

DOI: 10.11779/CJGE201911002

海底盾构隧道纵向地震反应特征的子模型分析

陈国兴^{1, 2}, 孙瑞瑞^{1, 2}, 赵丁凤^{1, 2}, 阮 滨³

(1. 南京工业大学岩土工程研究所, 江苏 南京 210009; 2. 江苏省土木工程防震技术研究中心, 江苏 南京 210009;
3. 华中科技大学土木工程与力学学院, 湖北 武汉 430074)

摘要: 考虑海床土体的空间不均匀性、动力非线性特性和海底盾构隧道管环间纵向螺栓连接等因素, 提出了基于子模型技术的长大隧道纵向地震反应广义反应位移法, 研究了不同地震动作用下隧道管环间的张开量和地震应力分布特征。结果表明: ①基于子模型技术的广义反应位移法建模简单, 能合理地考虑土与隧道结构的动力相互作用效应对长大隧道结构纵向地震反应的影响; 采用压力-过盈模型和黏结模型表征管环间纵向连接螺栓的作用, 可较合理地描述相邻管环间的非连续变形特性。②隧道穿越软硬土层交界处的管环张开量较大; 基岩峰值加速度相同时, 低频发育的 Darfield 地震动作用引起的管环张开量明显较之高频发育的 Iwate 地震动作用时的大, 且基岩峰值加速度为 0.2g 和 0.4g 的 Darfield 地震动作用下局部位置的管环张开量超过防水允许限值。③不同频谱特性的基岩地震动作用下管环地震应力分布差异较大, Iwate 地震动作用时基岩隆起区域靠近管环顶部处的地震应力较大; Darfield 地震动作用时隧道穿越软硬土层交界处及砂土透镜体附近的管环地震应力较大。

关键词: 子模型技术; 广义反应位移法; 海底盾构隧道; 纵向地震反应; 管环间张开量

中图分类号: TU435; U452 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-4548(2019)11-1983-09

作者简介: 陈国兴(1963—), 男, 浙江新昌人, 教授, 主要从事土动力学与岩土地震工程研究。E-mail: gxc6307@163.com。

Longitudinal seismic response characteristics of seabed shield tunnels using submodeling analysis

CHEN Guo-xing^{1, 2}, SUN Rui-rui^{1, 2}, ZHAO Ding-feng^{1, 2}, RUAN Bin³

(1. Institute of Geotechnical Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 210009, China; 2. Civil Engineering and Earthquake Disaster Prevention Center of Jiangsu Province, Nanjing 210009, China; 3. School of Civil Engineering and Mechanics, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: Considering the spatial inhomogeneity and dynamic nonlinearity of seabed soil and longitudinal bolt connection at the seabed shield tunnel intersegments, a new approach coupling the generalized response displacement method and submodeling technique is proposed to analyze the longitudinal seismic response of long and large-scale seabed tunnels. The opening widths at the ring intersegments and the seismic stress distribution characteristics of segments under different bedrock motions are given. The results show that: (1) The modeling of the proposed new approach is simple, and it can reasonably consider the effects of dynamic interaction between soil and tunnel on the longitudinal seismic response of long and large-scale shield tunnels. The pressure-overclosure model and surface-based cohesive behavior are used to characterize the influences of the bolted intersegmental joints, which can reasonably describe the discontinuous deformation characteristics between adjacent ring segments. (2) The opening widths of intersegments are larger in the transition zone of soft and hard soils; under the same peak accelerations of bedrock motions, the opening widths of intersegments caused by Darfield seismic records with rich low frequency components are larger than those caused by Iwate seismic records with rich high frequency components, and the opening widths of intersegments at some local locations exceed the allowable limit of waterproofing for Darfield seismic records with the peak accelerations of 0.2g and 0.4g. (3) The seismic stress distribution of segments varies greatly under different bedrock motions. The seismic stresses of segments in the upheaval zone of bedrock and near the top of the ring segments are larger for Iwate seismic records, and those in the transition zone of soft and hard soils and near sandy soil lenses are larger for Darfield seismic records.

Key words: submodeling technique; generalized response displacement method; seabed shield tunnel; longitudinal seismic response; intersegment opening width

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51438004)

收稿日期: 2019-01-07

0 引言

随着现代盾构装备技术的进步, 盾构法在跨江越海隧道建设中得到了广泛的应用。地下隧道结构在强地震作用下破坏的案例时有报道, 如: 1995 年日本阪神地震、1999 年台湾集集地震和 2008 年四川汶川地震等。许多学者对盾构隧道的地震反应特征和破坏机理进行了研究。Okamoto 等^[1]的研究发现, 地下结构的地震反应主要受周围土体变形的控制, 而结构自身的惯性力影响较小。Kawashima^[2]的研究发现, 地下结构惯性力对结构内力的影响不到 5%, 惯性力不是盾构隧道地震破坏的主要因素。Owen 等^[3]研究发现, 不同地震波作用下隧道的主要变形模式如下: ①沿隧道轴向的压缩和拉伸变形; ②隧道纵向的弯曲变形; ③隧道圆形截面的椭圆形变形或矩形截面的弯曲变形。Hashash 等^[4]对旧金山湾区隧道三维动力分析表明, 地震波沿隧道纵向传播对隧道轴向变形的影响很大。Yu 等^[5]采用粗、细尺度相结合的方法分析了盾构隧道的纵向地震反应特征。

盾构管片是通过螺栓连接的, 国内外不少学者开展了管片接头的力学模型研究。赵慧岭等^[6]、邵润萌等^[7]采用等效连续化模型分别研究了隧道沉降和纵向地震反应特性; Yu 等^[8]推导了纵向弯曲刚度解析解, 并以此建立了纵向等效模型。显然, 等效连续化模型无法考虑管环间的非连续变形特征。Anastasopoulos 等^[9]采用梁-弹簧模型研究了深埋隧道的非线性地震反应; 陈国兴等^[10]通过梁-弹簧模型, 采用广义反应位移法分析了海底长大盾构隧道纵向地震反应, 研究了管环间的张开量。梁-弹簧模型可以减少模型节点数, 考虑管片接头的影响, 因此得到了广泛应用^[11-13], 但管环连接弹簧和土弹簧系数的确定较为困难。

由于盾构隧道纵向长度较长, 穿越地层复杂且纵向管环间通过大量螺栓连接, 隧道纵向刚度的不连续性较大, 已有的地下结构抗震计算理论尚不能充分反映管环的整体刚度和变形特性, 亟需深入研究盾构隧道的纵向地震反应分析方法。本文以汕头海底隧道为背景, 基于 ABAQUS 平台建立土体和盾构隧道三维模型, 采用基于子模型技术的广义反应位移法对海底长大盾构隧道进行纵向地震反应分析。

1 基于子模型技术的广义反应位移法

反应位移法假定地层位移分布为正弦分布, 或通过土层一维地震反应分析获取地层的位移分布, 再将相应的位移差通过土弹簧施加到隧道结构上进行拟静

力分析。当地层复杂时, 通常通过二维或三维场地反应分析得到自由场节点的位移时程。但对于长大隧道纵向地震反应分析, 需要提取并输入数以万计的自由场节点位移时程, 过程繁杂。为此, 本文提出基于子模型技术^[14]的广义反应位移法, 其原理及与其他方法的比较, 如图 1 所示。该方法可以考虑土体的空间不均匀性、动力非线性和管环纵向变形的非连续性及土-隧道结构动力相互作用等因素, 在计算量增加不太大的情况下简化了建模过程, 实现土-隧道体系的动力分析。土-隧道的动力相互作用效应可采用整体式反应位移法^[15-16]考虑: 采用隧道结构周围土层有限元模型代替土弹簧。这可以减小确定土弹簧系数的不确定性所引起的隧道地震反应的计算误差。

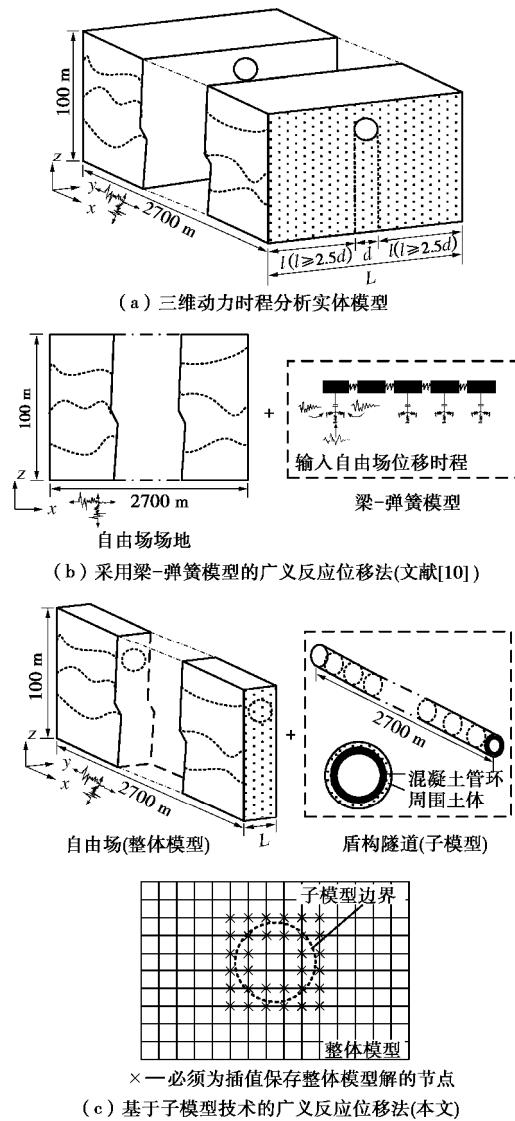


图 1 不同计算方法的模型对比示意图

Fig. 1 Schematic diagram of different models

基于 ABAQUS 平台的子模型技术可对整体模型中某一局部进行网格细化并进一步寻求更精确的解。

在该方法中, 先分析相对粗糙的整体模型, 再切割出需要细化网格的局部模型, 利用子模型技术将整体模型的结果来驱动这个局部模型。对于盾构隧道纵向地震反应分析, 首先建立自由场场地模型作为整体模型, 对其进行地震反应分析并保存相关节点位移时程, 再建立盾构隧道三维有限元模型, 采用基于节点的子模型技术将整体模型节点的反应位移传递到隧道周围土体边界节点上。该方法无需先提取整体模型节点的反应量并再次输入到子模型边界上这一繁琐的过程。

2 盾构隧道纵向地震反应分析模型

2.1 工程概况

汕头海底盾构隧道长 2700 m, 隧道的外径 14.5 m, 内径 13.3 m, 每节管环长度为 2 m, 相邻管环之间通过 42 根 M42 螺栓相连。沿隧道纵向轴线的地质

剖面如图 2 所示。海床场地包含软土、砂土、硬岩等, 不同土层交错夹杂, 地层结构十分复杂, 各土层主要物理力学指标见表 1。LZC-02, LZC-06, LZC-15, LZC-21 是盾构隧道所在自由场的钻孔位置, 钻孔剖面的剪切波速分布图见图 3。

2.2 计算模型的建立

(1) 整体模型与子模型

首先, 建立海床自由场整体模型, 模型纵向取 2700 m, 深约 100 m, 宽度取 20 m。对于纵向和竖向震动作用, 约束整体模型的 y 方向位移的自由度(图 1(c)), 使之成为一个“有厚度的平面应变问题”, 土层网格剖分时应合理反映土层横向不均匀性及基岩的起伏等特征, 如图 4(a)所示。土体采用 C3D8R 六面体实体单元为主, 并辅以楔形单元进行过渡, 模型两侧和底部采用黏弹性人工边界。建立隧道子模型时,

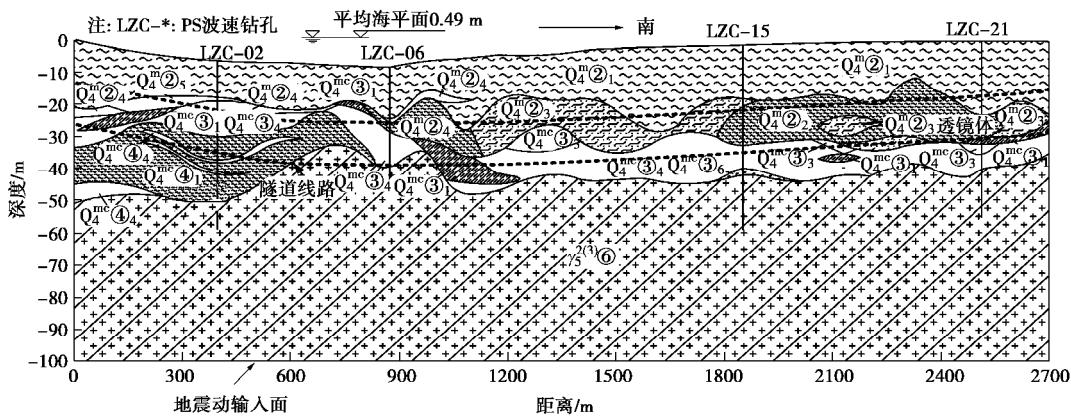


图 2 沿隧道纵向轴线断面地质示意图

Fig. 2 Geotechnical cross-section along longitudinal axis of tunnel

表 1 海底隧道场地的主要土层结构特征

Table 1 Physical and mechanical parameters of main soil layers of seabed shield tunnel site

成因时代	地层编号	岩性描述
Q_4^m	② ₁	淤泥: 0~6 m 灰黄色, 6 m 以下深灰色、浅灰色, 流塑—软塑, 16~17 m 含大量贝壳, 富含腐殖质, 味臭。 重度 $\gamma = 15.5 \text{ kN/m}^3$; 含水率 $w = 67.6\%$, 孔隙比 $e = 1.88$, 液性指数 $I_p = 1.93$, 直剪试验强度参数标准值: $c = 8.31 \text{ kPa}$, $\phi = 2.82^\circ$
	② ₂	淤泥质土: 深灰色, 软塑, 局部固结较好可塑状, 含较多植物残骸, 富含腐殖质, 味臭。 $\gamma = 17.0 \text{ kN/m}^3$; $w = 47.5\%$, $e = 1.3$, $I_p = 1.4$, $c = 15.75 \text{ kPa}$, $\phi = 5.51^\circ$
	② ₃	淤泥混砂: 深灰色, 饱和, 松散, 级配不良, 混淤泥团块, 含 20%~45% 中粗砂。 $\gamma = 18.0 \text{ kN/m}^3$; $w = 41.7\%$, $e = 1.2$, $I_p = 1.5$, $c = 13.8 \text{ kPa}$, $\phi = 3.56^\circ$
	② ₄	粉细砂: 饱和, 松散—稍密, 级配不良, 呈透镜体状分布
	② ₅	中粗砂: 饱和, 松散—稍密为主, 级配不良, 呈透镜体状分布
Q_4^{mc}	③ ₁	粉质黏土: 浅灰—灰色, 可塑, 局部软塑, 土质较均匀, 黏性较好。 $\gamma = 19.0 \text{ kN/m}^3$, $w = 30.2\%$, $e = 0.9$, 液性指数 0.6, $c = 20.53 \text{ kPa}$, $\phi = 13.5^\circ$
	③ ₃	粉细砂: 稍密—中密状, 级配不良, 含黏土, 呈透镜体状分布
	③ ₄	中粗砂: 上部黄褐色, 下部浅灰、灰黄色, 饱和, 中密—密实, 石英质, 含约 20% 细砂, 顶部 60 cm 含卵石 (2~3 cm)。 $\gamma = 20.0 \text{ kN/m}^3$, $w = 15.4\%$, $e = 0.5$, $\phi = 13.2^\circ$
	④ ₁	淤泥质土: 呈流塑—软塑状, 含有机质。 $w = 42.3\%$, $w_l = 42.4\%$, $e = 1.2$, $I_p = 1.0$, $c = 23.5 \text{ kPa}$, $\phi = 10.2^\circ$
	④ ₄	中粗砂: 饱和, 密实为主, 级配良好, 含少量砾石。层顶高程为 -44.33~ -28.00 m, 层底高程为 -50.84~ -38.20 m。天然坡角 $d_c = 39.2^\circ$, 水下坡角 $d_w = 34.2^\circ$
$Q_5^{(2)}$	⑥ ₂₁	强风化花岗岩: 39.0 m 以上浅灰色、灰黄色。为辉绿岩, 39.0 m 以下灰白间黄褐色, 岩芯呈半岩半土状, 遇水软化崩解。岩质极软。顶部夹中风化岩块。 $\gamma = (19.0~22.0) \text{ kN/m}^3$
	⑥ ₃	中风化花岗岩: 灰白色、黄褐色, 中粗粒结构, 块状构造, 岩芯呈块状为主, 中部呈 20~50 cm 柱状, 节理很发育, 岩质较硬, $RQD = 30\%$

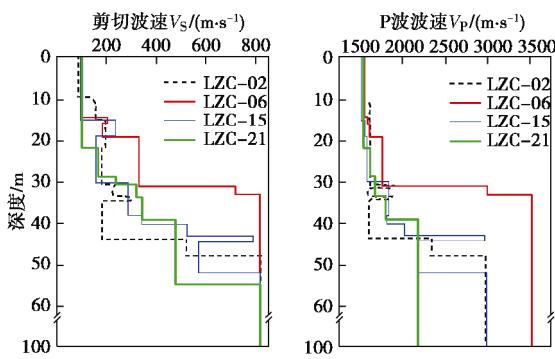


图 3 典型钻孔的土层 S 波和 P 波波速分布图

Fig. 3 Typical velocity logging derived from suspension PS velocity logging method

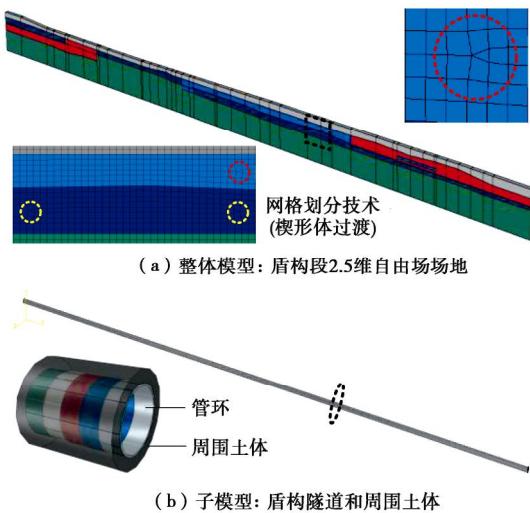


图 4 场地-隧道体系的有限元模型示意图

Fig. 4 Finite element models for site and tunnel system

应考虑其与整体模型空间位置关系, 隧道周围包裹 2 m 厚的土层以代替土弹簧。土体和盾构之间定义接触面, 摩擦系数取为 0.3。周围土层外侧设置子模型位移边界条件, 有限元模型如图 4 (b) 所示。

(2) 计算模型参数的选取

土体的动应力 - 应变关系采用赵丁凤等^[17]提出的修正不规则加卸载准则的 Davidenkov 非线性本构模型。本构模型的骨架曲线表达式:

$$\tau = G \cdot g = G_{\max} \cdot g \cdot [1 - H(g)] , \quad (1)$$

$$H(g) = \left\{ \frac{(g/g_0)^{2B}}{1 + (g/g_0)^{2B}} \right\}^A , \quad (2)$$

式中, τ , g 分别为剪应力和剪应变, G_{\max} 为初始剪切模量, 由剪切波速 V_s 与密度计算确定: $G_{\max} = \rho V_s^2$ 。 A , B 为无量纲指数, g_0 为土的参考剪应变。 A , B 和 g_0 均可由室内试验得到的 G/G_{\max} 和 I 曲线进行标定。各类土剪切模量比 G/G_{\max} 、阻尼比 I 与剪应变幅值 g 的关系曲线如图 5 所示, 各土层本构模型的拟合参数

列于表 2。

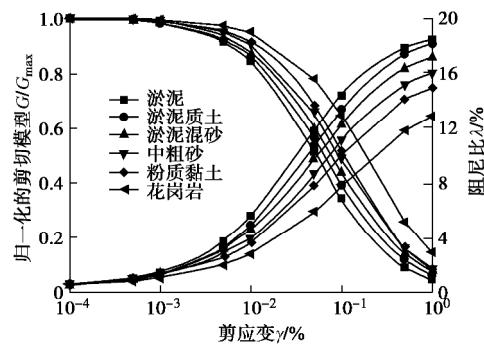
图 5 场地土的 G/G_{\max} - γ 和 λ - γ 试验曲线

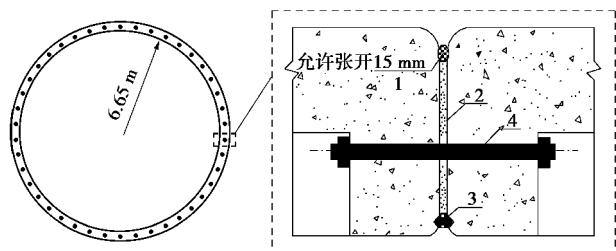
Fig. 5 Shear modulus degradation and damping ratio curves of typical soils of seabed shield tunnel site

表 2 海床土的本构模型参数

Table 2 Parameters of constitutive model for seabed soils

土层	Davidenkov 本构模型参数		
	A	B	g_0
淤泥	1.03	0.40	5.1×10^{-4}
淤泥质土	1.01	0.39	6.7×10^{-4}
淤泥混砂	1.10	0.37	6.5×10^{-4}
中粗砂	1.20	0.37	7.4×10^{-4}
粉质黏土	1.12	0.41	9.0×10^{-4}
花岗岩	1.30	0.40	1.0×10^{-3}

地震作用时, 相邻管环间的连接螺栓可以防止因管环间产生过大的变形导致发生漏水事故, 局部构造如图 6 所示。相邻管环间防水措施允许的管环张开量限值为 15 mm。管环和螺栓的基本物理力学参数分别列于表 3, 4。



1-防水氯丁橡胶密封垫片; 2-弹性垫层; 3-防水密封胶; 4-螺栓结构连接系统

图 6 管环间螺栓连接及防水措施构造图

Fig. 6 Detailed structure of seal flexible joint at ring intersegment

表 3 混凝土管环的参数

Table 3 Parameters of concrete segment

混凝土 标号	外径 D/m	内径 d/m	每节长 l_s/m	弹性模量 E_s/GPa	泊松 比
C60	14.5	13.3	2	36	0.2

表 4 管环连接螺栓的物理力学指标

Table 4 Parameters of ring joint bolts of segments

直径 d_0/mm	长度 l_0/mm	弹性 模量 E_s/GPa	屈服 应力 f_y/MPa	极限 应力 f_m/MPa	弹塑 性刚 度比 α
36	750	206	640	800	0.01

管环受拉时, 环间拉力由螺栓提供; 受压时, 螺栓不再受力, 压力由管环混凝土承担, 管环间受力变形特征及其力学描述如图 7 所示。因为暂不考虑每根螺栓的受力情况, 依据相邻管环在单向拉伸状态下, 相同张开量所受合力相同的原则, 将螺栓连接等效为无厚度黏结材料, 在管环间同时设置压力-过盈模型和黏结模型。压力-过盈模型对闭合区域起作用, 而脱开区域由黏结模型控制, 两者结合可模拟管环间非连续受力变形特征。

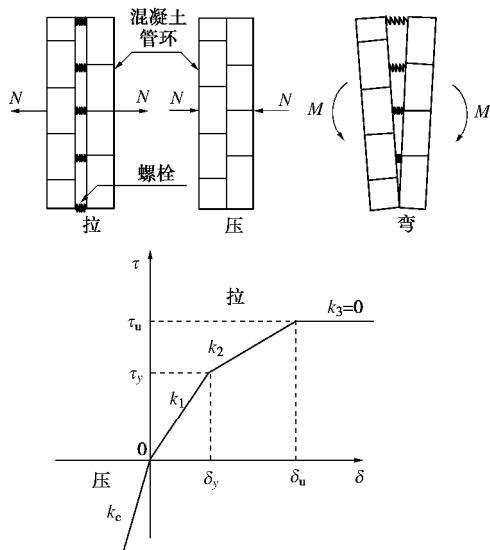


图 7 管环间受力变形特征及其力学描述

Fig. 7 Deformation characteristics and relation between internal forces and deformations of ring joint bolts of segments

在 ABAQUS 软件中, 黏结模型通过定义接触面应力和相对位移关系来实现:

$$\begin{bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d_n \\ d_s \\ d_t \end{bmatrix}, \quad (3)$$

式中, τ 代表应力, δ 代表位移, 下标 n 表示法向, 下标 s 和 t 代表切向。对于非耦合本构关系, 只需定义 K_{nn} , K_{ss} 和 K_{tt} 。

模型中 K_{nn} 按下式计算:

$$K_{nn} = \frac{nE_s A_s}{l_0 A_c}, \quad (4)$$

式中, n 为螺栓数量, E_s 为螺栓弹性模量, A_s 为单个螺栓横截面积, l_0 为螺栓长度, A_c 为管环横截面积。

模型中, 考虑到相邻管环间的榫卯结构, K_{ss} 和 K_{tt} 的取值为 K_{nn} 的 10 倍。

黏结模型中初始破坏应力 t_y 以螺栓达到屈服应力求得, 黏结模型中设置极限位移 δ_u , 即当管环间张开量达到极限位移时, 螺栓应力开始下降:

$$t_y = \frac{nA_s f_y}{A_c}, \quad (5)$$

$$d_u = \left(\frac{f_y + f_m - f_y}{a E_s} \right) \cdot l_0, \quad (6)$$

式中, f_y 为螺栓屈服应力, f_m 为螺栓极限应力, a 为螺栓屈服后的抗拉刚度与初始抗拉刚度的比值, 其余与前相同, 黏结模型相关参数列于表 5。

表 5 黏结模型参数

Table 5 Parameters of surface-based cohesive behavior

K_{nn} /(MN·m ⁻³)	K_{ss} /(MN·m ⁻³)	K_{tt} /(MN·m ⁻³)	初始破坏应 力 t_y /MPa	极限位 移 δ_u /m
448.18	4481.8	4481.8	1.2366	0.0606

(3) 基岩输入地震动的选取

由于缺乏工程场址的强震记录, 选取震级、震中距与场址邻近区域历史强震相近的国外强震露头基岩记录作为海底隧道输入地震动, 选用 2008 年日本 Iwate Ms7.2 级地震 IWATE27 台站和 2010 年新西兰 Darfield Ms7.1 级地震 Pages Road Pumping 台站两组加速度记录, 其加速度时程和傅氏谱如图 8 所示。Darfield 波低频较丰富, 而 Iwate 波的中高频较丰富。峰值加速度 PGA 调整为 3 个水准: 0.1g, 0.2g 和 0.4g; 水平向与竖向 PGA 比值为 1:0.65。

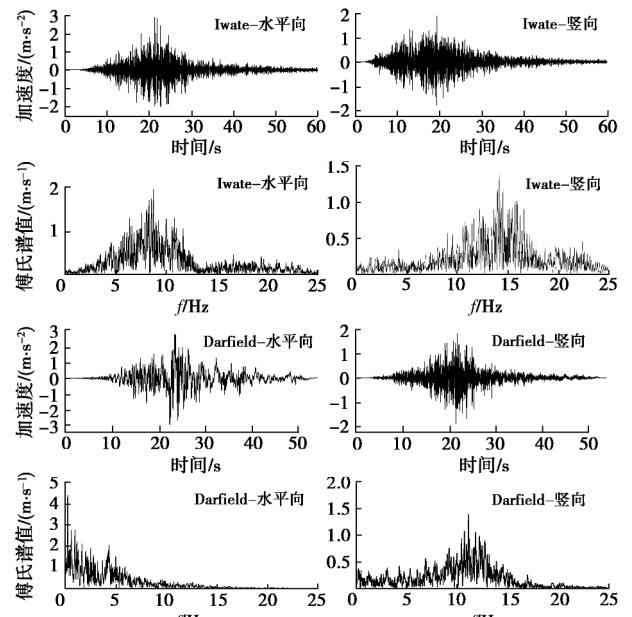


图 8 Iwate 和 Darfield 记录的加速度时程及其傅氏谱

Fig. 8 Acceleration time-histories and Fourier spectra for original records of 2008 Iwate earthquake and 2010 Darfield earthquake employed as bedrock input motions

3 计算结果与分析

3.1 盾构隧道管环间张开量

海底盾构隧道管环间张开量是评价其抗震性能的最重要指标之一。图 9, 10 给出了水平向和竖向地震

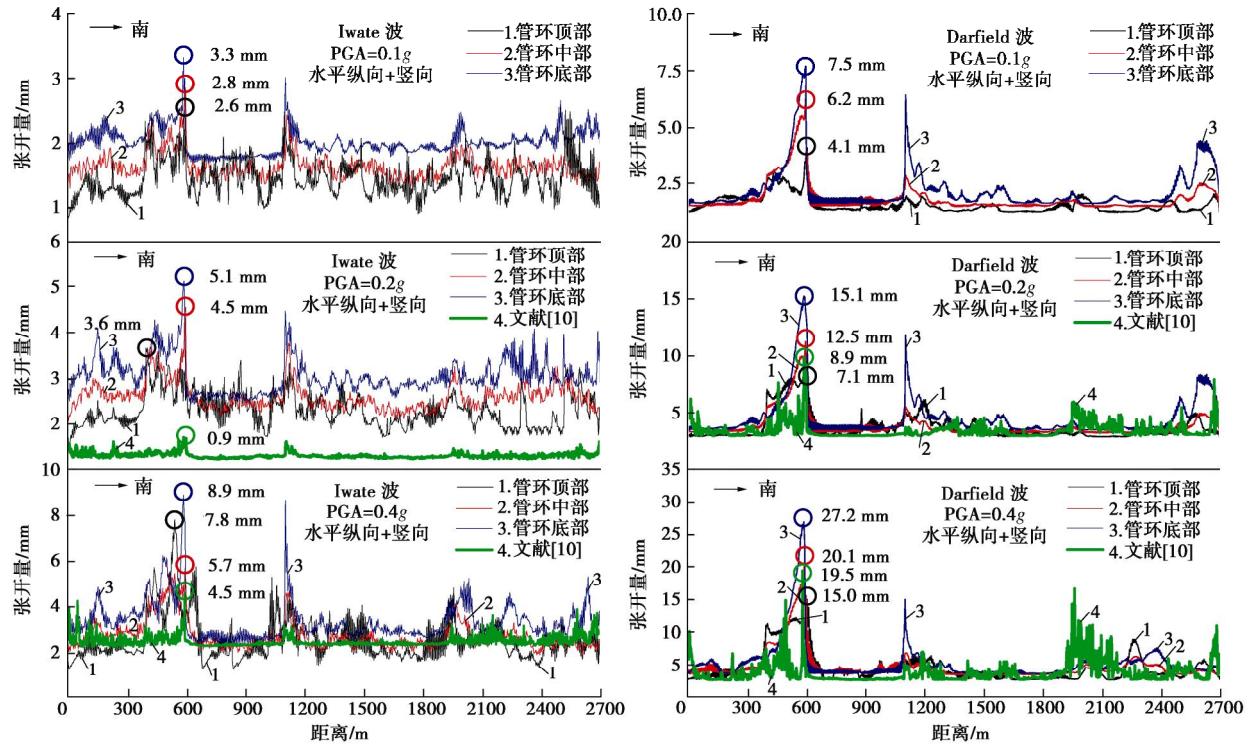


图 9 基岩水平向和竖向地震动耦合作用时管环间张开量

Fig. 9 Opening widths at ring intersegments for simultaneous input of horizontal and vertical bedrock motions

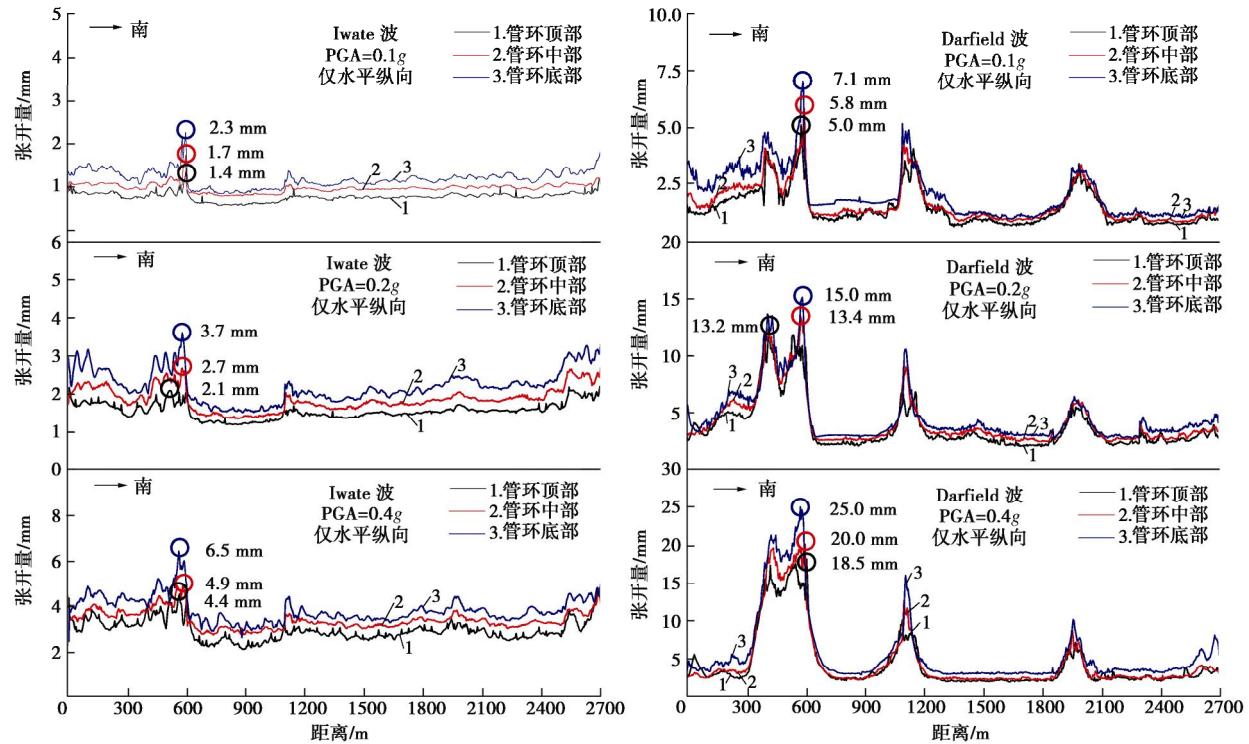


图 10 仅水平向基岩地震动作用时管环间张开量

Fig. 10 Opening widths at ring intersegments for input of horizontal bedrock motion only

动耦合作用及仅有水平向地震动作用的相邻管环间张开量沿隧道纵向的分布情况。管环间张开量是指两个相邻管环位移时程的最大差值的绝对值。可以看出：

(1) 本文计算的管环间张开量分布规律与文献[10]的计算结果基本一致，管环间张开量在距北侧约

600 m 和 1100 m 处均存在较大的突变，且这两处的最大张开量相对其他位置要大。在 600 m 附近处为淤泥质土和花岗岩交界的过渡区域，在 1100 m 附近处为花岗岩、粉质黏土和淤泥质土交界的过渡区域，这些区域的土层软硬变化较大，导致过渡区域的管环张开量

相对较大。

(2) 在同一管环连接处, 管环间张开量基本呈现出底部最大、中部次之、顶部最小的规律。这可能是由于隧道底部土层比顶部硬, 在自由场反应节点位移的驱动下, 隧道底部受到周围土体的作用力更大, 变形更加显著。此外, 管环间张开量在空间分布上的差异也说明本文的计算模型可较好地反映长大盾构隧道管环地震变形的空间特征。

(3) 水平向和竖向地震动耦合作用对管环间张开量具有明显的不利影响。

(4) 相邻管环间张开量随地震动强度的增大而呈非线性增大趋势, 低频发育的 Darfield 波作用比中高频发育的 Iwate 波作用时引起更大的管环张开量, 这与土体非线性和场地特性密切相关。输入 Iwate 波时, 各工况下管环间张开量均未超过限值 15 mm; 输入 Darfield 波时, 当 $PGA = 0.2g$ 和 $0.4g$ 时, 局部位置的管环间张开量已超过限值 15 mm, 需针对性地采取减震措施。

3.2 隧道管环的最大地震应力分布

地震作用下盾构隧道管环间的非连续变形使得管环的受力极为复杂。图 11 给出了不同位置处管环张开量与管环单元应力的时程曲线。可以看出: 管环间反复出现张开和闭合现象; 当出现较大的张开量时, 管环的应力也明显增大, 这说明黏结模型对模拟螺栓连接拉伸作用有较好的效果。此外, 当管环间张开量较小且出现挤压时, 管环的应力也明显出现增大现象, 这说明压力-过盈模型对模拟管环间的挤压碰撞也起到了较好的效果。另外, 虽然管环的应力有随着管环张开量的增大而增大的现象, 但管环间挤压时比管环

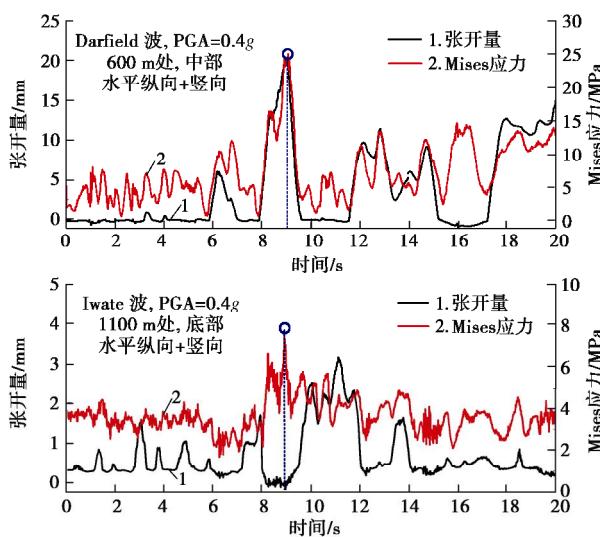


图 11 盾构隧道局部位置处的管环间张开量与 Mises 应力时程

Fig. 11 Time-histories of opening widths of intersegments and Mises stresses of segments at local position of shield tunnel

张开时可能产生更大的地震应力。这应是混凝土的压缩刚度较之连接螺栓的拉伸刚度大得多所致。

图 12 给出最大地震应力沿隧道纵向的分布情况。隧道上覆软土层对地震波的高滤波、低频放大效应明显, 当基岩地震动强度相同时, Darfield 波作用下的管环地震应力明显大于 Iwate 波作用下的管环地震应力。输入 Iwate 波时, 离北端 600~1100 m 段管环顶部的地震应力大于其他部位处管环同一位置的地震应力; 输入 Darfield 波时, 管环的地震应力在基岩与软土的交界处依然存在明显放大现象。此外, 离北端 2000 m 的透镜体附近处管环的地震应力也较大, 这可能是该区间段内相邻管环间的挤压导致的应力增大现象。

4 结 论

采用基于子模型技术的广义反应位移法分析了海底长大盾构隧道纵向地震反应特征, 考虑了土体的动力非线性特性、基岩起伏、土层不均匀分布和盾构管环纵向间的螺栓连接等因素, 主要结论如下:

(1) 基于子模型技术的广义反应位移法建模简单, 可以有效地对长大盾构隧道结构进行纵向地震反应分析, 便于考虑土-隧道结构的动力相互作用效应。采用压力-过盈模型和黏结模型近似代替管环间的纵向连接螺栓, 可较合理地描述相邻管环间的非连续变形特性。

(2) 强地震作用下盾构隧道管环间的张开量在软硬土层交界处较大, 低频发育的 Darfield 波作用时管环间的张开量明显较之中高频发育的 Iwate 波作用时的更大, 且在 $PGA = 0.2g$, $0.4g$ 的 Darfield 波作用下局部位置处管环间的张开量超过了防水要求的限值, 需采取相应减震措施。

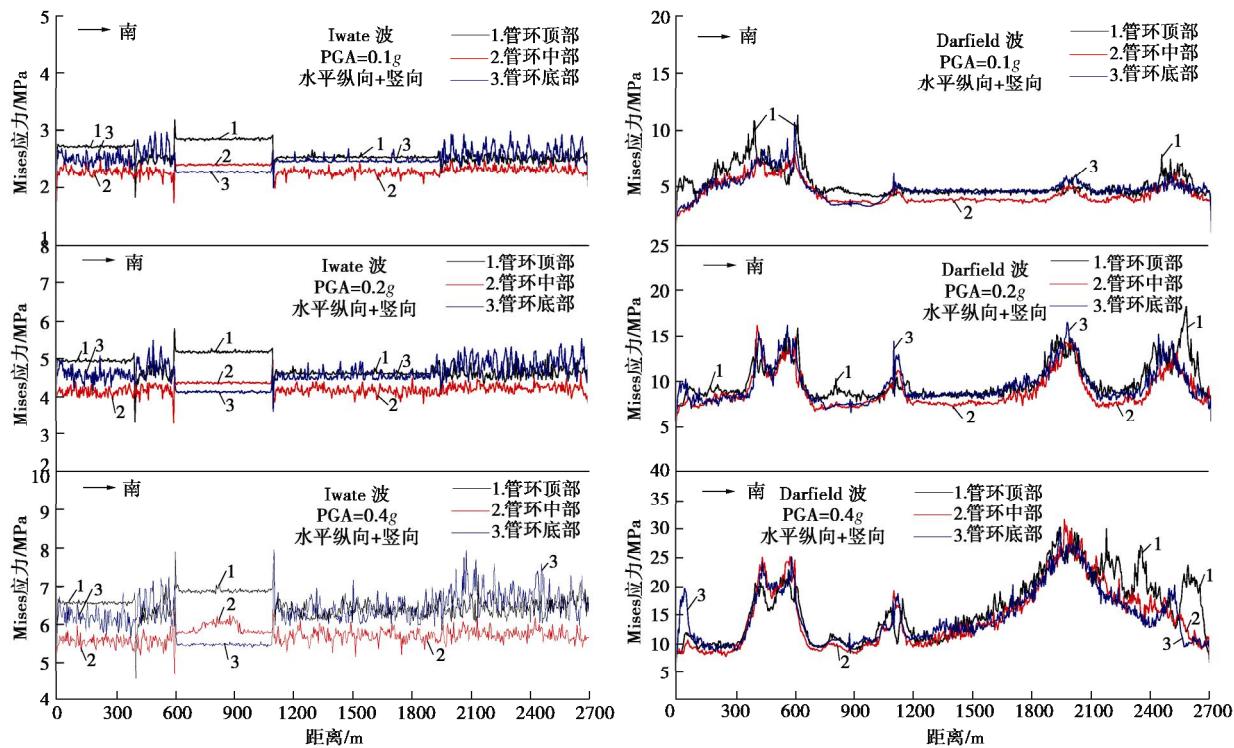


图 12 盾构隧道管环的最大地震应力分布

Fig. 12 Distribution of maximum seismic stresses (Mises stress) of segments of seabed shield tunnel

(3) 管环间张开量较大或受挤压时, 管环会受到较大的地震应力作用, 不同频谱特性的地震动作用下隧道管环的地震应力分布差异较大。输入 Iwate 波时基岩隆起且靠近顶面处的管环地震应力较大; 输入 Darfield 波时, 除了在软硬土层交界处管环应力较大外, 离北端约 2000 m 处管环的地震应力也较大。

(4) 水平向和竖向地震动耦合作用对盾构隧道纵向地震反应具有明显的不利影响。

参考文献:

- [1] OKAMOTO S, TAMUTA C, KATO K, et al. Behaviors of submerged tunnels during earthquakes[C]// Proceedings of the Fifth World Conference on Earthquake Engineering. Rome, Italy, 1973: 544 - 553.
- [2] KAWASHIMA K. Seismic design of underground structures in soft ground: a review[C]// Proceedings of the International Symposium on Tunneling in Difficult Ground Conditions. Tokyo, Japan, 1999.
- [3] OWEN G N, SCHOLL R E. Earthquake engineering of large underground structures[R]. Washington D C: Federal Highway Administration and National Science Foundation, 1981.
- [4] HASHASH Y M A, TSENG W S, KRIMOTAT A. Seismic soil-structure interaction analysis for immersed tube tunnels retrofit[J]. Geotechnical Special Publication, 1998, 2(75): 1380 - 1391.
- [5] YU Hai-tao, YUAN Yong, QIAO Zong-zhao, et al. Seismic analysis of a long tunnel based on multi-scale method. Engineering Structures 2013, 49: 572 - 587.
- [6] 赵慧岭, 柳献, 袁勇, 等. 软土隧道长期沉降的纵向作用效应研究[J]. 特种结构, 2008(1): 79 - 84. (ZHAO Hui-ling, LIU Xian, YUAN Yong, et al. Effect of long-term settlement on longitudinal mechanical performance of tunnel in soft soil[J]. Special Structures, 2008(1): 79 - 84. (in Chinese))
- [7] 邵润萌, 雷扬. 基于反应位移法的盾构隧道纵向抗震分析[J]. 土木工程学报, 2013, 46(增刊 2): 260 - 265. (SHAO Run-meng, LEI Yang. Longitudinal anti-seismic analysis of shield tunnel based on response deformation method[J]. China Civil Engineering Journal, 2013, 46(S2): 260 - 265. (in Chinese))
- [8] YU Hai-tao, CAI Chuang, BOBET A, et al. Analytical solution for longitudinal bending stiffness of shield tunnels[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2019: 27 - 34.
- [9] ANASTASOPOULOS I, GEROLYMONS N, DROSOS V, et al. Nonlinear response of deep immersed tunnel to strong seismic shaking[J]. Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2007, 133(9): 1067 - 1090.
- [10] CHEN Guo-xing, RUAN Bin, ZHAO Kai, et al. Nonlinear

- response characteristics of undersea shield tunnel subjected to strong earthquake motions[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2018: 1 - 30.
- [11] ZHOU Shun-hua, HE Chao, GUO Pei-jun, et al. Dynamic response of a segmented tunnel in saturated soil using a 2.5-D FE-BE methodology[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, **120**: 386 - 397.
- [12] ZHANG Jing, HE Chuan, GENG Ping, et al. Improved longitudinal seismic deformation method of shield tunnels based on the iteration of the nonlinear stiffness of ring joints[J]. Sustainable Cities and Society, 2019: 105 - 116.
- [13] MIAO Yu, YAO ER-lei, RUAN Bin, et al. Seismic response of shield tunnel subjected to spatially varying earthquake ground motions[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, **77**: 216 - 226.
- [14] Dassault Systèmes Simulia Incorporation. Abaqus analysis user's manual (Version 6.10) [R]. Rhode Island: Providence, 2010.
- [15] 刘晶波, 王文晖, 赵冬冬, 等. 地下结构抗震分析的整体式反应位移法[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, **32**(8): 1618 - 1624. (LIU Jing-bo, WANG Wen-hui, ZHAO Dong-dong, et al. Integral response deformation method for seismic analysis of underground structure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, **32**(8): 1618 - 1624. (in Chinese))
- [16] 刘晶波, 王东洋, 谭 辉, 等. 隧道纵向地震反应分析的整体式反应位移法[J]. 工程力学, 2018, **35**(10): 17 - 26. (LIU Jing-bo, WANG Dong-yang, TAN Hui, et al. Integral response displacement method for longitudinal seismic response analysis of tunnel structure[J]. Engineering Mechanics, 2018, **35**(10): 17 - 26. (in Chinese))
- [17] 赵丁凤, 阮 滨, 陈国兴, 等. 基于 Davidenkov 骨架曲线模型的修正不规则加卸载准则与等效剪应变算法及其验证[J]. 岩土工程学报, 2017, **39**(5): 888 - 895. (ZHAO Ding-feng, RUAN Bin, CHEN Guo-xing, et al. Validation of modified irregular loading-unloading rules based on Davidenkov skeleton curve and its equivalent shear strain algorithm implemented in ABAQUS[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, **39**(5): 888 - 895. (in Chinese))

第 29 届全国土工测试学术研讨会通知

(2020 年 7 月 18, 19 日, 呼和浩特) 第 1 号通知

主办单位: 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会, 中国水利学会岩土力学专业委员会。

承办单位: 内蒙古工业大学等。

协办单位: 《岩土工程学报》编委会等。

大会邀请及主题: 中国土木工程学会土力学及岩土工程分会, 中国水利学会岩土力学专业委员会拟定于 2020 年 7 月在呼和浩特召开“第 29 届全国土工测试学术研讨会”, 会议主题: “岩土工程勘察技术及土工测试新技术、新方法”。中国土木工程学会土力学及岩土工程分会, 中国水利学会岩土力学专业委员会邀请全国相关学科的专家、学者、科技工作者与工程技术人员, 特别是青年岩土工程工作者踊跃撰稿, 集聚呼和浩特, 围绕会议主题探讨与交流土工测试最新研究成果与实践经验。

会议要点: 本次学术研讨会组织委员会、学术委员会由承办、协办单位, 学会专委会专家组成。会议将邀请国内著名土工测试专家进行特邀报告和主题报告, 并进行新编《土工试验方法标准》(GB/T50123—2019) 宣贯。

会议专题: ①岩土工程勘察技术; ②土基本性质测试; ③

土工物理模型试验; ④土工原测试技术; ⑤现场土工监测技术; ⑥环境土工测试技术; ⑦特殊土性质测试技术; ⑧土工微观测试新技术; ⑨土工测试新型技术设备。

会议论文与出版: 会议投稿论文要求为原创、未公开发表的内容, 论文篇幅一般在 5 页以内, 格式请参考《岩土工程学报》。会议期间将通过投票遴选优秀论文推荐到《岩土工程学报》(增刊)(EI 收录)、《地下空间与工程学报》、《内蒙古农业大学学报》、《内蒙古科技大学学报》、《内蒙古工业大学学报》其他论文将在论文集中刊出。

投稿邮箱: geotest2020@163.com

重要日期: ①2019 年 12 月 30 日前提交论文全文; ②2020 年 2 月 15 日前返回论文录用通知; ③2020 年 3 月 15 日前返回修改后论文。

会议联系方式: 地址: 内蒙古呼和浩特市新城区爱民街 49 号内蒙古工业大学土木工程学院, 邮政编码: 010051, 联系人: 刘俊芳: 18647964316; 杜强: 15560924010; 马建国: 18847187706。

(大会组委会 供稿)