

注浆整治盾构隧道横向大变形下地层响应现场试验研究

叶振威^{1,2}, 张东明^{1,2*}, 张晋彰^{1,2}, 黄宏伟^{1,2}, 邵华³

(1. 同济大学地下建筑与工程系, 上海 200092; 2. 同济大学岩土及地下工程教育部重点实验室, 上海 200092;
3. 上海地铁维护保障有限公司, 上海 200070)

摘要: 微扰动注浆技术在整治盾构隧道的横向大变形方面已得到广泛应用, 但针对注浆过程中周边地层力学响应的研究仍相对缺乏。本文依托上海地区某微扰动注浆整治盾构隧道横向变形的案例, 在现场选取了一环管片衬砌作为测试环, 于该测试环对应的注浆孔两侧布设了压力传感器, 监测其土压力及孔隙水压力的变化。据此, 本文分析了注浆过程中该注浆孔附近地层的附加土压力、超孔隙水压力及有效应力的变化规律, 并进一步分析了后续三个邻近注浆孔在注浆过程中引起该测试位置地层的力学响应规律。在此基础上, 结合注浆期间的附加土压力变化, 修正了现有注浆效率计算式中的浆液分配系数, 为定量表征注浆体于二维平面上的不确定性以及注浆参数工程实践设计提供了新思路。

关键词: 盾构隧道; 微扰动注浆; 横向收敛; 土压力; 现场实测

中图分类号: TU432 文献标识码: A 文章编号:

作者简介: 叶振威(1996-), 男, 博士研究生, 主要从事地铁盾构隧道运维方面的研究工作。E-mail: 2111394@tongji.edu.cn。

Field test insights on mechanical behavior of ground around a large deformed shield tunnel rehabilitated by grouting

YE Zhenwei^{1,2}, ZHANG Dongming^{1,2*}, ZHANG Jinzhang^{1,2}, HUANG Hongwei^{1,2}, SHAO Hua³

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Key Laboratory of Geotechnical and Underground Engineering of the Ministry of Education, Shanghai 200092, China; 3. Shanghai Rail Transit Maintenance Support Co., Ltd., Shanghai 200070, China)

Abstract: At present, light-disturbance grouting technology has been widely applied in controlling and rehabilitating the transverse deformation of existing shield tunnels. However, there is a lack of corresponding research on the stratigraphic mechanical response during the light-disturbance grouting process. This paper relies on a case study of transverse deformation rehabilitation of shield tunnels treated with light-disturbance grouting in Shanghai. A lining ring was selected as a test ring at the site, with pressure sensors installed on both sides of the grouting hole to monitor the variations in earth pressure and pore water pressure. Based on this, the variations of the additional earth pressure, excess pore water pressure, and effective stress near the grouting hole during the grouting process were analyzed. Furthermore, the mechanical response of the ground at the test location induced by the grouting process of three adjacent grouting holes was further analyzed. On this basis, the slurry distribution coefficients in the existing grouting efficiency equations were corrected in conjunction with the additional earth pressure variations during grouting, and this provided a new idea for quantitatively characterizing the uncertainty of the grouting body in a two-dimensional plane and the design of grouting parameters in engineering practice.

Key words: Shield tunnel; Light-disturbance grouting; Transverse convergence; Earth pressure; Field measurement

0 引言

作为城市地下基础设施的重要组成部分, 盾构隧道历经多年建设, 已进入“养建并重”的时代。由于其拼装式的结构特点^[1], 软土地区的盾构隧道容易在外界扰动下, 发生结构变形, 从而引发一系列结构病害。

为了控制甚至减小盾构隧道的既有横向大变形, 常用的整治手段为微扰动注浆技术。该技术在隧道两

侧注入定量的水泥-水玻璃双液浆, 产生的附加荷载作用于隧道上, 从而减小隧道的横向收敛。双液浆的速凝^[2]特性能减小注浆时对周边的扰动, 并快速加固被

基金项目: 国家重点基础研究发展计划项目(2021YFF0502200); 上海申通地铁集团有限公司科研计划项目(JS-KY22R005-3); 上海市科技创新行动计划技术标准项目(22DZ2206200)

收稿日期:

*通信作者 (E-mail: 09zhang@tongji.edu.cn)

注土体，提高隧道两侧的地层抗力。

然而,针对注浆恢复盾构隧道横向变形的研究侧重于注浆前后的结构收敛变化,并通常基于现场案例,采用数值模拟^[3]或模型试验^[4]进行分析。相比之下,针对注浆过程中隧道周边地层响应的研究较少。盾构隧道作为典型的长线型结构,其穿越的地层存在明显的空间变异性^[5]。变异性地层中的隧道注浆整治效果^[6]存在明显差异,同时浆液凝固后的注浆体也呈现出显著的变异性。因此,有必要进一步研究微扰动注浆过程中周边地层的力学响应。

依托上海市某地铁盾构隧道的微扰动注浆整治实例,本研究在现场注浆孔附近布设压力传感器,监测并收集注浆过程及结束后的地层响应数据。分析了注浆前后附加土压力、超孔隙水压力及有效应力的变化规律,并结合实测数据对现有的注浆效率计算中的浆液分配系数进行了修正。

1 现场试验

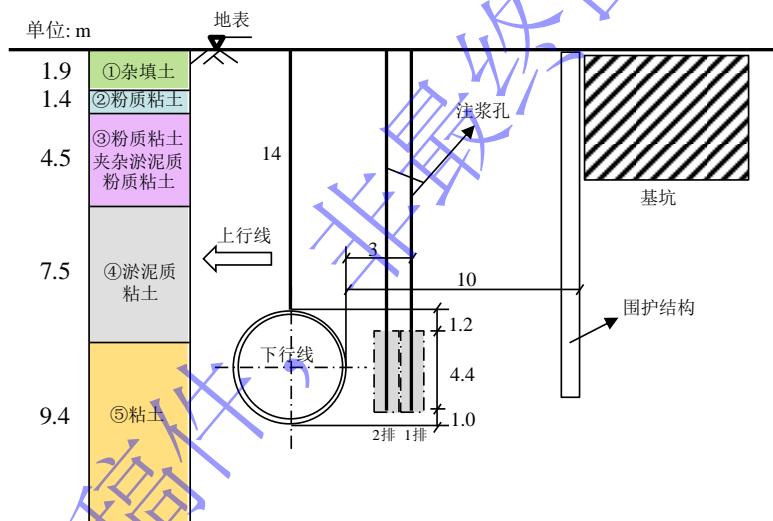


图 1 基坑与隧道位置关系图
Fig. 1 Foundation pit-tunnel location view

表 1 主要十体物理力学参数

Table 1 Physical and mechanical parameters of main soils

土体	含水率 w (%)	重度 γ (kN/m ³)	孔隙比 e_0	粘聚力 c (kPa)	内摩擦角 ψ (°)	压缩模量 E_s (MPa)
①杂填土	33.0	18.8	0.93	20.0	18.5	4.93
②粉质粘土	30.0	19.0	0.85	5.0	30.8	8.15
③粉质粘土夹杂淤泥质粉质粘土	49.3	16.7	1.45	9.0	12.1	1.91
④淤泥质粘土	48.0	16.9	1.47	12.0	12.7	1.71
⑤粘土	42.2	17.7	1.20	14.0	12.1	2.33

1.2 监测仪器布置

现场安装测试设备前,部分衬砌环已进行了注浆整治。考虑到测试仪器埋置的可行性,并尽量减少既有注浆区域的影响,选择第318环作为试验环。在318

1.1 工程背景

图 1 为试验场地的基坑与隧道的位置关系。由图 1 可见, 盾构隧道外径为 6.6m, 埋深约 14m, 穿越④淤泥质粘土和⑤粘土层。场地的工程地质参数如表 1 所示。基坑围护结构与隧道的最小水平净距为 10m。基坑开挖导致下行线第 296 至 340 环区段的收敛变形增加, 最大增量为 15mm。该监测值是在基坑回填完成后获得的。为避免隧道的横向变形进一步扩大, 运维部门计划对下行线进行注浆整治。由于隧道左侧埋藏大量管线, 不具备注浆的施工条件。因此, 仅计划在靠近基坑侧布置 2 排注浆孔。其中, 距隧道外侧 2.4m 和 3.0m 各设置一个注浆孔, 沿隧道纵向的注浆孔间距为 1.2m。实际注浆孔数和位置会在施工中进行实时调整。同时, 竖直方向上, 注浆起始位置设在距隧道底部往上 1.0m 处, 理论上形成高 4.4m 的注浆体。注浆工艺的基本参数在相关文献^[3]中已有详细说明。

环的注浆孔两侧,各打设一个试验孔,共布置10个土压力盒和5个孔压计,如图2所示。其中,靠近隧道测孔的监测点被命名为#1组(注浆体左侧),其距第一排注浆孔中心为2m;靠近基坑的被命名为#2组,

其距第一排注浆孔中心为 1.4m。同一试验孔内，相邻土压力盒或孔压计之间的竖向间距均为 1m。因此，如图 2 所示，土压力盒分别布置在距地表 15.5~19.5m 处，孔压计分别布置在距地表 16~20m 处。

注浆施工必须在地铁停运期间进行。因此，数据采集的时长包括从注浆前到注浆结束后的一段时间，具体为晚上 20:00 至次日早上 10:00，每隔 5 分钟采集一次数据，其余时间每隔 1 小时采集一次。

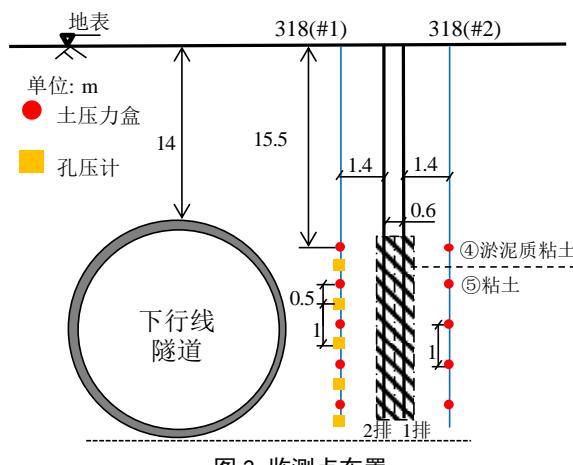


图 2 监测点布置

Fig. 2 Arrangement of monitoring points

1.3 注浆孔的施工顺序

图 3 展示了第 318 环及其邻近环的实际注浆顺序。其中，R1~R3 代表注浆排数。图 3 中的黑色圆圈表示测试前已完成的注浆孔，绿色圆圈表示测试环对应的注浆孔 (R1-318)，红色圆圈表示对监测结果产生影响的注浆孔 (R2-315、R3-315、R2-316)。圆圈中的数字表示实际的注浆顺序。黄色矩形表示试验孔的位置。

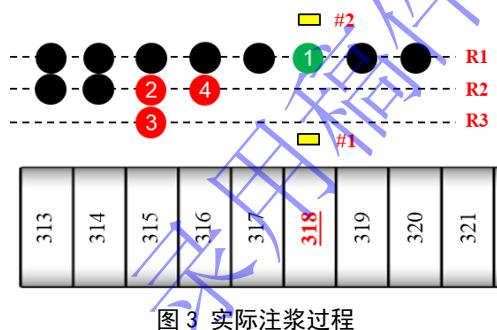


Fig. 3 Actual distribution of grouting holes and grouting sequence

2 测试结果分析

2.1 隧道结构变形

图 4 展示了注浆前后隧道各环的横向收敛变化，其中，收敛测点的布置为每 5 环一个。图 5 展示了隧道范围内的实际注浆情况。结合图 4 和图 5 可知，注浆前隧道收敛均值为 11.4mm，COV 为 0.15；注浆段收敛恢复量的均值为 7.6mm，COV 为 0.33，平均恢复了 67% 的收敛变形；注浆后隧道收敛均值为 3.8mm，

COV 为 0.57。注浆实际排数的均值为 1.69，COV 为 0.51。说明基坑开挖虽然引起隧道产生横向变形，但各环之间的差异不大，而单侧不同排数的注浆尽管恢复了大量的收敛变形，但使得注浆后各环的收敛差异增大，可能会对环向、纵向接头产生不利影响。

总体来看，被注区段盾构隧道的收敛恢复量曲线大致呈“M”形，即以第 325 环为分界，其左右两侧的注浆效果明显不同。以往的现场案例研究已指出，隧道的收敛响应类似于均布荷载下的梁挠曲，梁的中部位移最大，两端位移较小^[7]。考虑到此处的实际注浆顺序为，先进行第 325 环左侧 (296-325 环) 的注浆，在间隔一个星期后，进行右侧注浆。因此，被注区段的隧道收敛响应可近似为以第 325 环为界，左右两段均布荷载作用下梁的挠曲。其中第 325 环附近作为梁的端部，其恢复效果较小。

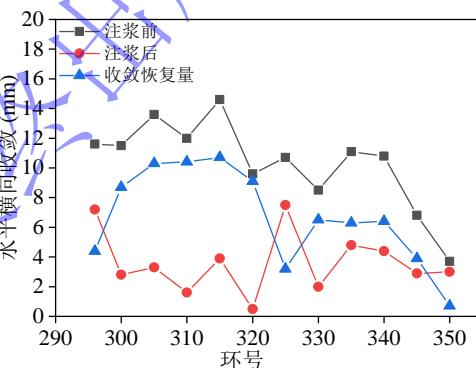


图 4 注浆前后的隧道收敛变化

Fig. 4 Tunnel convergence variation before and after grouting

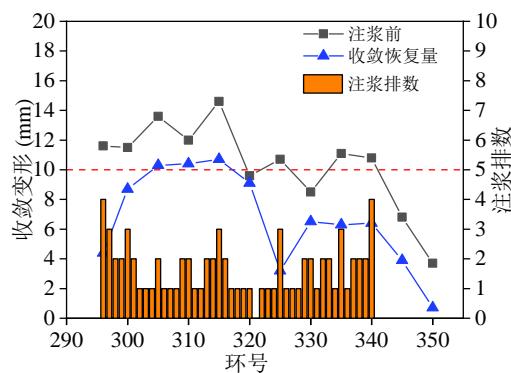


图 5 实际注浆排数的分布情况

Fig. 5 Distribution of actual grouting rows

2.2 单孔注浆的地层响应

图 6 展示了 R1-318 孔注浆全过程#1 测孔的监测数据。图 6 (a) 中，灰色区域为注浆过程。注浆过程中，注浆喷嘴从地表以下的 19.6m 处开始注浆，逐渐提升到 15.2m 结束。因此，19.5m 和 18.5m 处的土压力增长最快，其次是 17.5m 和 16.5m 处，而顶端的测点增长不太明显。在注浆提升过程中，各测点的土压

力呈波动增长趋势，并在注浆结束前达到峰值。尽管注浆区域覆盖了所有测点，但结果显示，15.5m 处的测点增长不明显，其次是 17.5m 处，另外三处测点增长十分显著。注浆结束后，各测点的土压力增量明显回落，但程度各不相同。各测点回落至各自峰值的程度由上到下分别为 1%、33%、26%、27%、31%。

图 6 (b) 展示了超孔隙水压力的变化情况。从图 6 (b) 可见，注浆开始时，20m 和 18m 处的超孔压增量较大，而 19m 处的增量最小。随着注浆的进行，各测点的超孔压呈现波动上升趋势，并在注浆结束前达到峰值。其中，19m 测点的峰值最小，其余各点的峰值相对较大。注浆结束后，各测点的超孔压迅速回落。各测点回落至各自峰值的程度由上到下分别为 14%、20%、12%、0%、2%。下方测点的超孔压基本全部消散，考虑到注浆的顺序是先下后上，因此上方的孔压最终也会完全消散。

图 6 (c) 展示了有效应力增量的变化情况。由于孔压计和土压力盒并不在同一高度。因此，土压力盒位置处的超孔压值通过插值近似处理，从而获得相应的有效应力。在注浆过程中，除了最高处测点呈现下降趋势外，其余测点的有效应力均波动上升，且趋势基本一致。注浆结束后，各测点的有效应力开始回落，除了 15.5m 和 16.5m 处的测点外，其余各测点的有效应力迅速回落，然后缓慢增长至平稳。各测点回落至各自峰值的程度由上到下分别为 37% (16.5m)、29% (17.5m)、32% (18.5m)、37% (19.5m)。

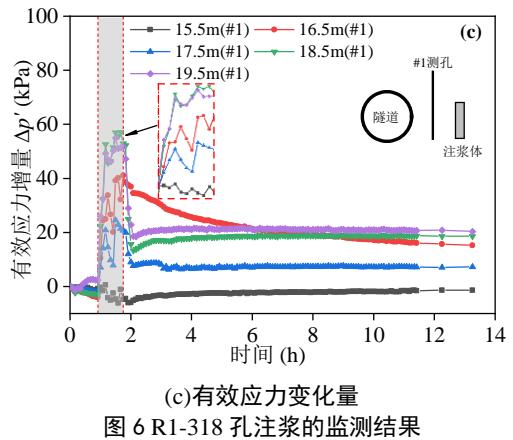
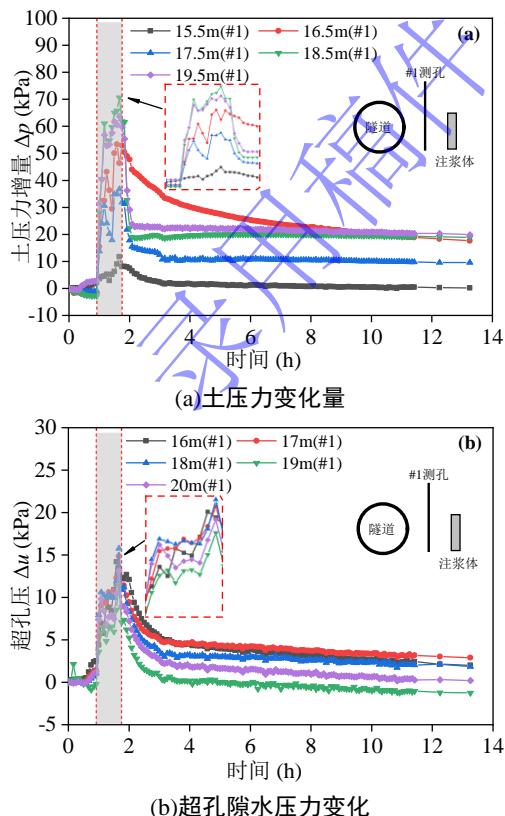
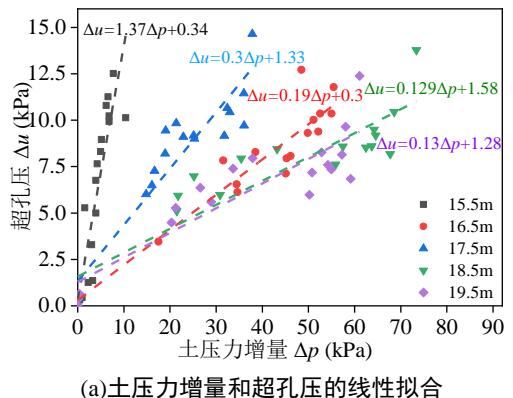


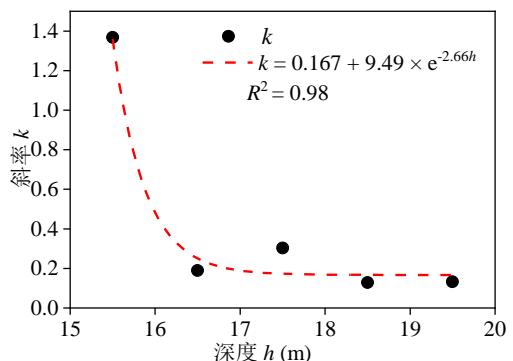
Fig. 6 Monitoring results of grouting in hole R1-318

图 7 展示了注浆过程中土压力增量随超孔压变化的趋势线。由图 7 (a) 可以看出，各监测点的土压力增量与超孔压之间存在近似线性关系，其线性相关程度 R^2 从下至上分别为 0.80、0.84、0.88、0.92、0.79，其中中间测点的线性相关程度较大，两端相对偏小。随着深度的增加，土压力增量变化过程中的超孔压变化逐渐减小，表现为线性函数的斜率逐渐减小。具体来看，除了顶端测点的斜率大于 1，其余斜率均较小，说明在注浆过程中，顶端测点位置的超孔压对土压力的变化更加敏感，导致有效应力随着土压力的增加而减小，可能导致该处位置的土体破坏。相反，其余位置的有效应力随着注浆的进行而逐渐增大。

进一步，由图 7 (b) 可知，不同深度线性函数的斜率与测点深度呈现为自然指数函数模式，其表达式为 $k=0.167+9.49e^{-2.66h}$ 。



(a) 土压力增量和超孔压的线性拟合



(b)拟合函数斜率随深度的变化趋势

图 7 超孔压随土压力增加的变化趋势线

Fig. 7 Variation of excess pore-water pressure with increase in earth pressure

2.3 多孔注浆的地层响应

图 8 展示了后续三孔注浆引起的地层响应。红色虚线范围表示各孔注浆的时间段。由图 8 (a) 可知, 进行 R2-315 孔注浆时, 仅 19.5m 和 16.5m 处的测点的土压力发生明显变化, 而其余测点的变化不太明显。注浆结束后, 两处测点的土压力值迅速回落并逐渐稳定; 进行 R3-315 孔注浆时, 顶端的两个测点的土压力均发生明显上升, 尤其 16.5m 处的上涨明显。下端三处测点存在两次波动上升, 注浆结束后, 各测点的土压力值迅速回落并逐渐稳定; 当进行 R2-316 孔注浆时, 除了最高处测点外, 其余测点均发生两次波动上

升并在注浆过程中达到峰值。同时, 注浆还未结束时, 土压力值已经开始下降。注浆结束后, 土压力值逐渐稳定。根据实际的注浆顺序, R2-315 孔注浆引起的土压力变化相对较小。在此基础上, 由于 R3-315 邻近注浆孔的加固作用, 其注浆过程引起测点的土压力变化更大。同理, R2-316 注浆孔距离更近, 而且还有先前 R3-315 注浆孔的加固作用, 其注浆引起的土压力响应也更为明显。

由图 8 (b) 可知, 三次注浆引起的超孔压变化趋势基本相似。其中, 最底端的两个测点变化量最小。随着注浆进行, 各测点的超孔压呈上升趋势, 但只有 R3-315 孔在注浆结束前达到峰值, 其余孔在注浆过程中达到峰值。注浆结束后, 各测点的超孔压迅速回落。

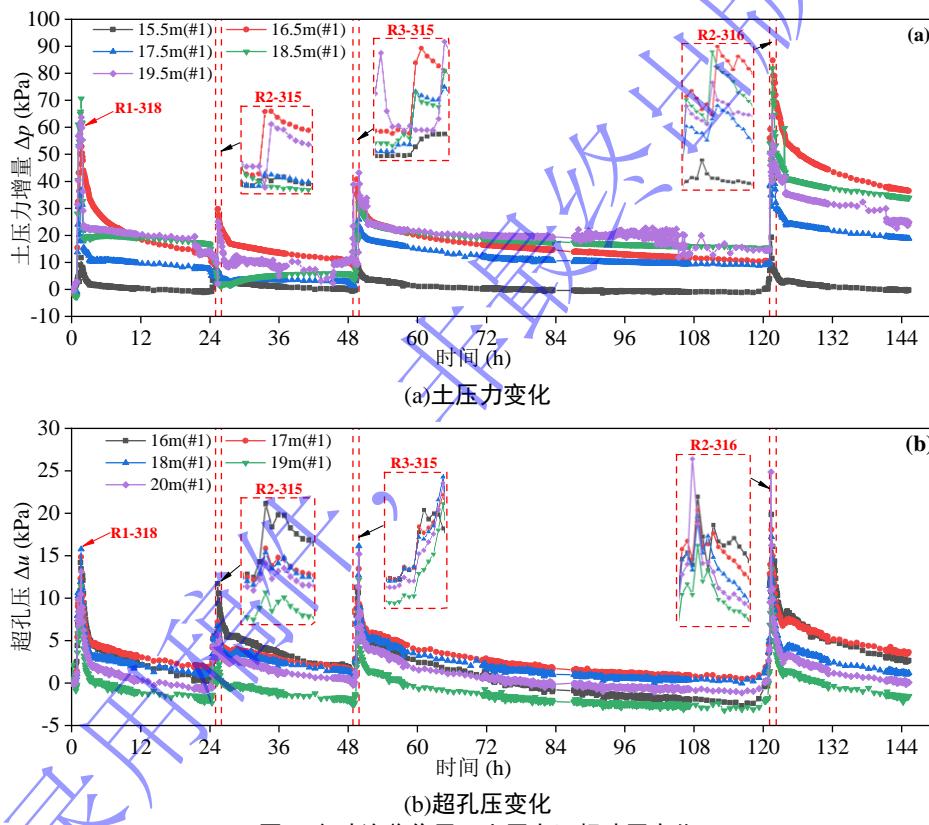


图 8 多孔注浆作用下土压力及超孔压变化

Fig. 8 Variation of earth pressure and excess pore pressure under the multi-hole grouting.

图 9 展示了各测点有效应力增量的变化情况。其中, 图中的虚线表示图 6 (c) 中 R1-318 孔于注浆结束后压力回落的稳定值。通过比较虚线和后续三次注浆引起的有效应力变化, 可以看出, R2-315 孔注浆导致 318 环 1# 测点处的有效应力减小, 尤其是在 16.5m 至 19.5m 范围内, 减小程度逐渐加大, 但最顶端测点处的变化不大; R3-315 孔注浆过程中, 有效应力明显增大, 注浆结束后, 增量逐渐回落至稳定值, 与虚线基本平行; R2-316 孔注浆过程中, 除了顶端测点外,

各点有效应力均明显增大, 注浆结束后逐渐回落至稳定。注浆结束 24h 后, 15.5m 测点与原始 (虚线) 相比没有明显变化, 而 16.5m 至 19.5m 的最终有效应力相对于原始分别增加了 21.28、11.67、15.34、4.59kPa。从结果来看, R2-315 孔注浆导致 318 环测点处的超孔压增大明显, 减小了相应位置的有效应力。由于 R3-315 孔的位置相对较偏, 因此其引起测孔处的有效应力影响较小。而第 315-317 环范围内既有注浆孔的加固作用在 R2-316 孔注浆前已经形成了加固约束, 加

强了该孔注浆引起的第 318 环测点处的地层响应。

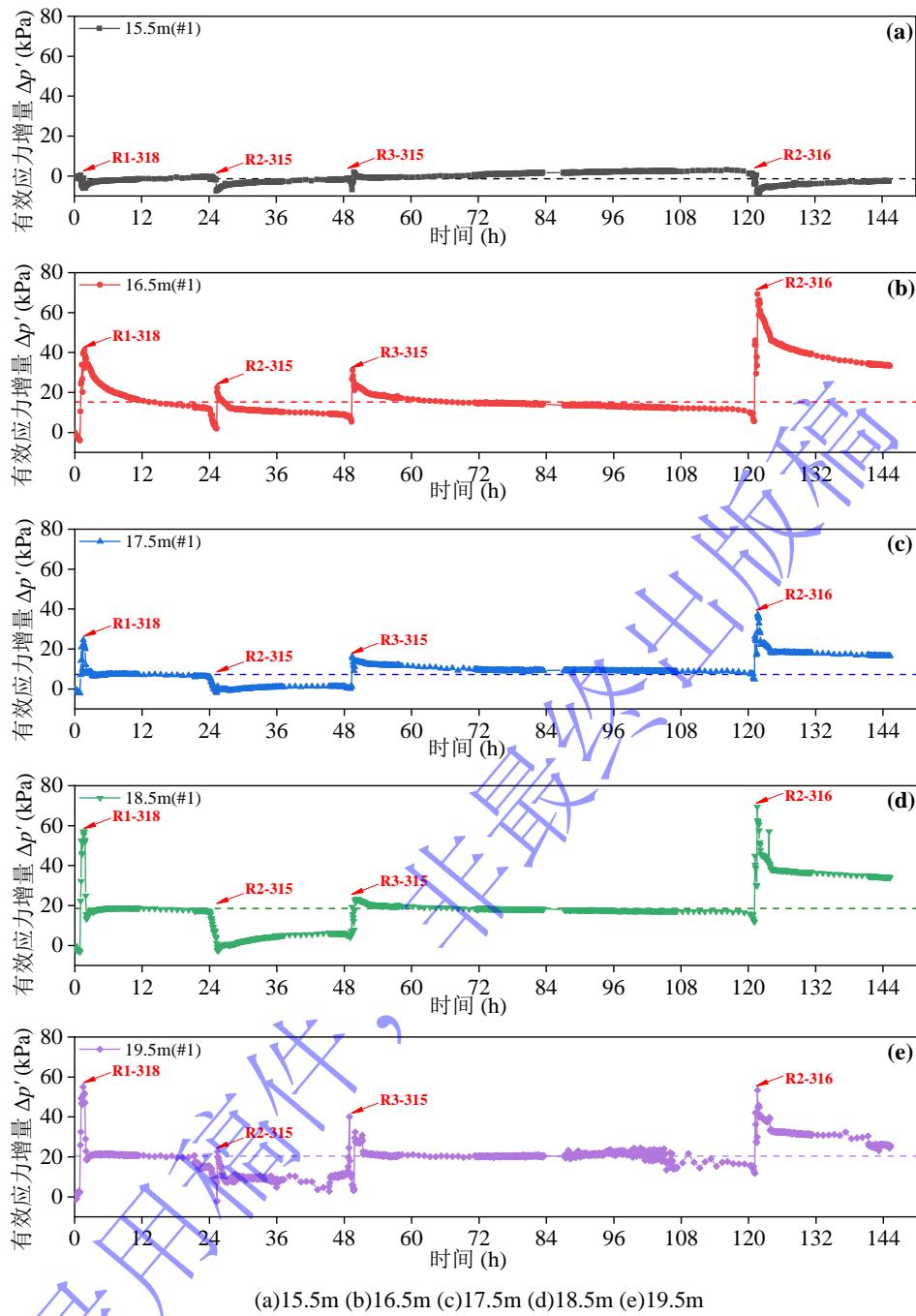


图 9 多孔注浆作用下不同深度有效应力变化

Fig. 9 Variation of effective stress at different depths under the multi-hole grouting

图 10 显示了第一孔及后续三孔注浆中,各自的土压力增量与对应超孔压变化的线性关系程度。由图 10 可知,后续三孔注浆引起的各监测点的土压力增量与超孔压之间的线性关系都有不同程度的减弱。初步分析可知,底部测点的线性关系最弱。进一步,结合实际注浆次序(图 3)来看, R2-315 孔和 R2-316 孔在注浆之前存在相似的约束条件,其四周有两侧已存在注浆孔进行加固,待注浆的地层已有部分加固作用,而 R2-316 孔距离测点更近,因此两者的 R^2 在不同深度有着相似的变化趋势。而 R3-315 孔注浆前的约束条件

不同,其 R^2 的变化趋势有所不同。对比分析所有孔的注浆次序及位置,可以看出 R2-316 和 R2-315 孔注浆前的加固约束效果最为明显,其次是 R3-315 孔,最弱为 R1-318 孔。在此基础上可以看出,加固约束效果越强,其线性关系 R^2 越弱。另外两孔测点的线性关系则较为明显。

基于上述分析,考虑到单孔注浆过程是由下而上进行的,底部浆液凝固较快,这说明注浆前,该位置原有地层的加固程度越大会使其对应的线性关系程度 R^2 减小。

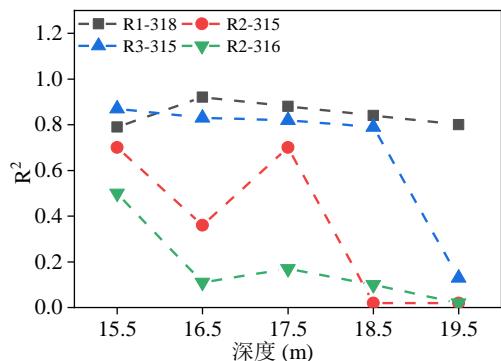


图 10. 不同注浆孔超孔压与土压力的线性关系

Fig. 10 R^2 between excess pore-water pressure and earth pressure in different grouting holes

3 浆液分配系数的修正

3.1 浆液分配系数的定义

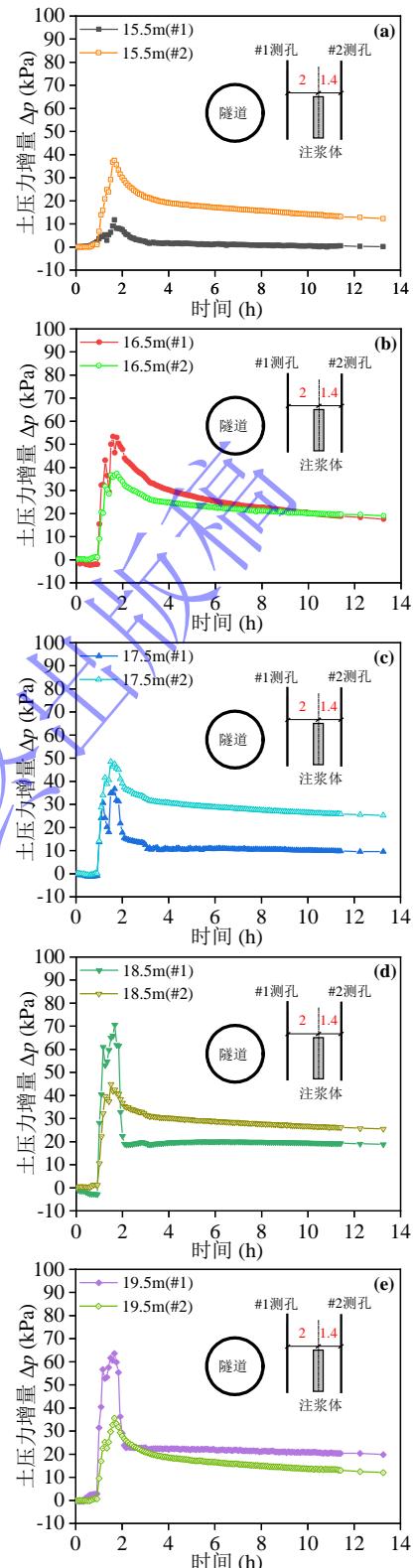
Zhang 等根据上海某地铁盾构隧道的注浆修复实例^[8]，研究了注浆量与隧道横断面体积变化之间的定量关系，提出了注浆效率 γ 的计算式：

$$V_c = \frac{2}{3}(\Delta D_{before_grout} - \Delta D_{after_grout})R \quad , \quad (1)$$

$$\gamma = \frac{V_c}{\delta V_g} \quad , \quad (2)$$

式中： V_c 为隧道截面体积变化量， ΔD_{before_grout} 和 ΔD_{after_grout} 分别为注浆前后隧道横向收敛量， R 为隧道半径， V_g 为注浆量， δ 为分配系数。同时，式中假设土体在注浆过程中不发生排水变形，且注浆在平面应变条件下使土体发生水平位移，那么隧道横截面的体积变化量 V_c 理论上等于单孔注浆量的一半（即 $\delta=0.5$ ）。

本次试验在 R1-318 注浆孔两侧布置了土压力测点，其结果如下图 11 所示。由于 318 环仅进行了单孔注浆，#1 测孔距离注浆孔中心 2m，而#2 测孔的距离为 1.4m。监测结果显示，不同测孔在相同位置处的差值不一致。在 19.5m 处，#1 测孔的土压力增量的峰值及稳定后明显大于#2 测孔；18.5m 处#1 测孔的土压力增量在注浆过程中较大，但稳定后小于#2 测孔；17.5m 和 15.5m 处，#1 测孔的土压力增量全程小于#2 测孔；而 16.5m 处，#1 测孔的土压力增量在最后稳定时略小于#2 测孔。这间接说明了浆液在注浆体两侧的实际分布不一，体现了注浆体在空间上的变异性。因此，需要对注浆管左右两侧注浆量的分配系数 δ (0.5) 进行实际修正。



(a)15.5m (b)16.5m (c)17.5m (d)18.5m (e)19.5m
图 11 单孔注浆作用下不同测孔的监测结果对比

Fig. 11 Comparison of monitoring results of different test holes under the action of single-hole grouting

3.2 浆液分配系数的修正计算

现场隧道位于淤泥质粘土层和粘土地层，已有研究表明，采用水泥-水玻璃双液浆进行微扰动注浆整治时，浆液的扩散方式兼具压密和劈裂特点^[9]。相较于

水泥单液浆, 双液浆对土体的挤密作用更显著, 骨架作用较小^[10]。另外, 隧道的横向变形主要是邻近基坑开挖引起的。根据土体小应变理论, 靠近基坑侧的土体发生小应变引起的剪切模量衰减程度更大^[11]。同时, 在施工阶段, 盾构隧道掘进过程中存在同步注浆及二次注浆对周边土体的加固作用, 以及既有隧道对周边地层的侧向限制作用, 因此在 R1-318 孔注浆前, 注浆孔两侧土体的刚度存在明显差异。

研究表明, 当注浆压力一定时, 随着被注地层弹性模量的增加, 浆脉的宽度会减小, 土体的变形会减小但承受的土压力会增大, 土压力的传递效率会增大^[12]。浆脉宽度(厚度)的减小也间接表明了单孔注浆量的减小^[13], 因此可以通过注浆体两侧的土压力监测结果来间接分析注浆体两侧的浆液分布情况。值得注意的是, R1-318 孔两侧的测孔距离注浆体的距离不同, 因此在进行对比前, 需要进行距离换算修正。参考类似地层的微扰动注浆案例^[14], 经标准化处理后, 发现单孔注浆作用下, 超孔压和影响距离存在明显的负相关关系, 如下图 12 所示。

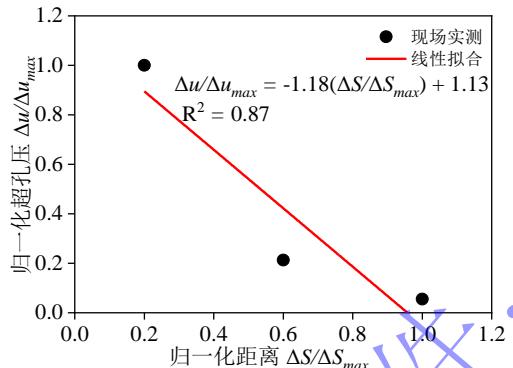


图 12 实际案例中归一化超孔压与影响距离的关系

Fig. 12 Relationship between normalized excess pore water pressure and influence distance in practical cases

本研究中 R1-318 中心距离隧道边缘为 3m, 并假设 3m 为公式中的最大距离。由此可得#1 一侧在距离注浆体 1.4m 时的超孔压估计值, 并根据图 7 中两者的线性关系, 获得对应位置的土压力的估计值。此时可与#2 的土压力实测值进行对比分析。因此, #1 和#2 测孔位置的注浆量之比(如图 13 所示)为注浆结束时两侧各测点土压力的均值之比 λ 的倒数, 因此注浆量分配系数 δ 如下式:

$$\lambda = \frac{\sum p_{1,i}}{n} \quad , \quad (3)$$

$$\delta = \frac{V_{left}}{V_{right}} = \frac{\lambda}{1 + \lambda} \quad , \quad (4)$$

$$\gamma = \frac{V_c}{\delta V_g} \quad , \quad (5)$$

式中: $P_{1,i}$, $P_{2,i}$ 分别为#1、#2 各测孔的土压力变化的注浆结束值, n 为单孔的测点数量, δ 为分配系数。

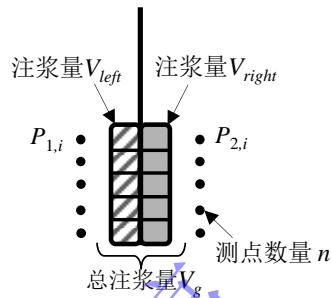


图 13 浆液分配系数计算示意

Fig. 13 Schematic calculation of slurry distribution factor

根据 R1-318 孔注浆的监测结果进行计算, 得到注浆分配系数为 0.34。初步推断, 在 R1-318 孔注浆作用下, 隧道一侧的注浆量占总注浆量的 34%。与原先的分配系数 0.5¹相比, 计算的注浆效率得到提高。由于一个测孔内包含 5 个土压力测点, 可将注浆体近似分为 5 段, 并以每个测点的高度位置作为中点。然后根据上述方法估算每段注浆体两侧的浆液分配情况, 以获得浆液在注浆孔横截面上的二维分布情况。此时, 由上至下, R1-318 注浆体的分配系数 δ 分别为 0.70、0.27、0.44、0.28、0.26, 显示了每段注浆体在注浆孔两侧的分布存在明显差异。不同深度的分配系数可以为定量表征注浆体的整体形态在二维平面上的不确定性提供新的思路。二维平面上的浆液分配系数修正主要依赖注浆体两侧的土压力监测结果。分配系数的精度与监测点的布置数量以及监测结果的准确性有关。实际中应该尽可能减少各种因素对监测结果的影响。

4 结 论

本研究通过在注浆整治既有横向变形的盾构隧道现场布设压力传感器, 分析获得注浆前后注浆孔附近的地层力学响应规律。重点分析了土压力、超孔隙水压力及有效应力在注浆过程中的变化规律, 并以此为基础对现有的注浆效率计算中的浆液分配系数进行了修正。相关结论如下所示:

(1) 在单孔注浆过程中, 土压力和超孔隙水压力均先上升到达峰值, 然后逐渐回落。不同的是, 顶端测点的土压力增量较小, 而底端的变化较大, 超孔压的变化则相反。同时, 注浆过程中土压力增量与超孔压之间存在近似的线性关系, 线性函数的斜率与深度之间近似满足自然指数函数关系。

(2) 多孔注浆过程中, 若注浆孔的周围有前注浆孔形成的加固约束条件, 则其注浆过程中能够引起较

为明显的土压力和超孔隙水压力的变化，在相似的加固约束条件下，注浆孔与目标环的距离越近引起的变化越明显。同时，结合实际单孔注浆过程及多孔的次序可知，注浆前该位置原有地层的加固程度越大，会使其注浆过程中土压力增量与超孔压之间存在的线性关系减弱。

(3) 注浆结束时，根据注浆孔两侧的土压力监测值可对原注浆效率中的浆液分配系数进行实时修正。不同深度的浆液分配系数能够为定量表征该注浆体形态在二维平面上的不确定性提供新思路。

参考文献：

- [1] 朱旻, 陈湘生, 夏长青, 等. 地面堆载下盾构隧道结构韧性演化规律研究[J]. 岩土工程学报, 2024, **46**(01): 35-44. (ZHU Min, CHEN Xiangsheng, XIA Changqing, et al. Resilience evolution of shield tunnel structures under ground surcharge[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, **46**(01): 35-44. (in Chinese))
- [2] ZHANG D M, HUANG Z K, WANG R L, et al. Grouting-based treatment of tunnel settlement: Practice in Shanghai[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2018, **80**: 181-196.
- [3] ZHANG D M, LIU Z S, WANG R L, et al. Influence of grouting on rehabilitation of an over-deformed operating shield tunnel lining in soft clay[J]. Acta Geotechnica, 2019, **14**(4): 1227-1247.
- [4] 黄大维, 赵梽錡, 徐长节, 等. 侧部注浆对已建盾构隧道受荷变形影响试验研究[J]. 岩土工程学报, 2024, 46(03): 510-518. (HUANG Dawei, ZHAO Zhiqi, XU Changjie, et al. Experimental study on influences of side grouting on deformation of shield tunnels under loads[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2024, **46**(3): 510-518. (in Chinese))
- [5] ZHANG D M, JIANG Q H, ZHANG J Z, HUANG H W. Bearing capacity of shallow foundations considering geological uncertainty and soil spatial variability[J]. Acta Geotechnica, 1-17.
- [6] 张晋彰, 黄宏伟, 张东明, 等. 考虑参数空间变异性的隧道结构变形分析简化方法[J]. 岩土工程学报, 2022, 44(1): 134-143. (ZHANG Jinzhang, HUANG Hongwei, ZHANG Dongming, et al. Simplified methods for deformation analysis of tunnel structures considering spatial variability of soil properties[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2022, **44**(1): 134-143. (in Chinese))
- [7] HAN T R, WU G, LU Y, et al. Behavior of overdeformed shield tunnel lining under grouting treatment: Field experiment[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2021, **35**(6): 04021082.
- [8] ZHANG D M, ZHANG D M, SOGA K, et al. Rehabilitation of overdeformed metro tunnel in shanghai by multiple repair measures[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2019, **145**(11): 04019101
- [9] 赵 帅, 张东明, 邵 华, 等. 盾构隧道微扰动注浆对土体强度和衬砌横向收敛的影响[J]. 同济大学学报(自然科学版), 2022, 50(08): 1145-1153. (ZHAO Shuai, ZHANG Dongming, SHAO Hua, et al. Influence of perturbation grouting of shield tunnel on soil strength and transverse convergence of tunnel linings[J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2022, **50**(08): 1145-1153. (in Chinese))
- [10] 朱明听, 张庆松, 李术才, 等. 土体劈裂注浆加固主控因素模拟试验[J]. 浙江大学学报(工学版), 2018, 52(11): 2058-2067. (ZHU Mingting, ZHANG QINGSONG, LI Shucui, et al. Simulation test for main control factors of soil splitting grouting reinforcement[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2018, **52**(11): 2058-2067. (in Chinese))
- [11] 杨同帅, 叶冠林, 顾琳琳. 上海软土小应变三轴试验及本构模拟[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(10): 1930-1935. (YANG Tongshuai, YE Guanlin, GU Linlin. Small-strain triaxial tests and constitutive modeling of Shanghai soft clays[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, **40**(10): 1930-1935. (in Chinese))
- [12] 王钰鑫, 吕思忠, 姚 望, 等. 粉质黏土地层桩侧劈裂注浆参数设计与效果评价[J]. 山东大学学报(工学版), 2023, 53(06): 70-81. (WANG Yuxin, LU Sizhong, YAO Wang, et al. Parameter design and effect evaluation of pile side splitting grouting in silty clay stratum[J]. Journal of Shandong University (Engineering Science), 2023, **53**(06): 70-81. (in Chinese))
- [13] 张连震, 刘人太, 张庆松, 等. 软弱地层劈裂 - 压密注浆加固效果定量计算方法研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(05): 1169-1184. (ZHANG Lianzhen, LIU Rentai, ZHANG Qingsong, et al. Calculation of reinforcement effect of fracture-compaction grouting in soft strata[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, **37**(05): 1169-1184. (in Chinese))
- [14] CHENG X, ZHAO L, HAN S, et al. In-situ Test and Calculation Method for Horizontal Deformation of Soil Induced by Multi-row Grouting[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2024, **61**(8): 1723-1737