

DOI: 10.16285/j.rsm.2017.06.026

基于单元状态指标的盾构隧道水-力耦合模拟分析

马春景^{1,2}, 姜谔男^{1,2}, 江宗斌^{1,2}, 王善勇³

(1. 大连海事大学 道路与桥梁工程研究所, 辽宁 大连 116026; 2. 大连海事大学 辽宁省公路工程重点实验室, 辽宁 大连 116026;
3. 澳大利亚纽卡斯尔大学 土木系, 卡拉汉, 新南威尔士 2308, 澳大利亚)

摘 要: 针对富水区土压平衡式盾构隧道施工进行了水-力耦合 (H-M 耦合) 数值模拟。首先在既有的研究成果基础上建立了单元状态指标 ZSI (Zone State Index), 该指标将屈服、破坏接近度等进行适当变换, 统一到单元安全度量体系 (负值代表破坏), 实现了单元的弹性、屈服和破坏 3 种状态的完整表达。然后将应变-渗透系数方程与 ZSI 结合, 使渗透系数在耦合的过程中随单元状态发生改变, 弥补了 FLAC^{3D} 渗流模拟中渗透系数不变的不足。最后采用 FLAC^{3D} 的 FISH 语言二次开发, 以大连地铁 202 标段香工街站-沙河口火车站区间盾构地铁隧道为例, 实现 H-M 耦合过程的模拟。分析了隧道掘进的过程中开挖面及围岩的变形和破坏特征, 根据开挖面上 ZSI 的计算结果对开挖面进行了稳定性评价。研究表明, 该方法可以较好地进 H-M 耦合过程中模拟和分析, 与实测结果较为吻合。

关 键 词: H-M 耦合; 盾构隧道; 开挖面; 单元状态指标; FLAC^{3D}

中图分类号: TU 94+1

文献识别码: A

文章编号: 1000-7598 (2017) 06-1762-09

Hydro-mechanical coupled simulation and analysis of shield tunnel construction based on the zone state index

MA Chun-jing^{1,2}, JIANG An-nan^{1,2}, JIANG Zong-bin^{1,2}, WANG Shan-yong³

(1. Institute of Road and Bridge Engineering, Dalian Maritime University, Dalian, Liaoning 116026, China;

2. Key Laboratory of Highway Engineering of Liaoning Province, Dalian Maritime University, Dalian, Liaoning 116026, China

3. ARC Centre of Excellence for Geotechnical Science and Engineering, The University of Newcastle, Callaghan, NSW 2308, Australia)

Abstract: The hydro-mechanical (H-M) coupled numerical simulation was conducted for the prediction of the tunneling construction in water-rich areas using the earth pressure balance (EPB) shield. First, a zone state index (ZSI) was established based on the achievements of other scholars. Then, the yield approach index and failure approach index was unified to safety evaluation system (negative values mean failure), which achieved a complete expression of elastic, yield and failure states. By combining the strain-permeability equation with ZSI, the variable of permeability coefficient was calculated during the coupled process, which made up for the deficiency of permeability coefficient in FLAC^{3D} seepage simulation. Taken the 202 section of Dalian Metro, Xianggong street station to Shahekou railway station, as an example, the H-M coupled numerical simulation was realized by using program in FISH language. The deformation and failure characteristics of excavation face and surrounding rock during tunnel excavation were analyzed. The stability of excavation face was further evaluated according to numerical results of ZSI. The results indicate that the proposed method can be used to well simulate and analyze the H-M coupling process, which are in good agreement with measured results.

Keywords: hydro-mechanical coupling; shield tunnel; excavation face; zone state index; FLAC^{3D}

1 引 言

盾构法是暗挖法施工中的一种先进的全机械化施工方法。它具有自动化程度高、劳动强度低、施

工速度较快等优点。然而, 在盾构隧道施工过程中, 地下水的存在一直是困扰施工的难题。水不但使围岩的强度减弱, 孔隙水压力导致有效应力变化, 使围岩发生变形, 引起应力场和速度场改变, 围岩的

收稿日期: 2015-08-31

基金项目: 国家自然科学基金 (No.51678101); 中央高校基本科研业务费 (No.3132014326)。

This work was supported by Natural Science Foundation of China (51678101) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities (3132014326).

第一作者简介: 马春景, 男, 1990 年生, 硕士研究生, 主要从事岩石多场耦合机理及数值模拟方面的研究工作。E-mail: machunjinglw@163.com

通讯作者: 姜谔男, 男, 1971 年生, 教授, 博士生导师, 从事岩土工程稳定性分析和多场耦合方面的研究工作。E-mail: jiangannan@163.com

缺陷和孔隙又使得孔隙率和渗透性增加，对渗流产生较大的影响，整个过程相互作用并不断地迁移调整。H-M 耦合（水力耦合）不但使岩体的强度和内部结构改变，安全性的降低会带来较大的施工风险，并使得运营成本大幅提高。众多学者针对隧道的 H-M 耦合问题进行了研究。乔金丽等^[1]针对渗流作用下多层土盾构隧道开挖面进行了稳定性分析，认为渗流作用下渗透力构成了总支护压力的主要部分。宋锦虎等^[2]针对隧道盾构施工过程进行了三维流-固耦合计算，分析了施工过程中对孔压的扰动，从而进行施工参数的调整。Yi 等^[3]针对土压平衡盾构施工引起的饱和土层中孔隙水压力的变化规律进行了研究，并与实测结果进行了比较；Pusch^[4]通过分析研究隧道开挖过程中水力传导系数的改变，认为渗流场和应力场耦合时，把渗透系数作为常数处理是不准确的。日本学者 Sato 等^[5]通过原位试验结果，建立了软岩孔隙塑性损伤模型，考虑了机械掘进时外载荷导致的损伤引起的岩石渗流特性地改变。众多研究成果表明，研究隧道施工中渗透性变化的 H-M 耦合具有重大理论价值和研究意义的，然而，将耦合过程中围岩的实际受力状态与渗透性变化问题结合的实例并不多见。

岩土材料可分为弹性、屈服和破坏 3 种状态，针对岩土工程的安全评价方法前人已做了大量的工作，分别从安全或者破坏角度建立了完善的评价指标。如周辉等^[6]、张传庆等^[7]提出的屈服接近度、破坏接近度，可以定量地分析岩土体的屈服或破坏危险性程度，但上述指标对于安全储备方面反映不够直观。蓝航^[8]提出的单元安全度及李树忱等^[9]提出单元安全系数，均针对工程的单元储备进行了评价，但较少反映出单元进入屈服乃至破坏后的状态。尤其是上述研究并没有应用到 H-M 耦合当中。

富水区盾构隧道围岩的整个的渐进破坏过程包含了弹性、屈服和破坏各阶段，其中伴随着复杂的渗流-应力耦合作用。应力、损伤及破坏的不同单元状态会对渗透性产生不同的影响，而传统 H-M 耦合分析忽略不同单元状态下渗透性的变化，因此，带来很大误差。为此，本文首先基于前人的研究成果建立了单元状态指标 ZSI，该指标将屈服、破坏接近度等进行适当变换，统一到单元安全度量体系，实现了单元的弹性、屈服和破坏 3 种状态的完整表达。然后将单元状态指标 ZSI 与渗透系数建立联系，反映岩石破坏带来渗透性变化的特点。最后采用 FLAC^{3D} 的 FISH 语言二次开发，并与 H-M 耦合算法结合，以大连地铁 202 标段香工街站—沙河口火

车站区间盾构地铁隧道为例，实现 H-M 耦合过程的模拟。基于 ZSI 对盾构施工整个过程中工作面的安全性变化进行研究，并与实际的监测结果进行对比分析，为类似的盾构施工提供参考。

2 H-M 耦合模拟理论

岩土工程软件 FLAC^{3D} 在模拟岩土体的耦合多场模拟方面已经得到广泛的认可^[10-11]，可针对如静力、动力、渗流、温度和蠕变等多种模式进行分析。本文以渗流力学和软化模型为基础，视岩体为多孔介质，并满足小变形假定，流体在介质中的流动服从 Darcy 定律，引入 Biot 方程，根据相应的边界条件构建 H-M 耦合数学模型。

2.1 岩土材料单元状态评价方法

传统的岩土工程如边坡工程通常针对整体的安全性，根据安全系数进行评价。而岩土体的整体失稳往往是从局部范围内岩体的失稳开始的，因此，定量评价局部岩土体单元的安全性与危险性对于分析整体稳定性有重要的参考价值，在 H-M 耦合过程中进行定量安全评价也具有较为重要的意义。通过统一的指标建立岩土材料从弹性到破坏全阶段的定量评价方法，以单元状态指标 ZSI 值表征岩体单元的安全或危险程度。本文中约定，拉应力为正，压应力为负，且 $\sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1$ ，现对 ZSI 推导如下：

(1) 弹性阶段

在弹性阶段单元的塑性应变为 0，此时根据图 1 中单元实际的应力状态点 P 计算材料单元的安全指标。当 $\sigma_1 \leq 0$ 时，由于没有拉应力存在，按照单元处于弹性剪切状态来考虑。Mohr-Coulomb 准则屈服面在主应力空间中是一个不规则六角形截面的角锥体表面，在 π 平面内投影为不等角六边形屈服面。

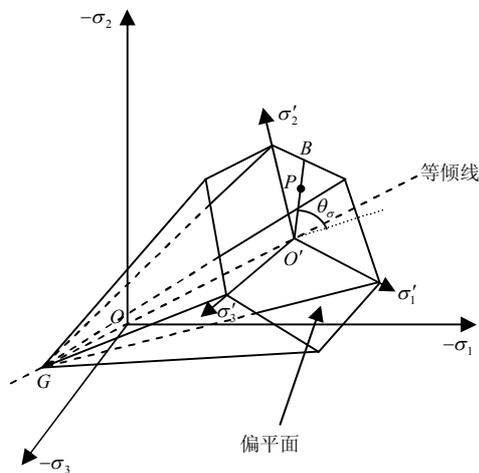


图 1 应力空间上应力点状态

Fig.1 Stress state of a point in stress space

I_1 为应力张量第一不变量, J_2 为偏应力张量第二不变量。点状线为偏平面上 σ'_2 轴的垂线, 与 σ'_2 轴的夹角等于应力罗德角 θ_σ 。 O' 点为等倾线上的点, 亦为相对最安全的参考点, 连接 $O'P$ 并延长交 EFG 平面于 B , 在 GBO' 面上 O 点坐标为 $(0, 0)$, O' 点坐标为 $(\sigma_\pi, 0)$, σ_π 为 π 平面上的正应力分量。 P 点的坐标为 (σ_π, τ_π) 。 B 点坐标为 (σ_π, τ'_π) 。 此时, ZSI 可表述为: 空间应力状态点相应的最稳定参考点沿最不利路径到屈服面的距离与该点在相同罗德角方向上沿到屈服面的距离之比。

由于 B 点在屈服面上, 因此

$$F = \frac{I_1 \sin \varphi}{3} + (\cos \theta_\sigma - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin \theta_\sigma \sin \varphi) \sqrt{J_2} - c \cos \varphi = \frac{I_1 \sin \varphi}{3} + f(\theta_\sigma) \tau'_\pi - c \cos \varphi = 0 \quad (1)$$

$$f(\theta_\sigma) = \frac{\cos \theta_\sigma - \sin \theta_\sigma \sin \varphi / \sqrt{3}}{\sqrt{2}} \quad (2)$$

$$\tau_\pi = \sqrt{2J_2} \quad (3)$$

$$ZSI = \frac{O'B}{O'P} = \frac{\tau'_\pi}{\tau_\pi} = \frac{\frac{I_1 \sin \varphi}{3} - c \cos \varphi}{(\frac{1}{\sqrt{3}} \sin \theta_\sigma \sin \varphi - \cos \theta_\sigma) \sqrt{J_2}} \quad (4)$$

式中: c 为黏聚力; φ 为内摩擦角; J_2 为屈服面上 B 点应力状态计算出的偏应力张量第二不变量。当应力点在屈服面上时, $ZSI = 1$, 应力点在等倾线上时 $ZSI = +\infty$, 表示单元在该阶段所能达到的最安全状态。需要说明的是, $ZSI = +\infty$ 并不是指单元无限的安全, 而是在弹性剪切阶段处于相对最安全的状态。

一般来说, 岩土材料的抗拉强度相对抗剪强度而言要小很多, 因此, 必须考虑材料在拉伸状态下的安全性, 此时 $ZSI = \sigma_t / \sigma_1$ 。 σ_t 趋近于 0, 受拉状态为相对最安全状态 $ZSI = +\infty$, 然而此时仍不能排除单元剪切破坏的可能, 为更好地把握岩土体的危险性, ZSI 值可取为剪切与拉伸同时考虑的情况下的较小值。弹性段的 ZSI 表达式为

$$ZSI = \begin{cases} \frac{\frac{I_1 \sin \varphi}{3} - c \cos \varphi}{(\frac{1}{\sqrt{3}} \sin \theta_\sigma \sin \varphi - \cos \theta_\sigma) \sqrt{J_2}} & \sigma_1 \leq 0 \\ \min \left(\frac{\frac{I_1 \sin \varphi}{3} - c \cos \varphi}{(\frac{1}{\sqrt{3}} \sin \theta_\sigma \sin \varphi - \cos \theta_\sigma) \sqrt{J_2}}, \frac{\sigma_t}{\sigma_1} \right) & \sigma_1 > 0 \end{cases} \quad (5)$$

弹性阶段 $ZSI \in [1, +\infty)$ 。当 $ZSI > 1$ 时, 单元处于弹性阶段, ZSI 值越大, 安全性越高; 当 $ZSI = 1$ 时, 单元开始进入屈服阶段。

(2) 屈服和破坏阶段

此时岩体出现了塑性变形, 等效塑性应变大于 0。此时应用应变来建立屈服与破坏条件更能反映材料屈服和破坏的本质^[12]。在文献[8]中, 用剪应变与临界塑性剪应变的比值作为破坏度。因此, 为与上文的 ZSI 评价体系相统一, 将破坏临界点的等效塑性剪切应变值 $\bar{\varepsilon}^{ps}$ 作为破坏的判据, $\varepsilon^{ps} / \bar{\varepsilon}^{ps}$ 表示材料在剪切屈服段内距离破坏段的接近程度, ε^{ps} 为等效塑性剪应变, 其相补参量 $1 - \varepsilon^{ps} / \bar{\varepsilon}^{ps}$ 作为剪切屈服状态的单元状态指标。这样处理的优点是可以将屈服阶段的值域与弹性阶段明显地区分开来, 并且仍然保持值越小, 安全性越低的趋势。 ε^{pt} 和 $\bar{\varepsilon}^{pt}$ 分别代表等效塑性拉伸应变和极限等效塑性拉伸应变。考虑拉伸情况则 ZSI 值取两种情况中的较小值。即

$$ZSI = \min(1 - \frac{\varepsilon^{ps}}{\bar{\varepsilon}^{ps}}, 1 - \frac{\varepsilon^{pt}}{\bar{\varepsilon}^{pt}}) \quad (6)$$

此时 $ZSI \in [0, 1)$, ZSI 越大, 单元相对越安全, 与弹性段的单调性相一致。材料刚刚进入屈服段时, $\varepsilon^{ps} = 0$, $ZSI = 1$ 。到达等效塑性应变阈值时, $ZSI = 0$ 。

破坏阶段时, 剪切与拉伸状态的 ZSI 表达式与屈服阶段 ZSI 表达式相同。 $ZSI \in (-\infty, 0)$, 值越小破坏程度越高。

2.2 H-M 耦合过程中渗透系数的变化

FLAC^{3D} 在模拟渗流的过程中, 默认单元的渗透系数是不变的, 然而这与实际的渗流情况并不相符。岩石的渗透性是与应力应变状态密切相关的。岩石在进入屈服阶段之前, 即弹性阶段时, 渗透系数将保持在较低水平上, 而一旦进入屈服阶段, 岩石的渗透系数将远远大于弹性阶段的渗透系数, 而岩石破裂后渗透系数存在突跳现象, 目前也较难找到连续光滑的函数表达。由于试件越接近均质, 渗透系数突跳点越接近峰值点, 可以认为细观单元突跳点与峰值点一致, 通过细观单元的非均匀赋值, 反映宏观试件应力、应变-渗透系数的非线性^[13]。

关于渗透系数与应力、应变关系的方程有很多。推导方法包括经验公式^[14-16]、间接公式^[17-19]和理论模型^[20-21]等方法。但大多数方程参数较多, 适应性不好。体应变能更好地反应单元屈服、软化和破坏过程中渗透系数的变化。初始压密阶段, 体应变为负值, 渗透性减小, 但变化并不明显; 当应力达到

峰值进入屈服状态，将产生大量的微裂纹，体应变迅速增加；当单元破坏后，裂隙扩展、贯通，变形随应力迅速增长，裂隙贯通形成畅通的导水通道，渗透系数突跳。随着变形的进一步发展，破裂的凹凸部分被剪断或磨损，在围压作用下，破坏试件又出现一定程度的压密闭合。基于以上考虑，本文中单元在弹性到破坏阶段渗透系数 k 是与体积应变 ε_v 相关的函数，结合单元状态指标 ZSI 基于 Kozeny-Carman 公式表达^[17-18]为

$$k = \begin{cases} k_0 \frac{(1 + \varepsilon_v / n_0)^3}{1 + \varepsilon_v} & ZSI \geq 1 \\ \xi k_0 \frac{(1 + \varepsilon_v / n_0)^3}{1 + \varepsilon_v} & 0 \leq ZSI < 1 \\ \xi' k_0 \frac{(1 + \varepsilon_v / n_0)^3}{1 + \varepsilon_v} & ZSI < 0 \end{cases} \quad (7)$$

其中孔隙度的演化方程为

$$n = \frac{n_0 + \varepsilon_v}{1 + \varepsilon_v} \quad (8)$$

式中： n_0 为初始孔隙度； ε_v 为体积应变； ξ 、 ξ' 为突跳系数； k_0 为初始渗透系数 (m/d)。由于破裂后的单元渗透系数与弹性或屈服状态相差若干个等级，屈服比弹性状态同样高出很多倍，增速比体应变突变速率要快，因此，两个阶段分别用突跳系数 ξ 、 ξ' 来表征。 ξ 、 ξ' 取决于岩体性质，由试验给出^[19]。该方程不仅表达形式简单，参数明确，更容易在 FLAC^{3D} 中实现。

应变-渗透性方程是对岩石在受力过程中渗透系数变化的规律性方程，实际上岩石在不同状态下渗透系数变化过程是十分复杂的，例如，孔隙和裂隙的分布情况、孔隙表面的粗糙程度及各相之间的分布细节等，应根据实际情况具体分析^[22]，因此，H-M 耦合过程中渗透性的变化问题仍需要深入的研究。

编制 FISH 程序，调用 `whilestepping` 命令，根据式 (5)、(6) 计算每个时间步的单元状态指标，并根据式 (7) 计算不同状态下单元的渗透系数，更新单元渗透参数并赋予到重新每一个单元上。

3 大连地铁 202 标段 H-M 耦合模拟

3.1 工程概况

大连地铁 2 号线 202 标段盾构区间段包括促进路始发井—春光街站，春光街站—香工街站，香工街站—沙河口火车站三区间，三盾构区间单线全长为 2.3 km。采用双线圆型盾构隧道。2 台土压平衡

式盾构机对左、右两线分别进行施工。盾构区间地质条件较为复杂，隧道围岩表现为上软、下硬。以桩号为 DK14+634~DK14+670 段为研究对象，软土的特性及地质勘探资料如下：① 素填土：稍湿-饱和，松散-稍密状态，主要由黏性土、碎石等组成，层厚 0.40~5.00 m；② 粉质黏土：含 10~20% 左右石英岩碎石、角砾，湿，可塑状态，层厚 2.70~10.00 m；③ 全风化钙质板岩：风化节理裂隙极发育，层厚 1.40~7.80 m；④ 强风化钙质板岩：碎裂结构，揭露层厚 0.50~10.20 m。⑤ 中风化钙质板岩：层理和节理裂隙较发育，矿物成分主要为云母、石英和方解石。勘察期间稳定地下水位为 2.6~8.7 m，年水位变化幅度为 1~3 m。

3.2 数值模型的建立

根据实际工程概况利用 FLAC^{3D} 建立数值模型，共 16 920 个单元，18 955 个节点。如图 2 所示，模型水平方向为 30 m，隧道长度为 36 m，模型高度为 37 m。侧向施加法向约束，底部固定约束。布置如图 2 所示的地表沉降监测点，测点间距为 7.2 m。模拟计算采用如下假设：① 土体本身变形与时间无关；② 渗流是通过开挖面的透水实现的，渗流模型为各向同性渗流模型；③ 围岩为各向同性、连续的弹塑性材料，服从 Mohr-Coulomb 屈服准则。

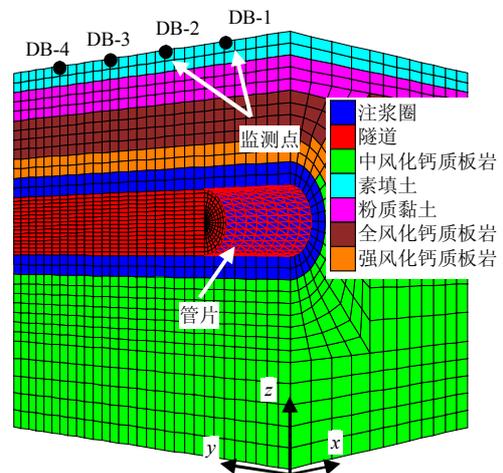


图 2 数值模型
Fig.2 Numerical model

3.3 计算参数和开挖步骤

由于地质条件复杂，对分析地层相应简化，通过现场勘查资料和部分室内试验获得围岩参数（见表 1）。计算模型为应变软化模型，岩层进入塑性后参数折减，土层不进行折减。岩石残余强度的黏聚力和内摩擦角按照折减系数 1.1 取值，折减公式如下

$$c_F = c_0 / F_{\text{trial}} \quad (9)$$

$$\tan \varphi_F = \tan \varphi_0 / F_{\text{trial}} \quad (10)$$

式中： c_F 为折减后黏聚力； φ_F 为折减后内摩擦角； c_0 、 φ_0 分别为初始黏聚力和初始内摩擦角； F_{trial} 为折减系数。 c_0 与 c_F ， φ_0 与 φ_F 之间随等效塑性剪切应变 ε^{ps} 的增加线性插值。围岩及支护参数见表 1。

表 1 各围岩层及支护的参数取值
Table 1 Parameters of surround rock and supporting materials

材料	弹性模量 / GPa	泊松比	厚度 / m	密度 / (kg/m ³)	内摩擦角 / (°)	黏聚力 / kPa
素填土	0.10	0.47	2	1 700	8	10
粉质黏土	0.12	0.35	3	2 000	10	12
全风化钙质板岩	0.27	0.43	4	1 800	16	38
强风化钙质板岩	0.28	0.32	2	1 800	18	40
中风化钙质板岩	0.80	0.32	24	2 100	25	58
管片	34.50	0.30	0.35	2 450	34	2 500
注浆圈	1.80	0.28	1.5	2 300	28	400

盾构循环进尺为 2.4 m，共 15 步开挖完成。管片采用结构单元模拟，材料为 C50 钢筋混凝土，外半径为 3 m，每环长度为 1.2 m，底部管片施加 160 kPa 的施工荷载。地下水埋深 3 m，水面为自由边界，模型侧面及底部，隧洞四周为不透水边界。管片外围为注浆层，由于地层较为软弱，采用全断面径向注浆加固。注浆圈厚度为 2 m。根据现场勘查资料，风化岩石层综合渗透系数 $k_r = 2.3 \times 10^{-2}$ m/d，土层综合渗透系数为 $k_s = 0.1$ m/d，FLAC^{3D} 中渗透系数与达西定律中的渗透系数不同，需乘换算系数才能用于计算^[23]，因此，岩层换算后的渗透系数 $k_r = 2.71 \times 10^{-11}$ m²/Pa·s，初始孔隙率 $n_0 = 0.5$ ， $\xi = 5$ ， $\xi' = 138$ 。土层渗透系数则为 $k_s = 1.2 \times 10^{-10}$ m²/Pa·s，本文施加的开挖面支护压力为梯形荷载，如图 3 所示，计算采用的支护压力比为 0.7。

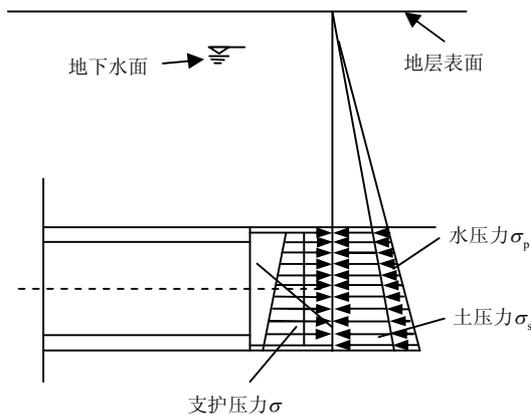


图 3 土压平衡原理
Fig.3 Principle of earth pressure balance

$$\sigma = \lambda(\sigma_p + \sigma_s) \quad (11)$$

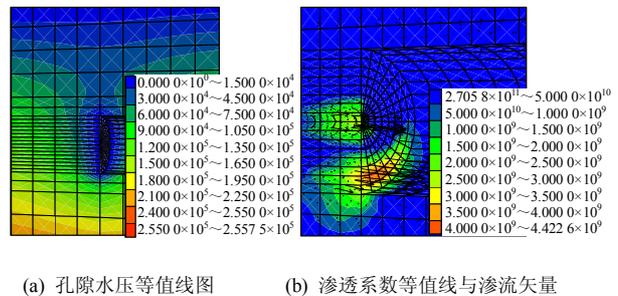
式中： σ 为支护压力； λ 为支护压力比； σ_p 为孔隙水压力； σ_s 为水平静止土压力。 σ_p 、 σ_s 根据隧道埋深和水头高度计算。

4 计算结果与分析

4.1 渗流特性分析

图 4(a)为开挖第 10 步后，开挖面前方的孔隙水压等值线图，地下水通过开挖面涌入隧道内，在开挖面附近形成漏斗状的低水压区域。地下水会在开挖面附近产生水头差，方向向沿着地下水流动的方向。由于水头差而作用在土骨架上的渗透力一般为拉应力，降低了开挖面稳定性^[1]。

隧道掘进的过程中，围岩的力学行为不断发生变化，渗透性也随之发生改变，图 4(b)为开挖面附近渗透系数等值线分布图。由于开挖面出现了破坏区域 ($ZSI < 0$) 和屈服区域 ($0 \leq ZSI < 1$)，渗透系数在开挖面底部和中心处发生突跳，比没有破坏的部位渗透系数要高两个数量级左右，破坏区周围的屈服区域渗透性也有所增加，从渗流矢量图中可以看出，进入破坏阶段的单元渗流速度远大于其他区域。也验证了应变-渗透系数 FISH 程序的有效性。



(a) 孔隙水压等值线图 (b) 渗透系数等值线与渗流矢量

图 4 开挖面附近孔隙水压、渗透系数等值线图与渗流矢量
Fig.4 Contours of pore water pressure, permeability coefficient and flow vector

单元的状态与渗透系数是紧密相关的，在隧道开挖面中心点沿 x 方向，选取等间距的 8 个单元，提取每个单元的渗透系数与 ZSI 值如图 5 所示，可以看出，沿着 x 方向，渗透系数随着距离的增加先减小后增大，而 ZSI 随着距离的增加先增大后减小，两者的变化趋势相反。前 2 个单元 ZSI 值在 0~1 之间，处于屈服状态，渗透系数明显大于弹性压密状态的第 3~6 单元，而第 7、8 单元的屈服程度相对较大，趋近于破坏状态，因此，渗透系数更大，

由于该方向上没有 $ZSI < 0$ 的单元，各单元的渗透系数没有出现更大的突跳。计算结果与渗透性方程的变化理论均是相符的。

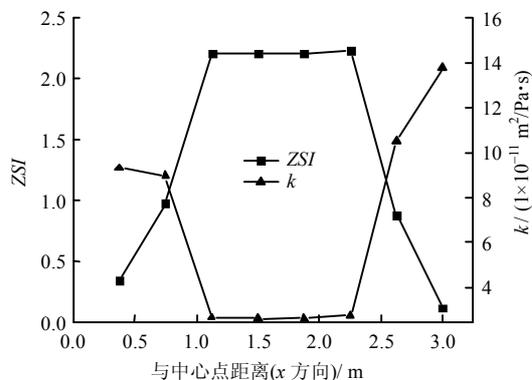


图 5 与中心点不同距离单元 ZSI 和渗透系数变化曲线
Fig.5 ZSI and permeability coefficient variation curves of zones with different distance

4.2 位移分析

图 6 显示，随着隧道的掘进监测点均产生持续的沉降，施工完成后各监测点的沉降值相差不大，累计沉降值约为 -11 mm。随着开挖面逐渐远离，

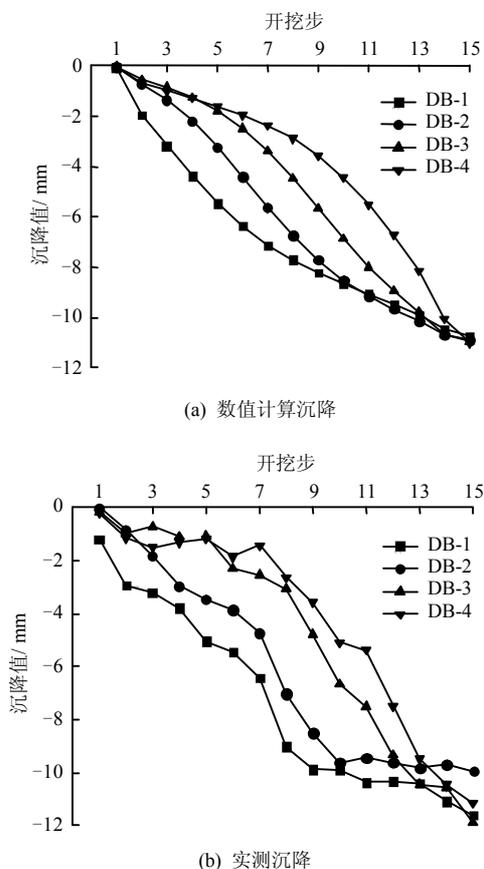


图 6 数值模拟结果与实测值对比
Fig.6 Comparison of numerical simulation results and measured results

DB-1、DB-2 的沉降速率呈现先增加后减缓的趋势，而 DB-3、DB-4 的沉降速率随着开挖面的临近，出现先期减缓，后期增加的趋势。所有的监测点与实测值趋势相同，由于模型的简化、地质条件的复杂性，监测点位置间隔及监测时间的间隔误差，数值略有差异，但整体趋势较为吻合，也验证了模拟的正确性。在模拟的过程中，监测点沉降在达到最终稳定之前会有小范围的上抬，表明施工对周围土体扰动造成的隧道瞬时隆起存在滞后性。

表 2 为 4 个监测点在不同的计算方法得出的最终沉降量，其中不考虑地下水与实测沉降值相差最大，其次为 H-M 耦合但不考虑渗透性变化的情况，与实际监测最为接近的是 H-M 耦合并且渗透性变化的情况。考虑 H-M 耦合作用的沉降值要远远高出单独力学计算得出的沉降值。考虑渗透性变化模式的最终沉降也要略大于渗透性不变化的模式，因此地下水的影响是不可忽略的，同时考虑渗透性的变化是较为符合实际的^[24-25]，在富水区盾构隧道的开挖模拟中应当值得注意。

表 2 不同计算方法监测点最终沉降
Table 2 Settlements of measured points by different methods

监测点号	力学计算值/mm (无渗流)	H-M 耦合/mm		实测沉降值/mm
		渗透性无变化	渗透性有变化	
DB-1	-7.98	-9.35	-10.74	-11.62
DB-2	-7.34	-9.51	-10.90	-9.96
DB-3	-7.66	-9.60	-10.96	-11.90
DB-4	-7.90	-9.73	-11.02	-11.16

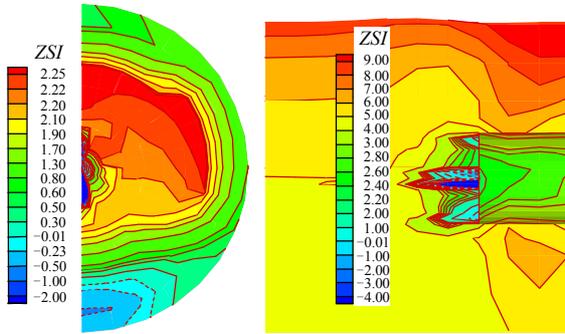
(3) 单元状态指标分析

根据本次盾构隧道 ZSI 计算情况可知， $ZSI < 0$ 的区域（破坏区）均集中在开挖面及前方的待开挖土体上。破坏区体积沿隧道掘进方向呈三角形逐渐减小，对隧道的每个横断面进行剖分，开挖面破坏面积最大，因此，开挖面上的破坏面积的大小对于分析稳定程度具有一定的代表性。为便于分析提出开挖面破坏率的概念，即开挖面上单元状态指标 $ZSI < 0$ 的单元总面积之和与开挖面断面面积之比

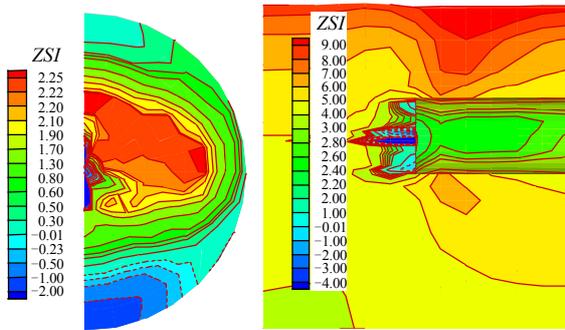
$$\eta = \frac{A_z}{A_0} \tag{12}$$

式中： η 为开挖面破坏率； A_z 为开挖面破坏区域面积 (m^2)； A_0 为开挖面区断面面积 (m^2)。该区段中风化钙质板岩的极限等效塑性剪切应变为 $\bar{\varepsilon}^{ps} = 1.5 \times 10^{-3}$ ，极限等效塑性拉应变为 $\bar{\varepsilon}^{pt} = 8 \times 10^{-4}$ 。

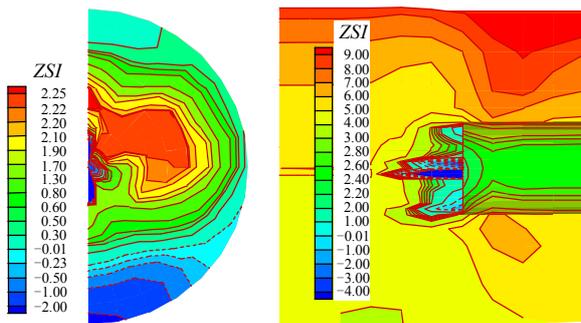
图 7 为不同开挖步下开挖面的横断面与纵断面 ZSI 等值线图。图中虚线区域 $ZSI < 0$ ，即破坏区。值得注意的是：单元破坏为剪切破坏还是拉伸破坏无法直接从等值线上看出，但从每个单元的状态或破坏形式可以通过 FISH 语言遍历单元后输出查看。



(a) 开挖第 3 步后 ($\eta = 0.109$)



(b) 开挖第 6 步后 ($\eta = 0.157$)



(c) 开挖第 9 步后 ($\eta = 0.201$)

图 7 开挖面的横纵断面 ZSI 等值线图
Fig.7 ZSI contours of the cross and vertical sections of the excavation face

由图 8 可见，开挖面的剪切破坏区域主要集中在开挖面的底部，而拉伸破坏区域出现在开挖面中心附近。屈服区域则分布在弹性区域与破坏区域中间。开挖面前方破坏区域影响范围约为 3.6 m，并且随着开挖距离的增加变化并不明显，只有底部剪切破坏区域向前略有扩展。而开挖面的破坏率则是

呈增加趋势的，并且屈服区域面积也在逐渐扩大，仍处在弹性区域的面积逐渐减小，说明随着开挖面的推进，扰动增加，隧道开挖面的稳定性在减弱。

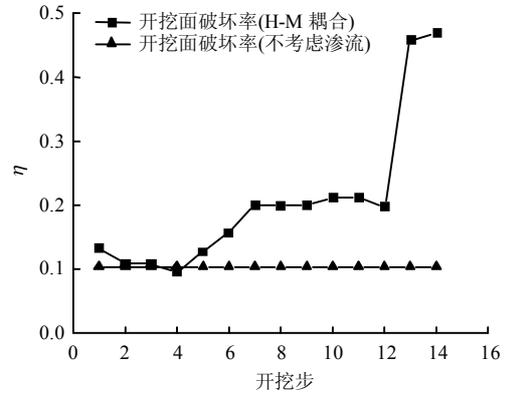


图 8 开挖面破坏率变化曲线
Fig.8 The change curves of failure rate

为提高第 13 步开挖面的稳定性，减小破坏率，根据分析原因，在开挖 12 步的基础上，调整第 13 步开挖面的支护压力比 λ ，从图 9 中可以看出，支护压力比的增加，使得开挖面的破坏率逐渐呈负指数减小，拟合曲线方差为 0.997。当 $\lambda = 0.6$ 时，开挖面几乎全部破坏。若将破坏率控制在 0.2 左右，则应增加支护压力比，并且不应小于 0.8。说明根据实际情况适当调整支护压力比对控制开挖面破坏率具有重要的作用。

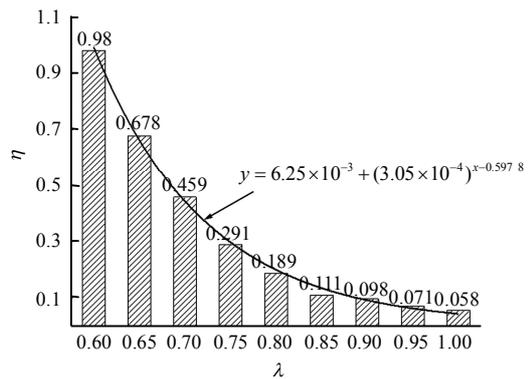


图 9 支护压力比对开挖面破坏率的影响
Fig.9 Effect of support pressure ratio on the failure rate of excavation face

5 结论

(1) 总结出单元状态指标 ZSI 表征单元安全性的评价方法，以此为基础引入渗透系数随体应变变化方程，渗透系数在屈服和破坏阶段产生突跳，改进了 $FLAC^{3D}$ 渗流模拟中渗透性不变的缺陷。

(2) H-M 耦合并考虑渗透性变化的监测点沉降值要远远大于不考虑渗流的沉降值, 并且与实测结果较为吻合, 说明富水区盾构隧道开挖时不能忽略 H-M 耦合的影响, 单元的渗透性与单元状态是紧密相关的, 不能按常数处理。

(3) 计算结果显示, 开挖面的剪切破坏区域主要集中在开挖面的底部, 而拉伸破坏区域出现在开挖面中心附近。改变开挖面的支护压力比, 随着支护压力比的增加, 开挖面的破坏率逐渐减小, 说明根据实际情况适当调整支护压力比是控制开挖面破坏率有效的途径。

参 考 文 献

- [1] 乔金丽, 张义同, 高健. 考虑渗流的多层土盾构隧道开挖面稳定性分析[J]. 岩土力学, 2010, 31(5): 1497—1502.
QIAO Jin-li, ZHANG Yi-tong, GAO Jian. Stability analysis of shield tunnel face in multilayer soil with seepage[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(5): 1497—1502.
- [2] 宋锦虎, 缪林昌, 戴仕敏, 等. 盾构施工对孔压扰动的三维流固耦合分析[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(2): 302—312.
SONG Jin-hu, MIAO Lin-chang, DAI Shi-min, et al. 3D coupled mechanical and hydraulic analysis of pore water pressure disturbed by shield tunnelling[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2013, 35(2): 302—312.
- [3] X. Yi, R. Kerry Rowe, K.M. Lee. Observed and calculated pore pressures and deformations induced by an earth balance shield[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 1993, 30(3): 476—490.
- [4] PUSCH R. Alteration of the hydraulic conductivity of rock by tunnel excavation[J]. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts**, 1989, 26(89): 79—83.
- [5] SATO T, KIKUCHI T, SUGIHARA K. In-situ experiments on an excavation disturbed zone induced by mechanical excavation in Neogene sedimentary rock at Tono mine, central Japan[J]. **Developments in Geotechnical Engineering**, 2000, 56: 97—108.
- [6] 周辉, 张传庆, 冯夏庭. 隧道及地下工程围岩的屈服接近度分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(17): 3083—3087.
ZHOU Hui, ZHANG Chuan-qing, FENG Xia-ting. Analysis of rock mass stability in tunnel and underground engineering based on yield approach index[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(17): 3083—3087.
- [7] 张传庆, 周辉, 冯夏庭. 基于破坏接近度的岩土工程稳定性评价[J]. 岩土力学, 2007, 28(5): 888—894.
ZHANG Chuan-qing, ZHOU Hui, FENG Xia-ting. Stability assessment of rockmass engineering based on failure approach index[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2007, 28(5): 888—894.
- [8] 蓝航. 基于 FLAC3D 的边坡单元安全度分析及应用[J]. 中国矿业大学学报, 2008, 37(4): 570—574.
LAN Hang. Analysis of zone safety degree of slopes and its application based on FLAC3D[J]. **Journal of China University of Mining and Technology**, 2008, 37(4): 570—574.
- [9] 李树忱, 李术才, 徐帮树. 隧道围岩稳定分析的最小安全系数法[J]. 岩土力学, 2007, 28(3): 549—554.
LI Shu-chen, LI Shu-cai, XU Bang-shu. Minimum safety factor method for stability analysis of surrounding rockmass of tunnel[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2007, 28(3): 549—554.
- [10] ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. FLAC3D. Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions (Version3.1) User's Manual[M]. USA: Itasca Consulting Group, Inc., 2003.
- [11] 白国良. 基于 FLAC^{3D} 的采动岩体等效连续介质流固耦合模型及应用[J]. 采矿与安全工程学报, 2010, 27(1): 106—110.
BAI Guo-liang. Fluid-Solid coupling model of equivalent continuous medium[J]. **Journal of Mining and Safety Engineering**, 2010, 27(1): 106—110.
- [12] 郑颖人, 沈珠江. 岩土塑性力学原理[M]. 重庆: 后勤工程学院出版社, 1998.
ZHENG Ying-ren, SHEN Zhu-jiang. Principles of geotechnical plastic mechanics[M]. Chongqing: Logistic Engineering University Press of PLA, 1998.
- [13] 刘洪磊. 岩石破坏渗流机理的试验及数值模拟研究[D]. 沈阳: 东北大学, 2008.
LIU Hong-lei. Experimental and numerical study on seepage mechanism of rock failure[D]. Shenyang:

- Northeastern University, 2008.
- [14] MCKEE C R, BUMB A C, KOENIG R A. Stress-dependent permeability and porosity of coal and other geologic formations[J]. **Spe Formation Evaluation**, 1988, 3(1): 81—91.
- [15] 李树刚, 徐精彩. 软煤样渗透特性的电液伺服试验研究[J]. 岩土工程学报, 2001, 23(1): 68—70.
LI Shu-gang, XU Jing-cai. Experimental study on permeability of soft coal sample with electro-hydraulic servocontrolled testing system[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2001, 23(1): 68—70.
- [16] 范学平, 徐向荣. 地应力对岩心渗透率伤害实验及机理分析[J]. 石油勘探与开发, 2002, 29(2): 117—119.
FAN Xue-ping, XU Xiang-rong. Experimental and mechanism research about permeability damage with the change of stress[J]. **Petroleum Exploration and Development**, 2002, 29(2): 117—119.
- [17] 王军祥, 姜谔男, 宋战平. 岩石弹塑性应力-渗流-损伤耦合模型研究(I): 模型建立及其数值求解程序[J]. 岩土力学, 2014, 35(增刊 2): 626—637, 644.
WANG Jun-xiang, JIANG An-nan, SONG Zhan-ping. Study of the coupling model of rock elastoplastic stress-seepage-damage (I): Modelling and its numerical solution procedure[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2014, 35(Supp.2): 626—637, 644.
- [18] 王春波, 丁文其, 刘书斌, 等. 各向异性渗透系数随应变场动态变化分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2014, 33(增刊 1): 3015—3021.
WANG Chun-bo, DING Wen-qi, LIU Shu-bin, et al. Analysis of dynamic changes of anisotropic permeability coefficient with volumetric strain in seepage coupling[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2014, 33(Supp.1): 3015—3021.
- [19] 杨天鸿, 唐春安, 梁正召, 等. 脆性岩石破裂过程损伤与渗流耦合数值模型研究[J]. 力学学报, 2003, 35(5): 533—541.
YANG Tian-hong, TANG Chun-an, LIANG Zheng-zhao, et al. Study on model of damage and flow coupling in brittle rock failure process[J]. **Acta Mechanica Sinica**, 2003, 35(5): 533—541.
- [20] 陈祖安, 伍向阳, 孙德明, 等. 砂岩渗透率随静压力变化的关系研究[J]. 岩石力学与工程学报, 1995, 14(2): 155—159.
CHEN Zu-an, WU Xiang-yang, SUN De-ming, et al. Study on relationship between permeability of sandstone and hydrostatic pressure[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 1995, 14(2): 155—159.
- [21] 白矛, 刘天泉. 孔隙裂隙弹性理论及应用导论[M]. 北京: 石油工业出版社, 1999.
BAI Mao, LIU Tian-quan. Introduction to the theory and application of pore fracture elasticity[M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 1999.
- [22] 李世平, 李玉寿, 吴振业. 岩石全应力应变过程对应的渗透率-应变方程[J]. 岩土工程学报, 1995, 17(2): 13—19.
LI Shi-ping, LI Yu-shou, WU Zhen-ye. The permeability-strain equations relating to complete stress-strain path of the rock[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 1995, 17(2): 13—19.
- [23] 陈育民. FLAC/FLAC3D基础与工程实例[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2008.
CHEN Yu-min. Foundation and engineering example of FLAC/FLAC3D[M]. Beijing: China Water Power Press, 2008.
- [24] 韩国锋, 王恩志, 刘晓丽. 岩石损伤过程中的渗流特性[J]. 土木建筑与环境工程, 2011, 33(5): 41—50.
HAN Guo-feng, WANG En-zhi, LIU Xiao-li. Seepage characteristics of rock during damage process[J]. **Journal of Civil, Architectural and Environmental Engineering**, 2011, 33(5): 41—50.
- [25] 赵延林, 王卫军, 万文, 等. 裂隙岩体渗流-断裂耦合机制及应用[J]. 岩土工程学报, 2012, 34(4): 677—685.
ZHAO Yan-lin, WANG Wei-jun, WAN Wen, et al. Coupling mechanism of seepage-fracture in fractured rock mass and its application[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2012, 34(4): 677—685.