

DOI: 10.11779/CJGE201905008

深埋盾构隧道同步注浆施工扰动力学问题研究

叶 飞, 郭华伟, 段智军, 梁 兴, 王思宇, 王 斌

(长安大学公路学院, 陕西 西安 710064)

摘 要: 为研究深埋盾构隧道施工过程中同步注浆对周边土体及既有连拱隧道的扰动影响, 将同步注浆浆液对土体的作用简化为无限空间土体中的柱孔扩张问题, 基于柱形扩孔理论和统一强度理论, 考虑同步注浆时浆液渗流对土体的作用, 建立了同步注浆施工扰动力学模型, 推导了同步注浆扰动下周围土体弹塑性区内应力场、应变场及位移场的理论计算公式。并以西安地铁四号线航一航区间盾构隧道为例进行了算例分析, 研究表明: ①注浆渗透压力对塑性区范围的影响显著大于注浆压力对塑性区范围的影响, 可通过控制注浆渗透压力来减少注浆扰动范围; ②新建盾构隧道在近距离侧穿既有连拱隧道时, 同步注浆产生的施工扰动影响显著, 可实时调整同步注浆的注浆压力、注浆量及采取隔离加固措施, 确保安全通过。

关键词: 深埋盾构隧道; 同步注浆施工扰动; 统一强度理论; 柱形扩孔理论; 浆液渗流理论

中图分类号: TU45

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2019)05-0855-09

作者简介: 叶 飞(1977—), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事隧道及地下工程方面的研究工作。E-mail: xianyefei@126.com。

Disturbance mechanical problems induced by synchronous grouting in deep shield tunnels

YE Fei, GUO Hua-wei, DUAN Zhi-jun, LIANG Xing, WANG Si-yu, WANG Bin

(School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, China)

Abstract: In order to study the disturbance influences of the surrounding soils and the existing double-arch tunnels induced by the synchronous grouting during the construction of deep shield tunnels, the effect of grouting on soils during the synchronous grouting is simplified as the problem of cylindrical cavity expansion in the infinite space. Considering the seepage effect of grouting on soils during the synchronous grouting, the construction disturbance mechanical model of synchronous grouting is established on the basis of the cylindrical cavity expansion theory and unified strength theory. The theoretical formulas for stress field, strain field and displacement field in the elastic-plastic zone under the influence of the synchronous grouting disturbance are deduced. The Hang to Hang zone shield tunnel of Xi'an subway No. 4 line is taken as an example. The results show that: (1) The influence of the grouting penetration pressure on the plastic zone is significantly greater than that of the grouting pressure on the plastic zone, which indicates the grouting disturbance zone can be reduced by controlling the grouting penetration pressure. (2) The significantly apparent disturbance influence of the existing tunnel under the action of the synchronous grouting when the adjacent double-arch tunnel is passed by newly-bulit shield tunnel, the grouting pressure and grouting capacity can be adjusted in real time, and the isolation and reinforcement measures are adopted to ensure the passing safety.

Key words: deep shield tunnel; disturbance induced by synchronous grouting; unified strength theory; cylindrical cavity expansion theory; grout seepage theory

0 引 言

目前, 盾构法凭借安全、环保、快速、可靠等优点, 已发展为城市地铁建设中主要的施工方法之一^[1]。随着城市地下空间的大力开发, 高层建筑地下结构及其深基础、桥梁桩基础、市政管网管廊、公路隧道、地铁隧道等地下结构物逐渐增多。新建盾构隧道往往

会近距离穿越多个结构物, 施工时不可避免会对周围地层产生扰动, 进而影响邻近结构物的安全^[2]。而同步注浆作为盾构施工的关键环节, 在充填盾尾间隙,

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51678062, 51878060)

收稿日期: 2018-09-09

缓解地层变形的同时,会对周围地层及邻近结构物产生一定的扰动影响。因此,有必要研究盾构同步注浆施工扰动力学特性,以此来减少同步注浆施工对周围地层及邻近结构物的扰动影响。

至今,许多学者已在盾构同步注浆方面进行了较为深入的研究。宋天田等^[3]在分析同步注浆的作用机理上,采用理论分析与计算的方法,对注浆参数进行了研究;白云等^[4]借助牛顿流体模型,运用流体力学与极限平衡法,推导出盾尾空隙横断面内浆液压力的分布模型。李志明等^[5]根据流体力学原理,对同步注浆浆液填充模式及压力分布进行了理论推导。苟长飞等^[6]利用流体力学理论,假定浆液仅沿环向充填盾尾间隙,推导出了浆液充填压力沿盾尾间隙环向分布模型。以上文献多集中在注浆参数控制和浆液扩散及压力分布的研究上。而在盾构同步注浆施工扰动力学特性这一方面的研究较少,黎春林等^[7]基于小孔扩张理论研究了注浆压力、注浆量对土体扰动塑性区的影响,推导了塑性区与注浆压力和注浆量之间的函数关系。其塑性区屈服准则是基于 Mohr-Coulomb 准则,忽略了中主应力对土体的影响,且未考虑注浆时浆液渗流对土体的作用。叶飞等^[8]通过镜像法推导了同步注浆引起的地表变形的理论计算式,其假定土体是均质线弹性,基于弹性力学求解,未考虑同步注浆工扰动产生的土体塑性变化,忽略了浆液和土体之间的渗流作用,且侧重于浅埋软土地层盾构同步注浆对地表产生的施工扰动。与浅埋盾构隧道相比,深埋盾构隧道围岩土体能有效产生拱效应,其对地表及地表建筑物的影响较小^[9],具体到深埋盾构隧道同步注浆对周围土体及既有隧道的扰动特性上,鲜有研究。

同步注浆过程中,浆液在填充盾尾间隙的同时,会对围岩产生挤压作用,此过程类似于浆液扩孔问题,可简化为无限空间土体中的柱孔扩张问题,采用扩孔理论予以求解。其中,扩孔理论中的屈服准则大多选用 Mohr-Coulomb 准则,忽略了中主应力的影响,与实际不符^[10]。而统一强度理论能充分考虑作用在单元体上的剪应力和正应力的影响,且包含中主应力对材料结构的影响^[11-12]。因此,本文在前人研究基础上,基于柱形扩孔理论和统一强度理论,并考虑同步注浆时浆液渗流对土体的作用,对深埋盾构隧道同步注浆对周围土体及既有隧道的扰动展开研究。

1 同步注浆施工扰动机理分析

考虑到盾构机的构造特点和盾构法施工工艺,盾构机向前掘进时,已拼装好的管片逐渐脱离盾尾后,会在其周围形成一个环状的盾尾间隙。此环形间隙的

存在,使得土体出现临空面,地应力得以释放,进而产生变形。为及时弥补上述地层损失,减少地层变形,盾构隧道施工过程中多采用同步注浆来填充盾尾间隙,注浆浆液在注入盾尾间隙后,除了浆液凝固,还会在地层压力作用下,出现固结变形,即盾尾间隙的填充由土体的收缩变形、浆液的填充及浆液随后的固结变形完成。

因此,同步注浆施工扰动主要包括两部分:①当盾构管片脱离盾壳的约束后,在管片周围暴露出盾尾间隙,使周围土体出现临空面,释放地应力,这时盾尾后方土体会因地应力释放形成土体卸荷;②为及时弥补此时的地层损失,盾构壁后采用同步注浆填充盾尾间隙,注浆时浆液会对周围土体产生径向压力,迫使周围土体产生变形而形成注浆扰动。其扰动过程实质上是盾尾后方一定区域土体的卸荷作用与注浆扰动相互叠加的过程,也是土体卸荷与注浆扰动相互平衡的过程。

2 同步注浆施工扰动力学计算

2.1 同步注浆浆液扩孔问题概述

将同步注浆浆液的扩孔问题简化为无限空间土体中的柱孔扩张问题,采用扩孔理论予以求解。浆液扩孔时,将圆孔周围土体分为弹性区和塑性区,如图1所示。在盾构隧道同步注浆浆液挤压土体时,由于压力差的存在,注浆浆液将会向土体内部发生渗流。根据渗流理论,采用稳定渗流条件下的渗流体积力 p_{wat} 来考虑渗流作用对土体应力的影响。在同步注浆浆液挤压土体的过程中,本文仅在塑性区考虑渗流体积力对土体应力的影响。

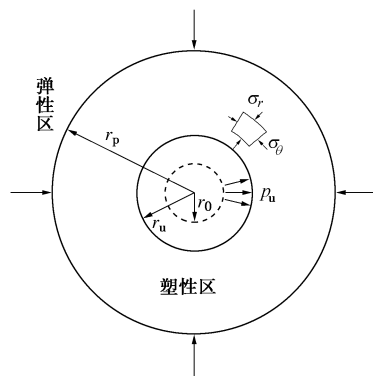


图1 同步注浆浆液柱孔扩张示意图

Fig. 1 Sketch of grout cavity expansion during synchronous grouting

鉴于围岩应力场是一个和半径 r 相关的变量,令和管片直接接触的围岩初始应力各向同性均为 p ,初始孔半径为 r_0 ,在均匀分布的内压力从零开始逐渐增

加的过程中,孔内渗流体积力随之增加,柱孔周围土体将进入塑性状态,当孔压继续增加时,塑性区不断扩大,直到内压力增加至极限孔压 p_u 。此时孔半径为 r_u 和渗流体积力为 p_w ,塑性区范围为 $r_u \leq r \leq r_p$,弹性区范围为 $r \geq r_p$ 。图1中, σ_r, σ_θ 分别为土体某一处的径向应力和切向应力; r_u 为极限孔半径; r_p 为塑性区外半径。

2.2 基本假定

为简化计算,可对同步注浆施工扰动力学问题做出以下假定:

(1) 假定土体变形和同步注浆之间的先后关系,即管片脱离盾尾后,认为围岩土体先发生变形,填充间隙,而后同步注浆浆液进入盾尾间隙并均匀成环状挤压土体,使土体在径向上远离管片。

(2) 在深埋盾构隧道周边各点力学计算时,假定围岩侧压力系数取1。

(3) 假定弹性区的力学问题为小变形问题,而把塑性区的土体视为符合统一强度准则的岩土材料。

(4) 假定土体无论在弹性还是塑性状态,其孔隙率和孔隙结构变化微小,认为土体的渗透系数不变。

(5) 假定土体为均质,同步注浆前土体各向同性且应力相等。

2.3 基本方程

(1) 平面应变状态下的基本方程

在隧道结构的轴对称模型中,各主应力的取值为 $\sigma_1 = \sigma_r, \sigma_2 = \sigma_z, \sigma_3 = \sigma_\theta$ 。同时,隧道模型也为平面应变模型,有纵向应变 $\varepsilon_z = 0$ 。此时,广义虎克定律在三维状态下的应力应变关系为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1+\mu}{E} [(1-\mu)\sigma_r - \mu\sigma_\theta], \\ \varepsilon_\theta &= \frac{1+\mu}{E} [(1-\mu)\sigma_\theta - \mu\sigma_r], \\ \sigma_r &= \frac{E}{(1+\mu)(1-2\mu)} [(1-\mu)\varepsilon_r + \mu\varepsilon_\theta], \\ \sigma_\theta &= \frac{E}{(1+\mu)(1-2\mu)} [(1-\mu)\varepsilon_\theta + \mu\varepsilon_r], \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中, $\varepsilon_r, \varepsilon_\theta$ 分别为土体的径向应变和切向应变, μ 为土体的泊松比, E 为土体的弹性模量。

几何方程为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= -\frac{du}{dr}, \\ \varepsilon_\theta &= -\frac{u}{r}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中, u 为土体的位移。

将式(2)整理可得应变协调方程为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{d}{dr}(r\varepsilon_\theta), \\ \frac{d\varepsilon_\theta}{dr} + \frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_r}{r} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

(2) 统一强度准则^[11-12]

当岩土材料的黏聚力和内摩擦角分别用 c, φ 表示时,统一强度准则有如下形式:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= M\sigma_\theta + \sigma_0, \\ M &= \frac{2(1+b)(1+\sin\varphi) + mb(\sin\varphi - 1)}{[2(1+b) - mb](1 - \sin\varphi)}, \\ \sigma_0 &= \frac{4(1+b)c\cos\varphi}{[2(1+b) - mb](1 - \sin\varphi)}, \end{aligned} \quad (4)$$

式中, m 为中主应力的表征参数, $m = \frac{2\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_3}$, b 为

能够有效表示中主应力对材料强度影响的权系数,取值的大小与材料自身的剪切屈服极限 τ_s 以及拉伸屈服极限 σ_s 有关,

$$b = \frac{2\tau_s - \sigma_s}{\sigma_s - \tau_s}.$$

其中,土体进入塑性状态后, m 的值趋于1。而不同的 b 值反映了不同强度准则。当 $b=1/2$ 时,可得到一种介于Mohr-Coulomb强度理论和俞茂宏双剪强度理论之间的新准则,此准则是一种可代替Drucker-Prager屈服准则的加权双剪强度理论,对土体的模拟效果较好,故在实例分析应用统一强度理论时,令 $m=1, b=1/2$ 。

(3) 柱孔渗流体积力

根据渗流理论可知,稳态渗流方程为拉普拉斯方程,转换后可得到柱孔扩张问题下渗流体积力方程的基本微分方程^[13]为

$$\nabla^2 p_{\text{wat}} = \frac{\partial^2 p_{\text{wat}}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial p_{\text{wat}}}{\partial r} = 0. \quad (5)$$

又因在同步注浆过程中,仅考虑塑性区范围内渗流体积力的影响,故柱孔扩张问题中的浆液渗流作用边界条件为

$$\left. \begin{aligned} p_{\text{wat}}(r=r_u) &= p_w, \\ p_{\text{wat}}(r=r_p) &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

联立式(5)、(6),可得柱孔扩张问题的渗流体积力方程为

$$p_{\text{wat}} = \frac{p_w}{\ln(r_u/r_p)} \ln(r/r_p), \quad (7)$$

式中,令 $p_{\text{wp}} = \frac{p_w}{\ln(r_u/r_p)}$ 。

(4) 柱孔扩张理论基本方程

从土体力学平衡的角度考虑,并按照平面应变问题中的轴对称问题进行研究,则考虑渗流影响的柱形扩散平衡微分方程^[14]为

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{dp_{\text{wat}}}{dr} = 0 \quad (8)$$

2.4 同步注浆柱孔扩张问题弹塑性求解

(1) 弹性区求解

考虑初始应力 p_0 ，在柱形扩孔问题的弹性区范围内，由于忽略渗流体积力对土体应力的影响，弹性区应力边界条件为 $\sigma_r|_{r=r_p} = \sigma_{r_p}$, $\sigma_r|_{r=\infty} = p_0$ 。可得弹性区任一点的应力场与位移场^[10]为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= (\sigma_{r_p} - p_0) \left(\frac{r_p}{r} \right)^2 + p_0, \\ \sigma_\theta &= -(\sigma_{r_p} - p_0) \left(\frac{r_p}{r} \right)^2 + p_0, \\ u &= \frac{(1+\mu)(\sigma_{r_p} - p_0) r_p^2}{E r} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

将 $r=r_p$ 代入上述公式可得

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r|_{r=r_p} &= \sigma_{r_p}, \\ \sigma_\theta|_{r=r_p} &= 2p_0 - \sigma_{r_p} \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

将上式代入统一强度准则表达式可得

$$\sigma_{r_p} = \frac{2Mp_0 + \sigma_0}{1+M} \quad (11)$$

式(11)表明，在同步注浆浆液柱形扩孔问题中，塑性区边界处的应力状态只与土体的固有性质有关，而与注浆压力等外界因素无关。且由式(9)可知，在扩孔理论的弹性区中某一处的径向和切向应力仍然满足条件 $\sigma_r + \sigma_\theta = 2p_0$ 。

将式(9)代入式(1)，可得弹性区范围内弹性应变为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1+\mu}{E} \left((\sigma_{r_p} - p_0) \left(\frac{r_p}{r} \right)^2 + (1-2\mu)p_0 \right), \\ \varepsilon_\theta &= \frac{1+\mu}{E} \left(-(\sigma_{r_p} - p_0) \left(\frac{r_p}{r} \right)^2 + (1-2\mu)p_0 \right) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

(2) 塑性区应力求解

柱形扩孔问题中，塑性区范围内的土体满足式(4)、(8)，又由渗流体积力 $p_{\text{wat}} = p_{\text{wp}} \ln r/r_p$ ，再根据塑性区应力边界条件 $\sigma_r|_{r=r_p} = \sigma_{r_p}$ ，多式联立可得塑性区应力场为

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{Mp_{\text{wp}} + \sigma_0}{M-1} + \left(\frac{Mp_{\text{wp}} + \sigma_0}{M-1} + \sigma_{r_p} \right) \left(\frac{r_p}{r} \right)^{\frac{M-1}{M}}, \\ \sigma_\theta &= -\frac{p_{\text{wp}} + \sigma_0}{M-1} + \frac{1}{M} \left(\frac{Mp_{\text{wp}} + \sigma_0}{M-1} + \sigma_{r_p} \right) \left(\frac{r_p}{r} \right)^{\frac{M-1}{M}}, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式中，令 $A = \frac{Mp_{\text{wp}} + \sigma_0}{M-1} + \sigma_{r_p}$ 。

将式(13)代入到广义虎克定律公式(1)中，可得塑性区弹性应变为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r^e &= \frac{1+\mu}{E} \left[\frac{-(M-\mu M-\mu)p_{\text{wp}} - (1-2\mu)\sigma_0}{M-1} + A \left(1-\mu-\frac{\mu}{M} \right) \left(\frac{r_p}{r} \right)^{\frac{M-1}{M}} \right], \\ \varepsilon_\theta^e &= \frac{1+\mu}{E} \left[\frac{-(1-\mu M-\mu)p_{\text{wp}} - (1-2\mu)\sigma_0}{M-1} + A \left(\frac{1-\mu}{M} - \mu \right) \left(\frac{r_p}{r} \right)^{\frac{M-1}{M}} \right] \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

式中，令 $B = \frac{-(M-\mu M-\mu)p_{\text{wp}} - (1-2\mu)\sigma_0}{M-1}$ ， $D = \frac{-(1-\mu M-\mu)p_{\text{wp}} - (1-2\mu)\sigma_0}{M-1}$ 。其中， ε_r^e ， ε_θ^e 分别为

土体塑性区弹性径向应变、弹性切向应变。

根据初始应力边界条件 $\sigma_r|_{r=r_u} = \sigma_{r_u} = p_u$ ，代入式(13)，可得到关于塑性区边界半径 r_p 的隐函数

$$\left(\frac{r_p}{r_u} \right)^{\frac{M-1}{M}} = \frac{Mp_{\text{wp}} + \sigma_0 + (M-1)p_u}{Mp_{\text{wp}} + \sigma_0 + (M-1)\sigma_{r_p}} \quad (15)$$

(3) 塑性区应变及位移求解

在同步注浆柱孔扩张模型的塑性区中，土体已发生屈服，因此，可采用与统一强度准则相关联的流动法则^[15]，

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (16)$$

式中， $d\varepsilon_{ij}^p$ 为塑性区的塑性应变增量， $d\lambda$ 为比例因子，反映塑性应变增量的大小， f 为屈服函数。

将统一强度屈服准则方程代入上式可得塑性应变增量表达式为

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_r^p &= d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_r} = d\lambda, \\ d\varepsilon_\theta^p &= d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_\theta} = -Md\lambda, \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

式中， ε_r^p 为塑性区的塑性径向应变， ε_θ^p 为塑性区的塑性切向应变。

根据初始屈服时各向塑性应变为零的条件，与式(17)联立可得关系式：

$$\varepsilon_r^p = -\frac{1}{M} \varepsilon_\theta^p \quad (18)$$

同步注浆柱形扩孔问题中塑性区应变关系式为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \varepsilon_r^p + \varepsilon_r^e, \\ \varepsilon_\theta &= \varepsilon_\theta^p + \varepsilon_\theta^e, \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

将式(18)、(19)代入到应变协调方程(3)并简化可得方程：

$$\frac{d\varepsilon_{\theta}^p}{dr} + \left(1 + \frac{1}{M}\right) \frac{\varepsilon_{\theta}^p}{r} + \frac{\varepsilon_{\theta}^e - \varepsilon_r^e}{r} + \frac{d\varepsilon_{\theta}^e}{dr} = 0 \quad (20)$$

上述方程中, 由于 ε_{θ}^e 和 ε_r^e 为已知量, 故式 (20) 可以看成是以 r 为自变量, ε_{θ}^p 为因变量的一阶微分方程, 并与式 (14) 联立转换可得

$$\varepsilon_{\theta}^p = C \cdot r^{-\frac{M+1}{M}} - \frac{M(1+\mu)}{E(1+M)} p_{wp} - A \frac{(1-\mu^2)(1-M^2)}{2EM} \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}}, \quad (21)$$

式中, 令 $K = \frac{M(1+\mu)}{E(1+M)}$, $L = \frac{(1-\mu^2)(1-M^2)}{2EM}$, C 为积分常数。

塑性区边界 $r = r_p$ 处塑性应变为零, 则求得积分常数 C :

$$C = -(K - AL) r_p^{\frac{M+1}{M}} \quad (22)$$

联立式 (18)、(21)、(22), 可以求出塑性区的塑性应变为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r^p &= \frac{K p_{wp}}{M} + \left(\frac{K}{M} - AL\right) \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M+1}{M}} + AL \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}}, \\ \varepsilon_{\theta}^p &= -K p_{wp} - (K - AL) \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M+1}{M}} - AL \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

将式 (14)、(23) 代入到式 (19), 可得塑性区总应变为

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{1+\mu}{E} \left(B + \frac{p_{wp}}{M+1}\right) + \left[\frac{K}{M} - AL\right] \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M+1}{M}} + \frac{1+\mu}{E} \cdot \frac{(1-\mu)(1+M^2) - 2\mu M}{2M^2} A \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}}, \\ \varepsilon_{\theta} &= \frac{1+\mu}{E} \left(D - \frac{M p_{wp}}{M+1}\right) - [K - AL] \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M+1}{M}} + \frac{1+\mu}{E} \cdot \frac{(1-\mu)(1+M^2) - 2\mu M}{2M} A \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}} \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

由于土中初始应力各向同性且均为 p_0 , 故由虎克定律可得其所产生的初始应变 $\varepsilon_{\theta 0}$, $\varepsilon_{r 0}$ 为

$$\varepsilon_{\theta 0} = \varepsilon_{r 0} = \frac{(1+\mu)(1-2\mu)}{E} p_0 \quad (25)$$

由式 (24)、(25) 可得, 塑性区切向相对应变为

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1+\mu}{E} \left[D - \frac{M p_{wp}}{M+1} - (1-2\mu) p_0\right] - (K - AL) \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M+1}{M}} + A \frac{1+\mu}{E} \cdot \frac{(1-\mu)(1+M^2) - 2\mu M}{2M} \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}} \quad (26)$$

故盾构隧道同步注浆柱形扩孔问题中, 塑性区径向位移 u_r^p 为

$$u_r^p = -r \varepsilon_{\theta} = \frac{1+\mu}{E} \left[\frac{M p_{wp}}{M+1} - D + (1-2\mu) p_0\right] r + (K - AL) \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M+1}{M}} r - A \frac{1+\mu}{E} \cdot \frac{(1-\mu)(1+M^2) - 2\mu M}{2M} \left(\frac{r_p}{r}\right)^{\frac{M-1}{M}} r \quad (27)$$

在同步注浆过程中, 浆液与土体交界面的移动距离即为极限扩孔半径 r_u 处的位移:

$$r_u - r_0 = u_r^p|_{r=r_u} = \frac{1+\mu}{E} \left[\frac{M p_{wp}}{M+1} - D + (1-2\mu) p_0\right] r_u + [K - AL] \left(\frac{r_p}{r_u}\right)^{\frac{M+1}{M}} r_u - A \frac{1+\mu}{E} \cdot \frac{(1-\mu)(1+M^2) - 2\mu M}{2M} \left(\frac{r_p}{r_u}\right)^{\frac{M-1}{M}} r_u \quad (28)$$

3 实例分析

西安地铁四号线航一航区间整体工程包括区间盾构隧道和车辆出入线。出入线的暗挖连拱隧道先行开挖, 与明挖段相连; 然后盾构隧道右线从航天新城站西端首发掘进, 沿着航天南路掘进, 到达航天东路站区间盾构接收井后吊出, 之后盾构机转场从航天新城站再次始发施工区间左线, 见图 2。区间盾构隧道拱顶埋深约为 11.6~21.7 m, 埋深较大, 其中, 盾构隧道与明挖段的最小净距只有 3.35 m, 而盾构隧道与暗挖连拱隧道的最小净距只有 1.46 m, 见图 3。

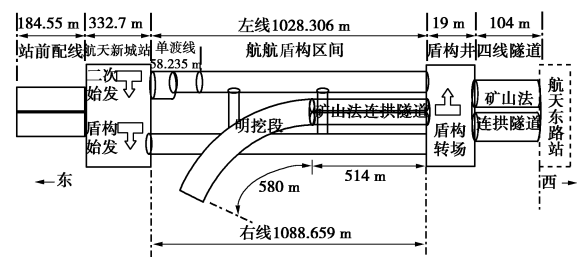


图2 西安地铁四号线航一航区间概况示意图

Fig. 2 Sketch of Hang to Hang zone shield tunnel of Xi'an subway No. 4 line

施工过程中, 盾构隧道右线面临着近距离下穿明挖基坑, 侧穿暗挖连拱隧道的问题。在近距离穿越这些结构物时, 同步注浆施工过程会不可避免地对其产生扰动, 对既有隧道的安全性造成了一定的影响。为研究同步注浆对周围地层的扰动影响范围, 以此工程作为深埋盾构隧道同步注浆施工扰动影响分析实例, 并通过上述理论推导公式, 对盾构隧道近距离侧穿暗

挖连拱隧道进行扰动影响计算。

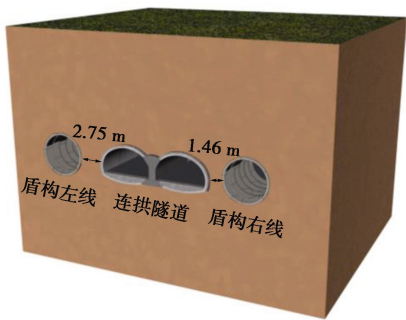


图3 盾构隧道与连拱隧道位置示意图

Fig. 3 Sketch of position of shield and multi-arch tunnels

区间盾构隧道管片外径为 6000 mm，由地勘资料报告可知，土体弹性模量 $E=45\text{ MPa}$ ，泊松比 $\mu=0.3$ ，黏聚力 $c=33.5\text{ kPa}$ ，内摩擦角 $\varphi=24^\circ$ 。因管片外径为 6000 mm，故初始孔径 $r_0=3000\text{ mm}$ 。为安全起见，假定 p_0 为 87.3 kPa。其中，关于统一强度准则取值，可取 $b=0.5$ ， $m=1$ 。

3.1 同步注浆对周围土体塑性区位移场的扰动影响分析

为简化分析，在研究注浆渗透压力影响时，采取对注浆压力进行折减来作为注浆渗透压力的取值。在一般地质情况下，一般注浆压力多为 0.25 MPa。因此，在考虑注浆渗透压力的影响时，以注浆压力为 250 kPa 为研究基础。选用折减系数分别为 0，0.2，0.4，0.6，0.8，1.0，此时，所对应的注浆渗透压力取值分别为 0，50，100，150，200 和 250 kPa。

需说明的是，由于弹塑性边界半径 r_p 与极限扩孔半径 r_u 的表达式是位移场在具体边界的特解，二者的变化规律在很大程度上能够反映土体中位移场的变化规律，故用 r_p ， r_u 的变化规律来代替位移场的变化规律。

(1) 数值解 r_p/r_u 求解

通过式 (15)、(28) 可知， r_p 和 r_u 不能单独求出，只能通过数值解来逼近所求结果。因此，在计算 r_p 和 r_u 之前，可将 r_p/r_u 视为整体，优先求出 r_p/r_u 的数值解。

由式 (15) 可得到函数式：

$$f = \frac{Mp_{wp} + \sigma_0 + (M-1)p_u}{Mp_{wp} + \sigma_0 + (M-1)\sigma_{rp}} - \left(\frac{r_p}{r_u}\right)^{\frac{M-1}{M}}$$
$$= \frac{Mp_w - (\sigma_0 + (M-1)p_u) \ln\left(\frac{r_p}{r_u}\right)}{Mp_w - (\sigma_0 + (M-1)\sigma_{rp}) \ln\left(\frac{r_p}{r_u}\right)} - \left(\frac{r_p}{r_u}\right)^{\frac{M-1}{M}}, \quad (29)$$

式中，将 r_p/r_u 视为整体赋值，可得到函数 f 的一系列值，以 $p_w=150\text{ kPa}$ 为例，来简述求解过程，如图 4

所示。

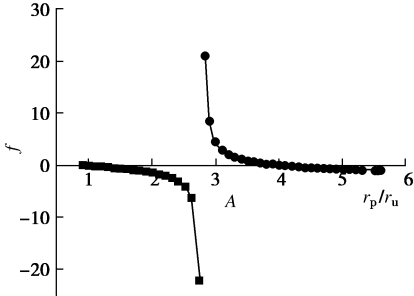


图4 注浆渗透压力 $p_w=150\text{ kPa}$ 时 f 与 r_p/r_u 的关系图

Fig. 4 Relationship graph between f and r_p/r_u when $p_w=150\text{ kPa}$

当式 (29) 中的函数值 $f=0$ 时，自变量 r_p/r_u 的值即为函数的解，由图 4 可知，函数图像分为两部分，其分界函数为 $x=Cn$ ，函数两侧图形互不影响，与 x 轴各有一个交点。

计算结果显示，不同的注浆渗透压力对应的函数左侧图像和 x 轴，全部相交于点 $(x=1, y=0)$ ，其物理意义在于同步注浆产生的扰动区仅有弹性区，与实际情况不符。函数右侧图像与 x 轴的交点随着注浆渗透压力的增大不断向右移动， r_p/r_u 值在不断增大。其物理意义在于当注浆压力一定时，随着注浆渗透压力的增大，浆液渗流进入土体的体积不断增多，土体扰动区不断扩展，塑性区不断增大，与实际情况较为符合，故取此交点作为 r_p/r_u 的解。最后，可得不同注浆渗透压力所对应的 r_p/r_u 值，见表 1。

表1 不同注浆渗透压力所对应的 r_p/r_u 值

Table 1 Values of r_p/r_u induced by different grouting

p_w/kPa	penetration pressures					
	0	50	100	150	200	250
r_p/r_u	1.680	2.246	3.019	4.069	5.501	7.459

将不同注浆渗透压力所对应的弹塑性边界半径 r_p 和极限扩孔半径 r_u 的比值与不同注浆压力对应的弹塑性边界半径 r_p 和极限扩孔半径 r_u 的比值，相互对比可得关系图 5。

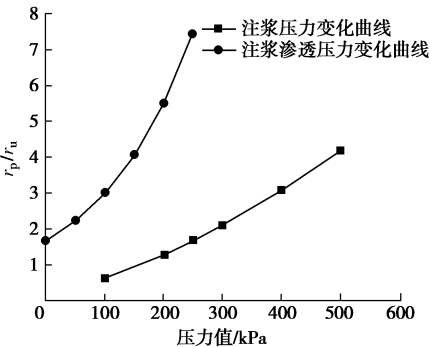


图5 不同注浆压力、注浆渗透压力下 r_p/r_u 的变化曲线图

Fig. 5 Change curves of r_p/r_u under different grouting penetration pressures and grouting pressures

从图 5 中可知, 注浆压力变化曲线在图中范围内大体呈现一种线性变化趋势, 而注浆渗透压力的变化曲线则较为陡峭。亦即, 注浆渗透压力对塑性区的影响要显著大于注浆压力的影响。因此, 在实际施工过程中, 应当控制注浆扰动范围时, 首先致力于注浆渗透压力的控制, 可通过在关键地段注浆加密土体或适当加大浆液浓度均可取得显著效果。

(2) 极限扩孔半径 r_u 、弹塑性边界半径 r_p 求解分析

将在上述中求得的 r_p/r_u 代入到式 (28) 中, 即可得到对应注浆渗透压力下的极限扩孔半径 r_u 的值, 再通过 r_p/r_u 的值, 计算出弹塑性边界半径 r_p 的值, 如表 2 所示。

表 2 不同注浆渗透压力所对应的 r_p 和 r_u 值

Table 2 Values of r_p and r_u induced by different grouting penetration pressures

p_w /kPa	r_p / r_u	r_u /mm	r_p /mm
0	1.680	3018	5069
50	2.246	3024	6793
100	3.019	3028	9141
150	4.069	3030	12328
200	5.501	3031	16674
250	7.459	3032	22615

从表 2 中可以发现, 当注浆压力 p_u 一定时, 注浆渗透压力 p_w 的逐渐增大, 将导致弹塑性边界半径 r_p 和极限扩孔半径 r_u 都逐渐增大。但相对而言, 当注浆渗透压力 p_w 从 0 增加到 250 kPa 时, 极限扩孔半径 r_u 仅仅增大了 0.46%; 而与之相对应的弹塑性边界半径 r_p 却增长了 346%, 极限扩孔半径 r_u 的增长幅度远小于弹塑性边界半径 r_p 的增长幅度。此种情况再次表明注浆渗透压力对土体塑性区的扰动影响是非常明显的。

从图 6 中可以发现: 极限扩孔半径 r_u 随着注浆压力的增大而快速增大, 且增长幅度逐渐变大; 而注浆渗透压力逐渐增大时, 极限扩孔半径却呈现出一种先快速增长而后缓慢增长的趋势。这两种不同的变化趋势表明, 注浆压力的大小对于极限扩孔半径 r_u 的分布范围起到决定性作用, 而注浆渗透压力对其影响较小。

从图 7 中可以发现: 弹塑性边界半径 r_p 随着注浆压力的增大而增大, 其变化趋势近似于线性变化; 而注浆渗透压力逐渐增大时, 弹塑性边界半径 r_p 也逐渐增大, 且增长幅度越来越大。这种情况表明, 随着注浆渗透压力的增大, 土体中渗透进去的浆液越来越多, 土体的塑性区不断扩张, 弹塑性边界半径不断增大。故注浆渗透压力的大小对于弹塑性边界半径 r_p 的分布范围影响较大, 而注浆压力对其影响相对较小。

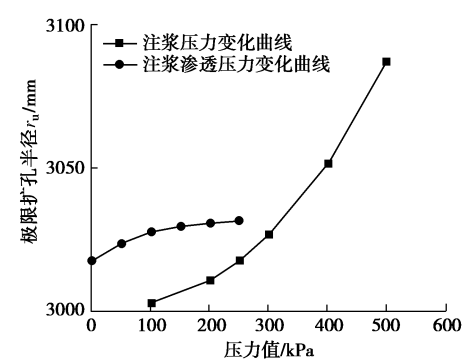


图 6 不同注浆压力、注浆渗透压力下 r_u 的变化曲线图
Fig. 6 Change curves of r_u under different grouting penetration pressures and grouting pressures

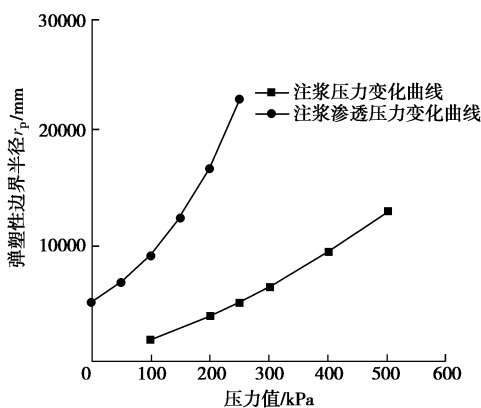


图 7 不同注浆压力、注浆渗透压力下 r_p 的变化曲线图
Fig. 7 Change curves of r_p under different grouting penetration pressures and grouting pressures

3.2 同步注浆对既有连拱隧道的扰动影响分析

根据工程概况, 西安地铁四号线航一航区间出入段线连拱隧道率先施工, 而后盾构隧道始发掘进。故采用上文推导的理论公式加以分析, 来了解盾构掘进中同步注浆对既有连拱隧道的扰动影响效果。

按工程实际情况, 盾构施工过程中采用的注浆压力 $p_u=0.25$ MPa, 其注浆渗透压力 $p_w=0.05$ MPa, 其他参数见上文。盾构隧道与暗挖连拱隧道的最小净距只有 1.46 m, 即 $r=4460$ mm。研究此时同步注浆施工对既有连拱隧道的扰动影响大小, 需求该条件下的塑性区径向位移的大小。

按照 3.1 节的求解思路, 先是通过式 (29) 求解 r_p/r_u 值, 然后代入式 (28) 求出 r_u , 根据 r_p/r_u 其比值, 求出 r_p , 最后代入式 (27), 求出当 $r=4460$ mm 时塑性区径向位移, 具体数值见表 3。

表 3 $r=4460$ mm 时塑性区径向位移 u_r^p 值

Table 3 Values of u_r^p when $r=4460$ mm

p_u /kPa	p_w /kPa	r_p / r_u	r_u /mm	r_p /mm	u_r^p /mm
250	50	2.246	3024	6793	32.53

此工况下深埋盾构同步注浆施工产生的径向位移为 32.53 mm。可看出盾构隧道对既有连拱隧道产生的施工扰动影响显著,显然不能忽略同步注浆施工对近距离既有连拱隧道的扰动。

因此,盾构隧道近距离侧穿连拱隧道时,为减少盾构同步注浆对既有连拱隧道的施工扰动,实际工程中,在出入线暗挖连拱隧道与盾构隧道之间设置隔离桩;并实时调整同步注浆浆液的注浆量和注浆压力。通过采取以上工程应对措施,成功通过了该区段且保证了既有连拱隧道的安全。

4 结 论

(1) 同步注浆施工扰动由土体卸荷和注浆扰动两大部分组成,实质上是盾尾后方一定区域土体的卸荷作用与注浆扰动相互叠加、相互平衡的过程。

(2) 在同步注浆浆液柱形扩孔问题中,塑性区边界处的应力状态只与土体的固有性质有关,而与注浆压力等外界因素无关。

(3) 注浆压力对周围土体的影响主要在于提供了一个初始扰动力,使得土体中产生塑性区和弹性区。随着注浆压力的增大,土体塑性区范围内位移场将随之增大。与此同时,注浆压力的大小对于极限扩孔半径 r_0 的分布范围起到决定性作用,而注浆渗透压力对其影响较小。

(4) 注浆渗透压力对塑性区的影响要显著大于注浆压力的影响,注浆渗透压力的大小对于弹塑性边界半径 r_p 的分布范围影响较大,而注浆压力对其影响相对较小。因此,控制注浆扰动范围,关键在于控制注浆渗透压力,可通过在关键地段注浆加密土体或适当加大浆液浓度实现,均可取得显著效果。

(5) 通过理论推导公式对西安地铁四号线航一航区间盾构隧道侧穿既有连拱隧道同步注浆施工扰动影响进行计算,得出盾构隧道对既有连拱隧道产生的施工扰动达到 32.53 mm,扰动影响显著。应在连拱隧道与盾构隧道之间采取隔离桩加固,盾构隧道侧穿连拱隧道时,还应实时调整同步注浆的注浆量、注浆压力,确保安全通过。

参考文献:

[1] 郭陕云, 万姜林. 我国地铁建设概况及修建技术[J]. 现代隧道技术, 2004, 41(4): 1 - 6. (GUO Shan-yun, WAN Jiang-lin. Outline of the metro construction and the techniques adopted in our country[J]. Modern Tunnelling Technology, 2004, 41(4): 1 - 6. (in Chinese))

[2] 陈 馈, 洪开荣, 焦胜军. 盾构施工技术[M]. 北京: 人民

交通出版社, 2016. (CHEN Kui, HONG Kai-rong, JIAO Sheng-jun. Shield construction technology[M]. Beijing: China Communication Press, 2016. (in Chinese))

[3] 宋天田, 周顺华, 徐润泽. 盾构隧道盾尾同步注浆机理与注浆参数的确定[J]. 地下空间与工程学报, 2008, 4(1): 130 - 133. (SONG Tian-tian, ZHOU Shun-hua, XU Run-ze. Mechanism and determination of parameters of synchronous grouting in shield tunneling[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2008, 4(1): 130 - 133 (in Chinese))

[4] 白 云, 戴志仁, 张莎莎, 等. 盾构隧道同步注浆浆液压力扩散模式研究[J]. 中国铁道科学, 2011, 32(4): 38 - 45. (BAI Yun, DAI Zhi-ren, ZHANG Sha-sha, et al. Study on the grout pressure dissipation mode in simultaneous backfill grouting during shield tunneling[J]. China Railway Science, 2011, 32(4): 38 - 45. (in Chinese))

[5] 李志明, 廖少明, 戴志仁. 盾构同步注浆填充机理及压力分布研究[J]. 岩土工程学报, 2010, 32(11): 1752 - 1757. (LI Zhi-ming, LIAO Shao-ming, DAI Zhi-ren. Theoretical study on synchronous grouting filling patterns and pressure distribution of EPB shield tunnel[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2010, 32(11): 1752 - 1757. (in Chinese))

[6] 苟长飞, 叶 飞, 张金龙, 等. 盾构隧道同步注浆充填压力环向分布模型[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(3): 590 - 598. (GOU Chang-fei, YE Fei, GANG Jin-long, et al. Ring distribution model of filling pressure for shield tunnels under synchronous grouting[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(3): 590 - 598. (in Chinese))

[7] 黎春林, 缪林昌. 盾构隧道施工土体扰动范围研究[J]. 岩土力学, 2016, 37(3): 759 - 766. (LI Chun-lin, MIAO Lin-chang. Determination of the range of shield tunneling-induced soil disturbance[J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(3): 759 - 766. (in Chinese))

[8] 叶 飞, 苟长飞, 陈 治, 等. 盾构隧道同步注浆引起的地表变形分析[J]. 岩土工程学报, 2014, 36(4): 618 - 624. (YE Fei, GOU Chang-fei, CHEN Zhi, et al. Ground surface deformation caused by synchronous grouting of shield tunnels[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(4): 618 - 624. (in Chinese))

[9] 曲世韡. 深埋城市地铁隧道对地层变形的影响及压力拱形成规律研究[D]. 北京: 北京交通大学, 2009. (QU Shi-wei. Study on influence of deep-buried urban subway tunnel on strata deformation and formation rule of pressure arch[D].

- Beijing: Beijing Jiaotong University, 2009. (in Chinese))
- [10] 王延斌, 范 文, 徐栓强. 基于统一强度理论的柱形孔扩张问题研究[J]. 岩土力学, 2003(增刊 2): 125 - 132. (WANG Yan-bin, FAN Wen, XU Shuan-qiang. Solution to expansion of cylindrical cavity based on the unified strength theory[J]. Rock and Soil Mechanics, 2003(S2): 125 - 132. (in Chinese))
- [11] 俞茂宏. 双剪理论及其应用[M]. 北京: 科学出版社, 1998. (YU Mao-hong. Twin-shear theory and its applications[M]. Beijing: Science Press, 1998. (in Chinese))
- [12] 俞茂宏. 岩土类材料的统一强度理论及其应用[J]. 岩土工程学报, 1994, 16(2): 1 - 10. (YU Mao-hong. Unified strength theory for geomaterials and its applications[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1994, 16(2): 1 - 10. (in Chinese))
- [13] 苑莲菊, 李振栓, 武胜忠, 等. 工程渗流力学及应用[M]. 北京: 中国建材工业出版社, 2001. (YUAN Lian-ju, LI Zhen-shuan, WU Sheng-zhong, et al. Engineering percolation mechanics and application[M]. Beijing: China Building Materials Industry Press, 2001. (in Chinese))
- [14] 李宗利, 任青文, 王亚红. 考虑渗流场影响深埋圆形隧洞的弹塑性解[J]. 岩石力学与工程学报, 2004, 23(8): 1291 - 1299. (LI Zong-li, REN Qing-wen, WANG Ya-hong. Elastoplastic analytical solution of deep-buried circle tunnel considering fluid flow field[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2004, 23(8): 1291 - 1299. (in Chinese))
- [15] 陈晓平, 杨光华, 杨雪强. 土的本构关系[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2011. (CHEN Xiao-ping, YANG Guang-hua, YANG Xue-qiang. Constitutive relation of soils[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2011. (in Chinese))

中国土木工程学会第十三届全国土力学及岩土工程学术大会

(第二号通知)

2019年7月18日-21日, 中国 天津

主办单位: 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会。

承办单位: 天津大学; 天津市土木工程学会; 天津市建筑学会岩土力学与地下工程专业委员会。

会议主题: 几十年来的工程建设给我国岩土工程的发展带来了巨大的机遇, 也使岩土工作者积累了丰富的经验。然而, 人类已经认识到, 可持续发展是当前面临的重大问题, 因此提升岩土工程品质与实现可持续发展成为广大岩土工作者的使命, 也是我国由岩土工程大国发展为岩土工程强国的必由之路。在此岩土工程发展的历史机遇期, 我国岩土工作者将于2019年7月齐聚天津, 共同研讨我国岩土工程成就和问题, 共同展望中国岩土工程的发展与未来, 形成2019天津共识。

四年一度的中国土木工程学会全国土力学及岩土工程学术大会是我国岩土工程领域历史最为悠久、影响最为深远的学术会议。因此, 第十三届全国土力学及岩土工程学术大会将以“岩土工程品质提升与可持续发展”为主题, 对我国近年来土力学与岩土工程领域最新研究进展进行广泛的学术交流, 具体包括以下12个方面内容: ①岩土的基本性质与本构关系; ②岩土工程勘察、测试与评价技术; ③基础工程与地基处理; ④地下工程及深基坑工程; ⑤岩土工程数值仿真与信息化技术; ⑥土动力学与岩土地震工程; ⑦特殊土与边坡工程; ⑧环境岩土工程与土工加筋; ⑨岩土工程中的新技术与新材料; ⑩地质灾害预警与防治; ⑪重大岩土工程实录; ⑫岩土工程机械设备与施工技术。

会议日程与地点: 7月18日会议注册及部分专业委员会会议; 7月19日开幕式、大会报告及理事会议; 7月20日专题论坛、分会场报告及部分专业委员会会议; 7月21日专题论坛大会报告、分会场报告、闭幕式。地点: 天津市西青区知景道198号, 距天津南站1.2 km, 天津社会山国际会议中心。

会议展览: 会议期间举办岩土工程仪器设备、机械与施工技术展览, 主要包括岩土工程仪器、设备、机械、新材料、软件等, 并设立专场技术研讨会。热忱欢迎从事岩土工程领域新材料、新技术、新设备的研发、生产和应用单位踊跃参加技术展览。

会议注册: (1) 网上注册地址: www.cncsmge2019.cn; 2019年4月30日前: 正式代表1500元/人; 学生代表1000元/人, 陪同人员1000元/人; 2019年6月15日前: 正式代表1700元/人, 学生代表1200元/人, 陪同人员1000元/人; (2) 现场注册1800元/人; (3) 退款说明: 2019年5月15日之前取消退全款, 5月31日之前取消50%退款, 6月1日及之后取消不予退款; (4) 减免注册费: ①顾问委员会委员、院士、国际论坛外籍专家免注册费; ②国际土力学及岩土工程学会个人会员优惠100元/人。

联系方式: 雷华阳13512418728; 刘畅13821202109; 程雪松13821807355; 张雪莲13011392385; 地址: 天津市津南区海河教育园雅观路135号天津大学北洋园校区; 第43教学楼建工学院土木工程系(300350); E-mail: cismge2019@163.com; 电话: 022-27400843; 会议网址: www.cncsmge2019.cn。

(中国土木工程学会土力学及岩土工程分会秘书处 供稿)