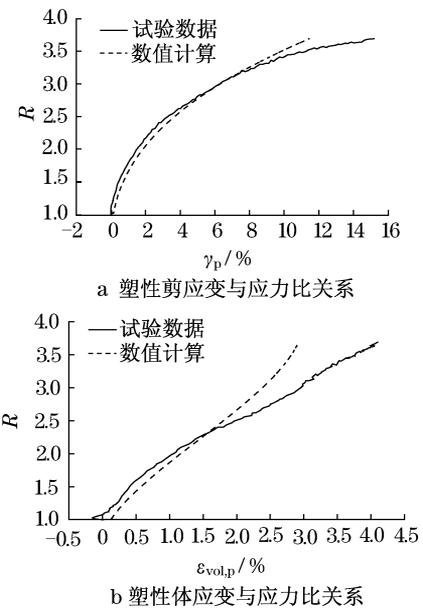


图 10 计算结果与室内试验结果的比较 ($\sigma'_h = 400$ kPa)
Fig.10 Comparison between calculation results and physical experimental results ($\sigma'_h = 400$ kPa)

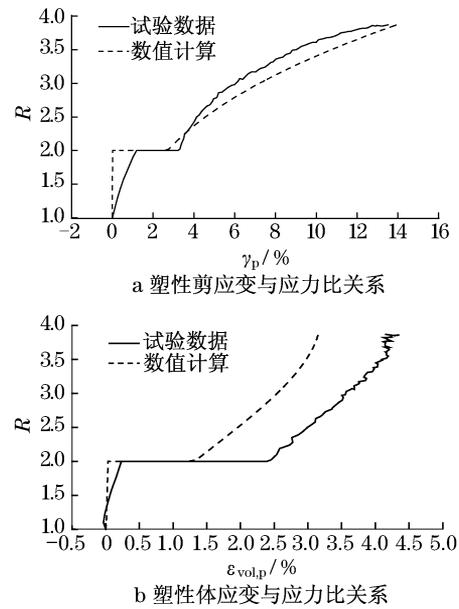


图 11 计算结果与室内试验结果的比较 ($R = 2$)
Fig.11 Comparison between calculation results and physical experimental results ($R = 2$)

4 结 论

(1) 利用同济大学一系列排水条件下的多应力路径平面应变压缩试验、等向加卸载三轴试验以及共振柱试验结果,提出了上海粉细砂平面应变条件

下不受应力路径影响的修正塑性功双硬化函数.

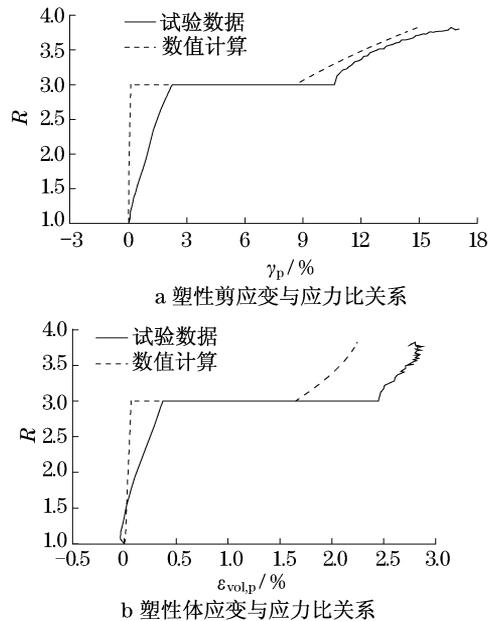


图 12 计算结果与室内试验结果的比较 ($R=3$)

Fig. 12 Comparison between calculation results and physical experimental results ($R=3$)

(2) 基于提出的双硬化函数构筑了上海粉细砂的双硬化弹塑性本构模型. 模型不仅考虑了剪切硬化与体积硬化的共同作用, 同时也考虑了砂土变形强度中的应力路径效应、弹性的应力水平相关性以及剪胀特性等因素的影响.

(3) 通过模型计算结果与相同条件下上海粉细砂平面应变压缩试验结果的比较可知, 提出的修正塑性功双硬化弹塑性本构模型基本反映了上海粉细砂平面应变条件下的变形强度特性以及应力路径效应, 大部分条件下的数值计算结果接近于试验所测试的结果. 但是, 有关试验装置的自动测试技术以及模型的精度等问题有待进一步改进和提高.

参考文献:

- [1] 张问清, 赵锡宏, 董建国. 上海粉砂土弹塑性应力-应变模型的探讨[J]. 岩土工程学报, 1982, 4(4): 159.
ZHANG Wenqing, ZHAO Xihong, DONG Jianguo. A study of elastoplastic model for Shanghai silty-sand [J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1982, 4(4): 159.
- [2] 张问清, 赵锡宏, 董建国. 上海粉砂土地基(弹塑性模型)与高层建筑箱型基础的共同作用[J]. 建筑结构学报, 1982, 3(4): 50.
ZHANG Wenqing, ZHAO Xihong, DONG Jianguo. A study of interaction between silty-sand (elastoplastic model) and box foundation for tall buildings in Shanghai [J]. Journal of Building Structures, 1982, 3(4): 50.
- [3] 黄茂松, 扈萍, 张宏博. 考虑剪胀性和应变软化的粉细砂双屈服面本构模型[J]. 水利学报, 2008, 39(2): 129.
HUANG Maosong, HU Ping, ZHANG Hongbo. Two-yield surface constitutive model for fine sand in consideration of dilatancy and strain softening [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2008, 39(2): 129.
- [4] 张宏博, 黄茂松, 宋修广. 基于应变软化与剪胀特性的粉砂土双硬化弹塑性本构模型[J]. 山东大学学报: 工学版, 2008, 38(6): 55.
ZHANG Hongbo, HUANG Maosong, SONG Xiuguang. A double hardening constitutive model for fine sands based on both the dilatancy feature and strain softening [J]. Journal of Shandong University: Engineering Science, 2008, 38(6): 55.
- [5] Nakai T. An isotropic hardening elastoplastic constitutive model for sand considering the stress path dependency in three-dimensional stresses [J]. Soils and Foundations, 1989, 29(1): 119.
- [6] Iwasaki T, Tatsuoka F. Shear moduli of sands under cyclic torsional shear loading [J]. Soils and Foundations, 1978, 18(1): 39.
- [7] Shibuya S, Tatsuoka F, Teachavorasinskun S, et al. Elastic deformation properties of geomaterials [J]. Soils and Foundations, 1992, 32(3): 26.
- [8] Parkes T. Anisotropic strength and deformations of sands in plane strain compression [C] // Proc of the 13th Int Conf on S M F F. New Delhi: [s. n.], 1994: 1-7.