

文章编号: 1000-7598 (2013) 10-2781-09

基于广义 SMP 准则及应力路径法的柱孔扩张分析

郝冬雪¹, 陈 榕¹, 许成顺², 刘春城¹

(1. 东北电力大学 建筑工程学院, 吉林 吉林 132012; 2. 北京工业大学 城市与工程安全减灾省部共建教育部重点实验室, 北京 100124)

摘 要: 柱孔扩张理论广泛用于旁压试验机制分析、沉桩挤土效应等岩土工程问题中。基于经典的 Vesic 孔扩张理论, 采用能够考虑中主应力效应的广义 SMP 屈服准则, 并结合有限应变理论对均质土体中柱孔扩张问题进行分析, 根据应力路径假设提出确定塑性区平均体应变的解析步骤。通过大量变参数计算给出具有不同刚度指标 I_r 、泊松比 ν 和内摩擦角 φ 的土中柱孔扩张极限状态下的塑性区平均体应变、孔扩张半径比和孔扩张系数。分析结果表明, I_r 、 ν 、 φ 越大, 塑性区平均体应变越小, 塑性区半径比越大, 孔扩张系数越大; 随着 I_r 增加, φ 的变化对孔扩张系数的影响更显著。同时, 将结果与基于 Mohr-Coulomb 准则的孔扩张解答进行比较, 探讨不同土性参数时中主应力效应对孔扩张系数的影响。文中分析方法及给出的考虑中主应力效应的柱孔扩张系数表可为原位试验分析及桩侧摩阻力估算提供参考。

关 键 词: 空间准滑动面理论 (广义 SMP); 应力路径假设; 柱孔扩张; 孔扩张系数

中图分类号: TU 323

文献标识码: A

Analysis of cylindrical cavity expansion based on extended SMP criterion and stress path approach

HAO Dong-xue¹, CHEN Rong¹, XU Cheng-shun², LIU Chun-cheng¹

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Northeast Dianli University, Jilin, Jilin 132012, China;

2. Key Laboratory of Urban Security and Disaster Engineering, Ministry of Education, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

Abstract: The theory of cylindrical cavity expansion has been widely used in many geotechnical engineering, such as analysis of pressure meter testing and effect of pile driving. Extended spatial mobilization plane (SMP) theory, which can display the effects of intermediate principal stress, in combination of finite strain theory, is used to analyze cylindrical cavity expansion problem in homogeneous soil. An analytical procedure to determine average volumetric strain of plastic zone is developed according to stress path hypothesis. Accordingly, “nondimensional” plastic zone radius and factors of cylindrical cavity expansion are estimated for varied rigidity index I_r , Poisson ratio ν and frictional angle φ . It is concluded that average volumetric strain decreases and “nondimensional” plastic zone radius and factors of cylindrical cavity expansion increase with the increase of I_r , ν , φ . Variation of φ has significant effects on factors of cylindrical cavity expansion in the case of greater I_r . Furthermore, a comparative study of the solutions based on extended SMP and those based on Mohr-Coulomb is made to examine the effects of intermediate principal stress on cylindrical cavity expansion for various soils. The values of factors of cylindrical cavity expansion considering the effects of intermediate principal stress presented in this paper are of great significance for analyzing in-situ tests and estimating ultimate lateral friction of piles.

Key words: extended spatial mobilization plane (SMP) theory; stress path hypothesis; cylindrical cavity expansion; factors of cavity expansion

1 引 言

柱孔扩张理论在岩土工程问题的分析中得到了广泛的应用, 如分析沉桩挤土效应、锚杆工作特性及原位测试机制等。早期的孔扩张理论视孔周围

塑性区土体为不可压缩的塑性固体, 不考虑体应变的影响。自 20 世纪 70 年代初, Vesic 课题^[1]考虑了实际扩张过程中孔周土体的体积压缩, 建议了由各向均等压缩试验和剪切试验确定体应变和应力关系, 进而通过解析分析来估算塑性区平均体应变的

收稿日期: 2012-07-16

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973 计划)项目 (No. 2011CB013603); 国家自然科学基金项目 (No. 51308095, No. 51278091); 中国电机工程学会电力青年科技创新项目 (No. 20110515)。

第一作者简介: 郝冬雪, 女, 1981 年生, 副教授, 主要从事地基承载特性、原位测试机制分析方面的研究工作。E-mail: haodongxue2005@126.com

步骤, 分析结果表明, 土体的压缩会减小深基础的承载力。由于 Vesic 的孔扩张解答^[1]需要进行相应的试验, 不便直接计算, 故 Gupta^[2]根据有限应变理论及应力路径假设提出了计算塑性区平均体应变的解析步骤, 从而确定塑性区域、弹性及塑性区应力及应变和孔扩张系数。目前, 众多分析在土体达到极限平衡状态时采用 Mohr-Coulomb 强度理论^[3]。然而, 基于 Mohr-Coulomb 破坏准则的分析, 一方面由于 Coulomb 定律中平面应变条件下的抗剪强度指标较难确定; 另一方面, 基于单剪强度理论的 Mohr-Coulomb 屈服准则不能考虑中主应力对材料屈服强度的影响, 导致计算结果不准确。近年来, 一些研究者^[4-7]采用空间准滑动面理论对无黏性土及黏性土中零及非零初始孔径柱孔扩张问题进行分析, 侧重探讨了中主应力效应、黏性土的应变软化、砂土的剪胀性及颗粒破碎等对孔扩张解的影响, 但上述研究多为理论分析, 且未提出方便实际工程应用的图表等。

因此, 本文在 Gupta^[2]的基础上, 采用能够反映中主应力效应的广义 SMP 准则对均质土体中有限应变的柱形孔扩张问题进行分析, 并通过计算给出了不同土性参数时极限状态下孔扩张系数, 可直接用来估算旁压试验极限扩孔压力及静力触探侧壁摩阻力, 为确定地基承载力提供参考。

2 平面应变条件下广义 SMP 准则

基于空间准滑动面 (Spatial mobilization plane) 概念所提出的 SMP 准则, 同时考虑了 3 个剪应力的共同效应, 因此, 能够反应中主应力对土体抗剪强度的影响。根据 SMP 准则, 一般黏性土在平面应变状态下破坏时, 在 τ - σ 空间上极限应力摩尔圆的公切线恰好通过黏结应力点 σ_0 , 且 $\sigma_0 = c_{tc}/\tan \varphi_{tc}$, φ_{tc} 、 c_{tc} 为三轴压缩状态下的内摩擦角和黏聚力。在平面应变条件下破坏时, 各个主应力满足下列关系

$$\sigma_2 + \sigma_0 = \sqrt{(\sigma_1 + \sigma_0)(\sigma_3 + \sigma_0)} \quad (1)$$

根据式 (1), 建立平面应变状态下一般黏性土的 SMP 破坏准则^[8-9]

$$\frac{\sigma_1 + \sigma_0}{\sigma_3 + \sigma_0} = \frac{1}{4} \left\{ \sqrt{8 \tan^2 \varphi_{tc} + 9} + \sqrt{8 \tan^2 \varphi_{tc} + 6 - 2 \sqrt{8 \tan^2 \varphi_{tc} + 9} - 1} \right\}^2 = R_{ps} \quad (2)$$

根据文献[10], 一般黏性土平面应变下破坏准则的 Coulomb 形式可以写成:

$$\tau = c_{ps} + \sigma \tan \varphi_{ps} = \beta_{ps} c_{tc} + \sigma \tan \varphi_{ps} \quad (3)$$

$$\text{其中, } \beta_{ps} = \frac{c_{ps}}{c_{tc}} = \frac{R_{ps} - 1}{2\sqrt{R_{ps}} \tan \varphi_{tc}} = \frac{\tan \varphi_{ps}}{\tan \varphi_{tc}}.$$

故平面应变下广义 SMP 屈服准则可由三轴压缩强度指标表示, 且可以表示成摩尔圆和库仑形式破坏线的相切关系, 这便于孔扩张分析。

3 柱孔扩张分析

3.1 基本假设

初始半径为 r_i 的圆柱形孔, 在均布内压力 p 的作用下扩张。假设土体为均质各向同性, 且可压缩变形, 与外荷载所产生的应力相比, 体力效应可以忽略不计, 土体中的初始应力 p_0 各向均等。当 p 值较小时, 柱孔周围土体处于弹性状态, 假设土体为理想弹性体, 采用线性弹性关系, 处于弹性状态的土体满足广义虎克定律; 当 p 值增大到某一临界值 p_{cr} 时, 柱孔周围土体将发生屈服, p 继续增大, 孔周围区域依次进入平衡状态, 塑性区持续开展直至孔压力达到极限值 p_u , 对应的孔径为 r_u , 塑性区半径为 r_p 。假设处于塑性状态的土体发生有限应变破坏, 并服从广义 SMP 准则。利用有限应变理论表示应变的准确性及适用性已得到证明^[2, 11], 故本文假设土体应变为有限应变, 采用拉格朗日应变张量表示平面应变条件下体应变, 如下式:

$$\varepsilon_v = 1 - (1 - \varepsilon_r)(1 - \varepsilon_\theta) = \varepsilon_r + \varepsilon_\theta - \varepsilon_r \varepsilon_\theta \quad (4)$$

式中: ε_r 、 ε_θ 分别为柱坐标中相对于变形位置的径向应变、切向应变。

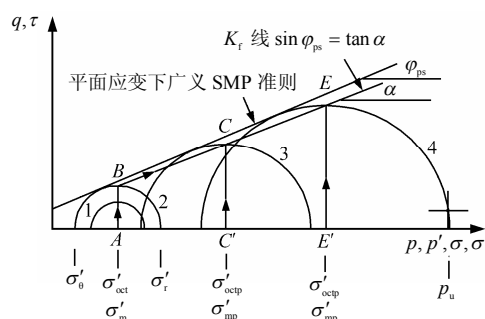


图1 孔扩张过程应力路径和应力状态
Fig.1 Stress path and stress state during cylindrical cavity expansion

当不考虑 σ_z 对柱孔周围土体应力路径的影响时, 孔扩张过程应力路径如图1所示。塑性区形成

之前, 应力-应变关系为线性, 土中某单元的应力路径为图 1 中 AB ; 当塑性区出现, 塑性区土体单元应力路径为 BCE , 塑性区所有单元土体的应力路径都是相同的, 且它们都止于 B 点和 E 点之间, BCE 上的应力-应变关系为非线性。根据 Lambe 等的研究结果^[1, 12-13], 剪切强度和总体积变化主要依赖于初始和终止条件, 而与应力路径基本无关。Vesic^[1]的孔扩张分析根据应力路径假设, 采用等向压缩和剪切试验来近似估算孔扩张过程土体平均体应变。本文分析同样采用应力路径假设, 即应力路径 ABC 或 ABE 下塑性区某单元的体应变可以近似由单元在应力路径 AC' 或 AE' 及路径 CC' 或 EE' 上的体积应变之和来估算。在路径 AC' 或 AE' 上, 单元受等向压缩, 而在路径 CC' 或 EE' 上, 单元在平均应力不变时剪切变形, CC' 或 EE' 上的应力状态即是扩张过程孔周土体达到极限平衡状态之前的弹性区的应力变化。

3.2 弹塑性应力分析

3.2.1 塑性区应力解

将广义 SMP 屈服准则代入平衡方程, 得极限扩孔压力 p_u 下, 塑性区径向及切向有效应力为

$$\sigma'_r = (p'_u + \sigma_0)(r_u/r)^{1-1/R_{ps}} - \sigma_0 \quad (5)$$

$$\sigma'_\theta = [\sigma'_r + (1 - R_{ps})\sigma_0]/R_{ps} \quad (6)$$

式中: $p'_u = p_u - r_w h_w$, $r_w h_w$ 为静水压力。

则塑性区半径 r 处平均有效应力为

$$\sigma'_{mp} = \frac{\sigma'_r + \sigma'_\theta}{2} = \frac{(1 + R_{ps})\sigma'_r + (1 - R_{ps})\sigma_0}{2R_{ps}} \quad (7)$$

弹塑性交界面处径向有效应力为

$$\sigma'_p = (p'_u + \sigma_0)(r_u/r_p)^{1-1/R_{ps}} - \sigma_0 \quad (8)$$

3.2.2 塑性区平均体积应变的引进

根据孔扩张体积变化与周围土体的弹塑性体积变化相等条件, 引进塑性区内平均体应变 Δ , 则有

$$r_u^2 - r_i^2 = r_p^2 - (r_p - u_p)^2 + (r_p^2 - r_u^2)\Delta \quad (9)$$

当孔壁压力 p 达到极限扩孔压力 p_u 时, $r_i/r_u \rightarrow 0$, 忽略 $(r_i/r_u)^2$ 项, 则式 (9) 变为

$$1 + \Delta = 2u_p \frac{r_p}{r_u^2} + \frac{r_p^2}{r_u^2}\Delta - \frac{u_p^2}{r_u^2} \quad (10)$$

径向位移拉梅解 $u = -\frac{1+\nu}{E}r\sigma'_r$, 当 $r = r_p$ 时,

$$\sigma'_r = \sigma'_p, \quad u = u_p, \quad \text{则}$$

$$u_p = \frac{1+\nu}{E}r_p \left[(p'_u + \sigma_0)(r_u/r_p)^{1-1/R_{ps}} - \sigma_0 - p'_0 \right] \quad (11)$$

式中: p'_0 为初始有效应力。

将式 (11) 代入体积变化相等条件式 (10), 有

$$1 + \Delta = 2 \frac{r_p^2}{r_u^2} \frac{1+\nu}{E} \left[(p'_u + \sigma_0)(r_u/r_p)^{1-1/R_{ps}} - \sigma_0 - p'_0 \right] - \frac{r_p^2}{r_u^2} \frac{(1+\nu)^2}{E^2} \left[(p'_u + \sigma_0)(r_u/r_p)^{1-1/R_{ps}} - \sigma_0 - p'_0 \right]^2 + \frac{r_p^2}{r_u^2} \Delta \quad (12)$$

弹塑性交界面处 ($r = r_p$), σ'_r 与 σ'_θ 满足极限平衡条件, 由弹性区应力解在 $r = r_p$ 处满足广义 SMP 屈服准则得到的 σ'_{rp} 与塑性区应力解式 (8) 相等, 得到应力平衡条件^[5]为

$$(p'_u + \sigma_0)(r_u/r_p)^{1-1/R_{ps}} = 2R_{ps}(p'_0 + \sigma_0)/(1 + R_{ps}) \quad (13)$$

将式 (13) 代入体积变化相等条件 (12) 得,

$$1 + \Delta = \frac{r_p^2}{r_u^2} \left[\Delta + \frac{2(1+\nu)R_{ps}-1}{E(1+R_{ps})} (p_0 \tan \varphi + c) \cot \varphi - \frac{(1+\nu)^2}{E^2} \left(\frac{R_{ps}-1}{1+R_{ps}} \right)^2 (p_0 \tan \varphi + c)^2 \cot^2 \varphi \right] \quad (14)$$

3.2.3 塑性区半径比

为了与基于 Mohr-Coulomb 破坏准则的结果对比, 这里仍设 $I_r = \frac{E}{2(1+\nu)(p_0 \tan \varphi + c)} = \frac{G}{s}$, $m = \frac{R_{ps}-1}{1+R_{ps}}$ 。因此, 式 (14) 可写成

$$\frac{r_p^2}{r_u^2} = \frac{(1+\Delta)4I_r^2 \sin^2 \varphi \sec^2 \varphi}{4I_r^2 \Delta \tan^2 \varphi + 4mI_r \tan \varphi - m^2} \quad (15)$$

则由式 (15) 得塑性区半径比 r_p/r_u 为

$$r_p/r_u = \sqrt{I'_r \sec \varphi} \quad (16)$$

其中

$$I'_r = \frac{(1+\Delta)4I_r^2 \sin^2 \varphi \sec \varphi}{4I_r^2 \Delta \tan^2 \varphi + 4mI_r \tan \varphi - m^2} \quad (17)$$

式 (10) 若忽略弹塑性交界面处位移高阶项, 则

$$I'_r = \frac{I_r(1+\Delta)\sin \varphi}{m + I_r \Delta \tan \varphi} \quad (18)$$

至此, 若塑性区平均体应变 Δ 已知, 可由式 (16)

求得塑性区半径比 r_p/r_u ，从而由式 (13) 确定极限扩孔压力。

3.3 塑性区平均体应变

3.3.1 路径 AC' 上的体应变

路径 AC' 受等向压缩，径向和切向应力增量为

$$\Delta\sigma_r = \Delta\sigma_\theta = \sigma'_{mp} - \sigma'_m = \frac{(1+R_{ps})\sigma'_r + (1-R_{ps})\sigma_0}{2R_{ps}} - \sigma'_m \quad (19)$$

式中： σ'_m 等同于初始有效应力 p'_0 。

平面应变问题 $\varepsilon_z = [\Delta\sigma_z - \nu(\Delta\sigma_r + \Delta\sigma_\theta)]/E = 0$ ，即 $\Delta\sigma_z = 2\nu\Delta\sigma_r$ ，则

$$\varepsilon_r = \varepsilon_\theta = \frac{\Delta\sigma_r}{E} - \frac{\nu}{E}(\Delta\sigma_\theta + \Delta\sigma_z) = \frac{\Delta\sigma_r}{E}(1 - \nu - 2\nu^2) = \frac{(1 - \nu - 2\nu^2)}{E} \left[\frac{(1+R_{ps})\sigma'_r + (1-R_{ps})\sigma_0}{2R_{ps}} - \sigma'_m \right] \quad (20)$$

根据式 (4)，应力路径 AC' 上的体应变为

$$\varepsilon_{v1} = \varepsilon_r + \varepsilon_\theta - \varepsilon_r\varepsilon_\theta = \frac{2(1 - \nu - 2\nu^2)}{E} \left[\frac{(1+R_{ps})\sigma'_r + (1-R_{ps})\sigma_0}{2R_{ps}} - \sigma'_m \right] - \frac{(1 - \nu - 2\nu^2)^2}{E^2} \left[\frac{(1+R_{ps})\sigma'_r + (1-R_{ps})\sigma_0}{2R_{ps}} - \sigma'_m \right]^2 \quad (21)$$

3.3.2 路径 CC' 上的体应变

路径 CC' 为在平均有效应力不变条件下的剪切变形，故

$$\Delta\sigma_r = -\Delta\sigma_\theta = \sigma'_r - \sigma'_{mp} = \sigma'_r - \frac{(1+R_{ps})\sigma'_r + (1-R_{ps})\sigma_0}{2R_{ps}} = \frac{(R_{ps}-1)(\sigma_0 + \sigma'_r)}{2R_{ps}} \quad (22)$$

同样由 $\varepsilon_z = 0$ 得 $\Delta\sigma_z = 0$ ，代入虎克定律得

$$\varepsilon_\theta = (\Delta\sigma_\theta - \nu\Delta\sigma_r)/E = (1+\nu)\Delta\sigma_\theta/E \quad (23)$$

$$\varepsilon_r = (\Delta\sigma_r - \nu\Delta\sigma_\theta)/E = (1+\nu)\Delta\sigma_r/E \quad (24)$$

由式 (22) ~ (24) 可见

$$\varepsilon_\theta = -\varepsilon_r = -\frac{1+\nu}{E}\Delta\sigma_r = -\frac{1+\nu}{E}(\sigma'_r - \sigma'_{mp}) = -\frac{1+\nu}{E} \frac{(R_{ps}-1)(\sigma_0 + \sigma'_r)}{2R_{ps}} \quad (25)$$

根据式 (4) 得应力路径 CC' 上的体应变为

$$\varepsilon_{v2} = (\varepsilon_\theta)^2 = \left(\frac{1+\nu}{E} \right)^2 \left[\frac{(R_{ps}-1)(\sigma_0 + \sigma'_r)}{2R_{ps}} \right]^2 \quad (26)$$

位于 r 处单元总体应变为 ε_{v1} 与 ε_{v2} 之和，该单元的体积变化量为 dV ，因此，当扩孔到极限孔径时，塑性区平均体积应变 Δ 表示为 $\Delta = \frac{\sum \varepsilon_v dV}{\pi(r_p^2 - r_u^2)}$ ，其中，

$$dV = 2\pi r dr。$$

则塑性区平均体应变为

$$\Delta = \frac{2 \sum \varepsilon_v (r/r_u) d(r/r_u)}{(r_p^2/r_u^2 - 1)} \quad (27)$$

3.3.3 极限扩孔压力

由式 (13) 可得极限扩孔压力为

$$p_u = \frac{2R_{ps}}{1+R_{ps}}(p'_0 + \sigma_0)(r_p/r_u)^{1-1/R_{ps}} - \sigma_0 + r_w h_w \quad (28)$$

将式 (16) 代入式 (28) 得

$$p_u = (p'_0 + \sigma_0) \frac{2R_{ps}}{1+R_{ps}} (I'_r \sec \varphi)^{\frac{R_{ps}-1}{2R_{ps}}} - \sigma_0 + r_w h_w \quad (29)$$

令 $F'_q = \frac{2R_{ps}}{1+R_{ps}} (I'_r \sec \varphi)^{\frac{R_{ps}-1}{2R_{ps}}}$ ，则式 (29) 变为

$$p_u = (F'_q - 1)c \cot \varphi + p'_0 F'_q + \gamma_w h_w \quad (30)$$

令 $F'_c = (F'_q - 1) \cot \varphi$ ，则

$$p_u = cF'_c + p'_0 F'_q + \gamma_w h_w \quad (31)$$

式中： F'_c 、 F'_q 为孔扩张系数。

3.3.4 塑性区平均体应变求解

对于给定的 I_r 、 ν 、 φ 和假设的 Δ 值，由 (17) 和 (16) 确定 I'_r 和 r_p/r_u ，由 (31) 确定 p_u ，由 (5) ~ (7) 确定归一化的半径 r/r_u 处的应力 σ'_r 、 σ'_θ 、 σ'_{mp} ，由 (21)，(26) 确定任意归一化半径处的体应变，从而由 (27) 确定新的 Δ ，重复上述步骤，直到新旧 Δ 近似相等为止。

4 结果分析与验证

4.1 计算结果

通过上述迭代步骤确定不同 I_r 、 ν 、 φ 时塑性区平均体应变 Δ 、塑性区半径比 r_p/r_u 、孔扩张系数 F'_q 、 F'_c ，列于表 1。将不同 ν 和 I_r 时 F'_q 、 F'_c 、 Δ 与 φ 的关系绘于图 2。由表 1 可见， Δ 随 ν 增加明显减小，由于 I'_r 依赖于 Δ ， r_p/r_u 、 F'_q 、 F'_c 随 ν 增加而增加，对于不同的 I_r 、 φ ，当 ν 从 0.2 增到 0.4 时， F'_q 增加约 1.6%~13%， F'_c 增加约 6.7%~13.4%。

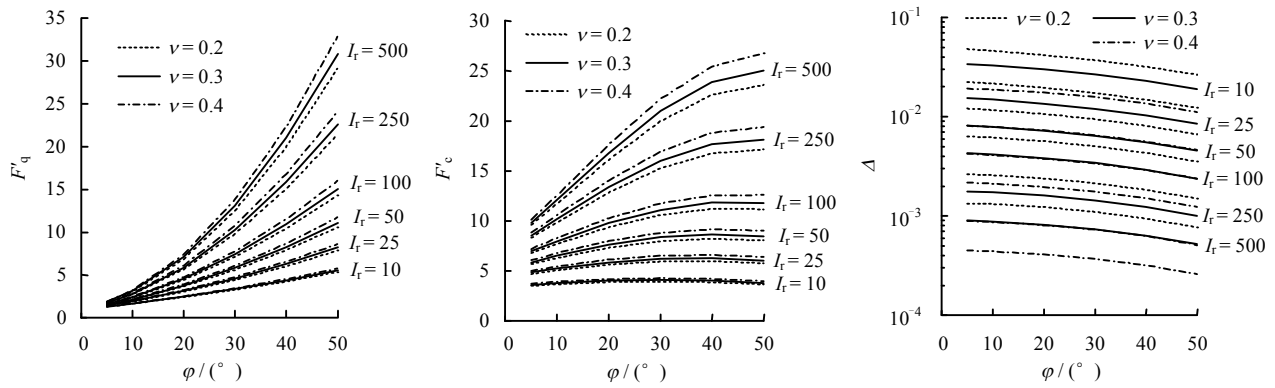


图 2 不同内摩擦角时孔扩张系数及塑性区平均体应变

Fig.2 Cylindrical cavity expansion factors and average volumetric strain in plastic for various frictional angles

表 1 基于广义 SMP 准则的柱形孔扩张系数

Table 1 Cylindrical cavity expansion factors based on extended SMP criterion

φ /(°)	I_r	$\nu = 0.2$				$\nu = 0.3$				$\nu = 0.4$			
		Δ	r_p / r_0	F'_q	F'_c	Δ	r_p / r_0	F'_q	F'_c	Δ	r_p / r_0	F'_q	F'_c
5	10	0.048 02	2.562	1.307	3.509	0.033 91	2.665	1.316	3.617	0.019 20	2.791	1.328	3.744
10	10	0.046 06	2.588	1.647	3.669	0.032 71	2.689	1.668	3.789	0.018 80	2.810	1.693	3.928
20	10	0.041 76	2.671	2.411	3.878	0.029 91	2.771	2.462	4.015	0.017 50	2.891	2.521	4.178
30	10	0.037 03	2.805	3.275	3.941	0.026 64	2.908	3.361	4.090	0.015 80	3.031	3.463	4.265
40	10	0.031 92	3.004	4.242	3.864	0.022 96	3.116	4.372	4.019	0.013 60	3.250	4.527	4.204
50	10	0.026 47	3.300	5.351	3.651	0.018 96	3.427	5.537	3.807	0.011 15	3.579	5.757	3.992
5	25	0.022 37	3.883	1.410	4.688	0.015 34	4.087	1.423	4.840	0.008 10	4.339	1.439	5.018
10	25	0.021 54	3.924	1.892	5.058	0.014 82	4.125	1.924	5.238	0.007 89	4.372	1.961	5.451
20	25	0.019 58	4.057	3.048	5.628	0.013 53	4.258	3.132	5.858	0.007 30	4.501	3.231	6.130
30	25	0.017 32	4.270	4.430	5.941	0.012 01	4.477	4.583	6.206	0.006 53	4.728	4.766	6.523
40	25	0.014 85	4.587	6.022	5.984	0.010 31	4.808	6.262	6.270	0.005 62	5.076	6.548	6.612
50	25	0.012 22	5.054	7.861	5.757	0.008 47	5.302	8.208	6.049	0.004 60	5.600	8.624	6.397
5	50	0.012 07	5.383	1.497	5.680	0.033 91	2.665	1.316	3.617	0.004 22	6.091	1.531	6.070
10	50	0.011 67	5.438	2.109	6.290	0.007 93	5.751	2.149	6.516	0.004 11	6.139	2.196	6.783
20	50	0.010 67	5.623	3.661	7.310	0.007 27	5.937	3.774	7.622	0.003 79	6.325	3.910	7.996
30	50	0.009 45	5.922	5.603	7.973	0.006 46	6.247	5.823	8.353	0.003 39	6.645	6.087	8.811
40	50	0.008 10	6.368	7.901	8.224	0.005 54	6.715	8.256	8.647	0.002 91	7.139	8.685	9.159
50	50	0.006 64	7.027	10.584	8.042	0.004 54	7.412	11.106	8.480	0.002 38	7.883	11.740	9.012
5	100	0.006 35	7.517	1.591	6.756	0.004 28	7.989	1.609	6.960	0.002 17	8.574	1.630	7.198
10	100	0.006 17	7.589	2.357	7.695	0.004 16	8.059	2.404	7.965	0.002 12	8.641	2.461	8.285
20	100	0.005 67	7.842	4.412	9.373	0.003 84	8.316	4.559	9.779	0.001 96	8.902	4.737	10.266
30	100	0.005 04	8.259	7.117	10.595	0.003 42	8.750	7.418	11.117	0.001 76	9.355	7.783	11.749
40	100	0.004 32	8.886	10.411	11.215	0.002 93	9.410	10.916	11.818	0.001 51	10.054	11.532	12.551
50	100	0.003 53	9.815	14.308	11.166	0.002 39	10.394	15.067	11.804	0.001 23	11.105	15.995	12.582
5	250	0.002 64	11.772	1.727	8.310	0.001 77	12.547	1.747	8.541	0.000 89	13.508	1.771	8.812
10	250	0.002 58	11.875	2.736	9.844	0.001 73	12.650	2.794	10.175	0.000 87	13.612	2.863	10.566
20	250	0.002 39	12.257	5.667	12.823	0.001 61	13.045	5.869	13.377	0.000 81	14.015	6.110	14.039
30	250	0.002 14	12.903	9.807	15.254	0.001 44	13.721	10.250	16.021	0.000 73	14.710	10.775	16.931
40	250	0.001 83	13.884	15.063	16.760	0.001 23	14.757	15.844	17.689	0.000 63	15.843	16.803	18.833
50	250	0.001 50	15.343	21.412	17.128	0.001 01	16.307	22.622	18.143	0.000 51	17.489	24.097	19.381
5	500	0.001 34	16.581	1.839	9.585	0.000 90	17.695	1.861	9.836	0.000 45	19.078	1.886	10.130
10	500	0.001 32	16.718	3.066	11.717	0.000 88	17.835	3.133	12.095	0.000 44	19.219	3.212	12.544
20	500	0.001 23	17.242	6.863	16.108	0.000 82	18.380	7.113	16.796	0.000 41	19.790	7.414	17.623
30	500	0.001 10	18.142	12.528	19.967	0.000 74	19.327	13.111	20.976	0.000 37	20.794	13.818	22.202
40	500	0.000 94	19.518	19.970	22.608	0.000 63	20.784	21.037	23.879	0.000 32	22.349	22.340	25.432
50	500	0.000 77	21.573	29.121	23.596	0.000 52	22.969	30.816	25.018	0.000 26	24.692	32.894	26.762

由图 2 可见, 随着 φ 增加, Δ 逐渐减小, 但 I_r 从 10 增大到 500, Δ 减小很多并减至很小, 约从 0.05 减至 0.000 3; 对不同 I_r , $\varphi=50^\circ$ 时 F'_q 、 F'_c 分别是 $\varphi=5^\circ$ 时的 4.1~17.4 倍和 1.12~2.64, I_r 越大, φ 的变化对孔扩张系数的影响越大; 同样, 在 φ 较大时, I_r 变化对孔扩张系数的影响越大。对于 $I_r=10$, $\varphi=5^\circ \sim 50^\circ$ 、 $\nu=0.2 \sim 0.4$ 时 r_p/r_u 从 2.56 到 3.58, 但对于 $I_r=500$, φ 和 ν 同样在上述范围变化时, r_p/r_u 可增至 20 以上。对于给定的 I_r 、 ν 、 φ , 可以由表 1 插值确定 Δ 、 r_p/r_u 、 F'_q 、 F'_c 。

图 3 表示 $\varphi=30^\circ$, $\nu=0.3$ 时塑性区体应变径向分布。由图可见, I_r 从 25 增到 100, 孔壁处 ε_v 从 0.057 6 减小至 0.026 7, 对于较小 I_r , ε_v 随距孔壁距离增大快速减小, 但对于较大 I_r , ε_v 缓慢变小。

4.2 对比分析

将本文计算结果与 Gupta^[2]基于 Mohr-Coulomb 的计算结果进行比较, 由于柱孔扩张系数是工程应用的直接参数, 因此, 仅将基于两种准则得到的柱孔扩张系数绘于图 4。

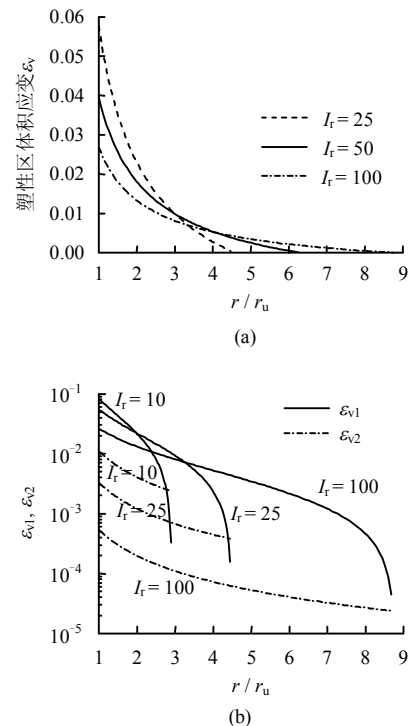


图 3 塑性区体应变径向分布($\varphi=30^\circ$, $\nu=0.3$)
Fig.3 Radial distributions of volumetric strain in plastic zone for $\varphi=30^\circ$, $\nu=0.3$

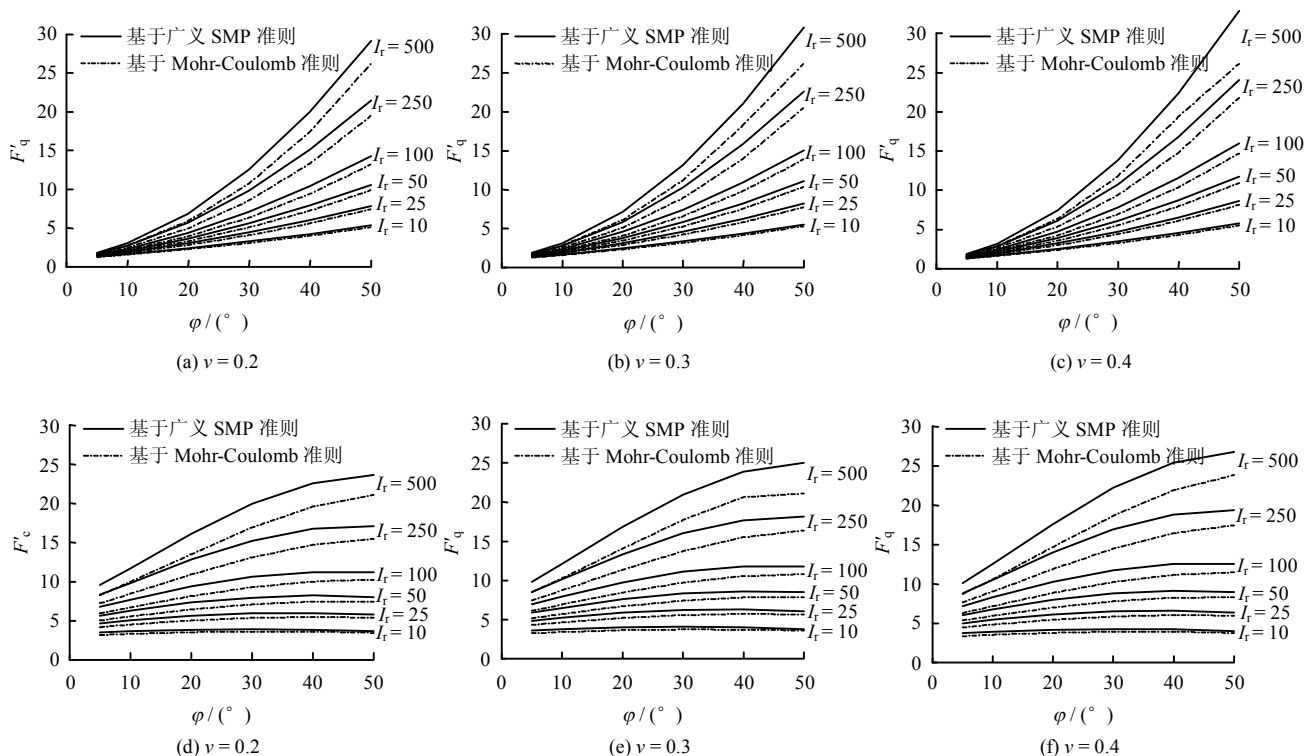


图 4 柱孔扩张系数 F'_q 和 F'_c
Fig.4 Cylindrical cavity expansion factors F'_q and F'_c

通过比较本文表 1 和文献[2]中表 1 可得, 基于广义 SMP 准则计算得到的 r_p/r_u 比基于 Mohr-Coulomb 准则的要小 3%~7%, 但 Δ 比 Mohr-

Coulomb 准则稍大。 I_r 从 10 到 500 之间变化, 基于广义 SMP 准则得到的 F'_q 、 F'_c 分别比基于 Mohr-Coulomb 准则的提高 2.0%~12%和 7%~19%。 I_r 和

φ 越大, 基于两种准则得到的孔扩张系数相差越大, 如图 4 所示, 但 ν 变化对两者差别几乎没有影响。利用孔扩张系数计算扩孔压力, 由于系数前乘以 c 和 p'_0 , 两种准则所得的极限压力相差要放大, 且随着 c 和 p'_0 增加相差越大。在理论上由于广义 SMP 准则较传统 Mohr-Coulomb 准则更合理, 因此, 本文所得孔扩张系数在理论上更合理, 但在工程实际中的应用, 两者结果的准确程度需要进一步的试验研究。

4.3 结果验证

利用柱孔扩张理论可以模拟旁压试验反分析估计土性参数^[14]、估算静力触探锥尖阻力^[15]、分析单桩极限承载力及桩周孔隙水压力变化等^[16-17]。为验证本文计算方法的合理性, 将由本文方法计算所得静力触探侧壁摩阻力与实测值进行比较。根据上海青草水源地建设五号沟泵站勘察报告^[18], 选择静力触探钻孔 C3、C13 中不同深度共 7 处进行计算。表 2 为土层物理力学性质参数, 各参数均为平均值, 其中静止土压力系数为扁铲侧胀试验成果, 其他为室内试验所测。表 3 为侧壁摩阻力理论结果与实测值比较, 其中孔隙水压力由三桥静力触探孔隙水压力消散曲线获得, 泊松比 ν 按经验取值 (正常固结、

轻度超固结砂土及粉土, ν 取 0.33 ; 可塑、坚硬黏土, ν 取 0.38, 软塑淤泥取 0.41), 锥土摩擦系数参考文献^[17]取值, 其他为计算所得。在计算 p'_u 时, 除②1 及⑨土层选择固结快剪强度指标外, 其他选用 CD 试验有效强度指标或慢剪强度指标。

由表 3 结果可见, 除③1 及⑤3-2 层理论计算结果不在实测最大值和最小值范围内, 其他土层理论值均在实测范围内, 这是因为两土层的计算点位于土层分界面处。C3 钻孔深度 9.5 m 处为淤泥质粉质黏土③1 与黏质粉土③2 交界, ③2 土层平均侧壁摩阻力为 34 kPa, 较③1 土层大, 故出现 9.5 m 处的理论计算结果较③1 土层最大值稍大的情况。C3 钻孔深度 28.5 m 处为黏质粉土夹粉质黏土⑤3-2 与黏土⑤1 交界面临近处, ⑤1 层平均侧壁摩阻力为 16.42 kPa, 较⑤3-2 平均值小很多, 故出现该点的理论计算结果较⑤3-2 层锥侧摩阻力最小值偏小的情况。由于不能准确得到测试点的土性参数及初始应力状态, 简单采用土层参数平均值进行计算某一深度处侧壁摩阻, 因土性参数离散性较大, 使得无法验证理论结果的精确程度, 但以上分析表明, 该理论结果可以用于初步估算锥尖阻力或桩侧摩阻力。

表 2 土层物理力学性质参数
Table 2 Physico-mechanical parameters of soils

土层 层号	土层名称	CPTU 孔土层厚度 / m		天然重度 γ / (kN/m ³)	饱和度 S_r	静止 侧压力 系数 K_0	压缩 模量 E_s / MPa	三轴 CD		慢剪		固结快剪	
		C3	C13					c' / kPa	φ' / (°)	c / kPa	φ / (°)	c / kPa	φ / (°)
①1	填土	1.1	1.2	17.0									
②1	粉质黏土夹黏质粉土	1.4	1.5	18.5	96	0.47	5.95					17	23.5
②3	砂质粉土	2.7	5.8	18.7	96	0.38	9.45			0	33.0	5	30.5
③1	淤泥质粉质黏土	4.3	0.9	17.6	97	0.49	3.64	4	33.9			11	23.0
③2	黏质粉土	2.5	2.2	18.7	95	0.38	9.32			0	33.0	6	30.0
④	淤泥质黏土	5.9	5.9	16.8	97	0.57	2.58	5	26.6			14	11.5
⑤1	黏土	9.3	11.4	17.4	96	0.52	3.39	5	30.0			17	14.0
⑤3-2	黏质粉土夹粉质黏土	10.2	8.5	18.2	94	0.42	6.99			0	31.5	6	29.0
⑦	粉砂	20.6	20.6	18.8	94	0.37	12.54			0	35.0	2	32.0
⑧	粉质黏土	6.6	8.3	18.4	95	0.40	5.93	2	31.2			22	20.0
⑨	粉砂	23.8	5.7	19.4	95	0.35	15.80					0	33.0

表 3 本文计算结果与实测值对比
Table 3 Comparisons between theoretical and measured values

土层 层号	计算点深度 / m		竖向 总应力 σ_v / kPa	孔隙水 压力 u / kPa	初始水平 有效应力 p'_0 / kPa	泊松比 ν	刚度 指标 I_r	极限扩孔 压力 p'_u / kPa	锥土 摩擦 系数	f_s 计 算值 / kPa	侧壁摩阻力 f_s 实测值 / kPa		
	C3	C13									平均值	最大值	最小值
②1	1.5		26.1	0.6	12.0	0.33	68.0	213.0	0.116	24.71	24.77	43.27	19.46
③1	9.5		170.8	35.4	66.3	0.41	14.4	288.3	0.088	25.40	11.58	19.32	9.77
③2		10	183.7	110	28.0	0.33	130.1	263.1	0.172	49.00	34.00	72.21	24.80
⑤3-2	28.5		502.1	393.1	45.8	0.33	63.2	311.1	0.172	53.50	82.05	223.83	61.35
⑦		50	890.7	329.2	207.7	0.33	21.9	1 078.8	0.200	215.80	196.36	347.08	137.42
⑧		62	1 114.7	427.4	274.9	0.38	5.9	863.2	0.116	100.10	70.27	105.78	57.47
⑨		70	1 265.6	472.3	277.6	0.33	22.2	1 362.8	0.200	272.60	205.70	339.06	158.39

5 结 论

(1) 随着 ν 增大, 孔扩张系数增大, $\nu = 0.2 \sim 0.4$, 对于不同 I_r 和 φ , F'_q 增加约 1.6%~13%, F'_c 增加约 6.7%~13.4%;

(2) 塑性区平均体应变 Δ 受 I_r 影响较大, I_r 从 10 增大到 500, Δ 减小很多并减至很小, 约从 0.05 减至 0.000 3; I_r 越大, φ 的变化对孔扩张系数的影响越大, I_r 在 10 到 500 之间变化, $\varphi = 50^\circ$ 时 F'_q 、 F'_c 分别是 $\varphi = 5^\circ$ 时的 4.1~17.4 倍和 1.12~2.64 倍;

(3) I_r 从 10 到 500 之间变化, 基于广义 SMP 准则得到的 F'_q 、 F'_c 分别比基于 Mohr-Coulomb 准则的提高 2.0%~12%和 7%~19%。 I_r 和 φ 越大, 基于两种准则得到的孔扩张系数相差越大, ν 变化对两者差别几乎没有影响。

(4) 本文结果可以用来初步估算锥尖阻力或桩侧摩阻力等, 但其精确程度及适用范围等需要进行专门的试验研究和印证。

参 考 文 献

- [1] VESIC A S. Expansion of cavities in infinite soil mass[J]. **Journal of Soil Mechanics and Foundations Division**, 1972, 98(3): 265—290.
- [2] GUPTA R C. Finite strain analysis for expansion of granular soils[J]. **Soils and Foundations**, 2002, 42(6): 105—115.
- [3] YU H S. In situ soil testing: From mechanics to interpretation[J]. **Geomechanics and Geoengineering**, 2006, 1(3): 165—195.
- [4] 栾茂田, 李波. 基于广义 SMP 破坏准则的柱形孔扩张问题理论分析[J]. **岩土力学**, 2006, 27(12): 2105—2110.
LUAN Mao-tian, LI Bo. Theoretical analysis of cylindrical cavity expansion based on extended SMP criterion[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2006, 27(12): 2105—2110.
- [5] 郝冬雪, 栾茂田, 陈榕, 等. 基于广义 SMP 准则的线性软化柱形孔扩张分析[J]. **大连理工大学学报**, 2010, 50(1): 103—110.
HAO Dong-xue, LUAN Mao-tian, CHEN Rong, et al. Analysis of cylindrical expansion with Linear softening behavior based on Extended SMP Criterion[J]. **Journal of Dalian University of Technology**, 2010, 50(1): 103—110.
- [6] HAO Dong-xue, LUAN Mao-tian, LI Bo, et al. Numerical analysis of cylindrical cavity expansion in sand considering particle crushing and intermediate principal stress[J]. **Transactions of Tianjin University**, 2010, 16(1): 68—74.
- [7] 刘时鹏, 施建勇, 雷国辉. 基于 SMP 准则柱孔扩张问题相似解[J]. **岩土力学**, 2012, 33(5): 1375—1380.
LIU Shi-peng, SHI Jian-yong, LEI Guo-hui. Similarity solutions of cylindrical cavity expansion based on SMP criterion[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2012, 33(5): 1375—1380.
- [8] MATSUOKA H, NAKAI T. Stress-deformation and strength characteristics of soil under three difference principal stresses[J]. **Proceedings of Japan Society of Civil Engineers**, 1974, 232: 59—70.
- [9] MATSUOKA H, SUN D A. Extension of spatially mobilized plane (SMP) to friction and cohesive materials and its application to cemented sands[J]. **Soils and Foundations**, 1995, 35(4): 63—72.
- [10] 栾茂田, 许成顺, 刘占阁, 等. 一般应力条件下土的抗剪强度参数探讨[J]. **大连理工大学学报**, 2004, 44(2): 271—276.
LUAN Mao-tian, XU Cheng-shun, LIU Zhan-ge, et al. Study of shear strength parameters of soils under general stress conditions[J]. **Journal of Dalian University of Technology**, 2004, 44(2): 271—276.
- [11] GUPTA R C. Finite strain analysis for deep cone penetration[J]. **Journal of Geotechnical Engineering**, 1991, 117(10): 1610—1630.
- [12] LAMBE T W, WHITMAN R V. **Soil Mechanics**[M]. New York: John Wiley and Sons, 1969.
- [13] VESIC A S, CLOUGH G W. Behavior of granular materials under high stresses[J]. **Journal of Soil Mechanics and Foundations Division**, 1968, 94(3): 661—688.
- [14] 郝冬雪, 陈榕, 栾茂田, 等. 自钻式旁压试验推求土性参数的研究进展[J]. **计算力学学报**, 2011, 28(3): 453—460.
HAO Dong-xue, CHEN Rong, LUAN Mao-tian, et al. Research development of estimation for soil properties from SBPT[J]. **Chinese Journal of Computational Mechanics**, 2011, 28(3): 453—460.
- [15] SALGADO R, MITCHELL J K, JAMIOLKOWSKI M. Cavity expansion and penetration resistance in sand[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE**, 1997, 123(4): 344—354.

- [16] 曹权, 施建勇, 雷国辉, 等. 基于波速孔压静力触探试验计算软土中静压桩的单桩极限承载力[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(1): 51—57.
- CAO Quan, SHI Jian-yong, LEI Guo-hui, et al. Calculation of ultimate bearing capacity of jacked-in piles in soft soil based on seismic piezocone penetration tests[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2012, 34(1): 51—57.
- [17] 曹权, 施建勇, 雷国辉, 等. 基于波速孔压静力触探试验研究软土中单桩桩侧承载力时效性[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(7): 1482—1487.
- CAO Quan, SHI Jian-yong, LEI Guo-hui, et al. Prediction of excess pore water pressure caused by installing piles in soft clay based on piezocone penetration tests[J]. **Journal of Hohai University (Natural Sciences)**, 2011, 30(7): 1482—1487.
- [18] 陈琛. 上海青草水源地建设五号沟泵站勘察报告[R]. 上海: 上海岩土工程勘察研究院有限公司, 2008.

上接第 2762 页

- [9] VICTORIA V M, JULIO A, FERNANDO H. Selection and characterization of a reference sealing material: The Spanish case[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2006, 25(4): 768—780.
- [10] 崔玉军, 陈宝. 高放核废物地质处置中工程屏障研究新进展[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(4): 842—847.
- CUI Yu-jun, CHEN Bao. Recent advances in research on engineered barrier for geological disposal of high-level radioactive nuclear waste[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2006, 25(4): 842—847.
- [11] 刘月妙, 蔡美峰, 王驹. 高放废物处置库缓冲材料导热性能研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, (增刊 2): 3891—3896.
- LIU Yue-miao, CAI Mei-feng, WANG Ju. Thermal properties of buffer material for high-level radioactive waste disposal repository[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2007, (Supp. 2): 3891—3896.
- [12] 刘月妙, 蔡美峰, 王驹. 高放废物地质处置库预选缓冲材料压缩性能研究[J]. 铀矿地质, 2007, 23(2): 91—95.
- LIU Yue-miao, CAI Mei-feng, WANG Ju. Research on compressibility of buffer material for high-level radioactive waste disposal[J]. **Uranium Geology**, 2007, 23(2): 91—95.
- [13] 徐国庆. 核素迁移研究中若干问题的探讨[C]//第 260 次香山科学会议—高水平放射性废物处置论文集. [S. l.]: [s. n.], 2005, (9): 23—133.
- [14] 陈璋如. MRS2003 年会及瑞典 Äspö 地下实验室概况[J]. 世界核地质科学, 2004, 21(1): 59—62.
- CHEN Zhang-ru. Brief introduction on MRS 2003 and “Äspö” underground laboratory, Sweden[J]. **World Nuclear Geoscience**, 2004, 21(1): 59—62.
- [15] LI Xiang-ling, BERNIER F, BEL J. The Belgian HLW repository design and associated R&D on the THM behavior of the host rock and EBS[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2006, 25(4): 681—692.
- [16] ROMERO E, LI Xiang-ling. Thermo-hydro-mechanical characterization of OPHELIE backfill mixture[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2006, 25(4): 733—740.
- [17] PACOVSKY J. The use of the Mock-Up-CZ physical model for the design of a geotechnical barrier for the deep repository[C]//Proceedings of 15th Southeast Asian Geotechnical Society Conference. Thailand: [s. n.], 2004: 669—674.
- [18] CAO S F, QIAO L, LIU Y M, et al. Coupled thermo-hydro-mechanical study on GMZ bentonite[C]//Proceedings of 2nd ISRM International Young Scholars, Symposium on Rock Mechanics. [S. l.]: [s. n.], 2012, 593—596.
- [19] 曹胜飞, 刘月妙, 乔兰, 等. 压实膨润土热-水-力耦合性能试验研究[C]//第四届废物地下处置学术研讨会论文集. 北京: 中国原子能出版社, 2012.
- [20] LIU Y M, WANG J, ZHAO X G, et al. Design and development of a large-scale THMC experiment of compacted bentonite for geological disposal of high level radioactive waste in China[C]//Proceedings of Harmonising Rock Engineering and the Environment, 12th ISRM international Congress on Rock Mechanics. 2011, [S. l.]: A A Balkema, 1415—1419.
- [21] JNC. H12: Project to establish the scientific and technical basis for HLW disposal in Japan—Supporting report 2, repository design and engineering technology[R]. Japan: [s. n.], 2000.