

DOI: 10.11779/CJGE202109009

压密效应对新型压密注浆土钉的强化研究

叶新宇¹, 彭锐¹, 马新岩^{*1, 2, 3}, 张升¹, 王善勇⁴

(1. 中南大学土木工程学院, 湖南长沙 410075; 2. 民航机场规划设计研究总院有限公司, 北京 100029; 3. 机场工程安全与长期性能交通运输行业野外科学观测研究基地, 北京 100029; 4. 澳大利亚纽卡斯尔大学, 澳大利亚纽卡斯尔 2308)

摘要: 注浆压密效应是影响新型压密注浆土钉抗拔性能的一个重要因素。基于大型模型箱, 开展了有压密效应和无压密效应的两组对比拉拔试验, 研究了注浆压密效应对新型土钉性能的影响。另外, 针对抗拔力随拉拔位移的演化规律, 提出了抗拔力计算的双曲模型。研究表明: 注浆压密效应对拉拔前期的抗拔力影响较大, 而对最终抗拔力影响甚微。当土体条件发生变化时, 注浆压密效应对抗拔力的影响取决于注浆压力, 而非节泡直径。注浆压密效应引起的土体响应差异, 其中包括垂直剪胀效应以及垂直和水平的挤压效应, 是引起两种试验条件下抗拔力增加速率差异的根源。引入压缩模量和极限拉拔应力两个参数, 建立的抗拔力计算双曲模型, 可对新型压密注浆土钉的抗拔力进行有效计算。
关键词: 压密效应; 模型试验; 压密注浆土钉; 抗拔力; 双曲关系

中图分类号: TU431

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2021)09-1649-09

作者简介: 叶新宇(1989—), 男, 讲师, 主要从事岩土工程方面的教学和科研工作。E-mail: yexinyu113@csu.edu.cn。

Enhancement of compaction grouting on a compaction-grouted soil nail in sand

YE Xin-yu¹, PENG Rui¹, MA Xin-yan^{1, 2, 3}, ZHANG Sheng¹, WANG Shan-yong⁴

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. China Airport Planning & Design Institute Co., Ltd., Beijing 100029, China; 3. Airport Engineering Safety and Long-term Performance Field Scientific Observation and Research Base of Transportation Industry, Beijing 100029, China; 4. The University of Newcastle, Newcastle 2308, Australia)

Abstract: The compaction grouting is an important factor in enhancing the performance of the newly developed compaction-grouted soil nail. Based on the self-developed large-scale model system, two series of pull-out tests with and without compaction grouting are carried out, and their results are compared to study the influences of compaction grouting on the enhancement of the pull-out force of the new soil nail. In addition, a hyperbolic model that can well describe the evolution of pull-out force with displacement is proposed. The study shows that: (1) The compaction grouting has significant influence on the pullout force within small pullout displacement, while it has small influence on the final pullout force. Moreover, when the soil conditions change, the compaction grouting (leading to soil densification) on the performance of soil nails depends on the grouting pressure rather than the diameter of the grout bulb. (2) The differences in soil responses caused by the compaction grouting, including vertical dilatation, the vertical and horizontal squeezing effects, are the main causes that lead to the difference in the increase rate of the pullout force of soil nails. (3) By introducing two parameters, the compression modulus and the ultimate pullout stress, a hyperbolic pullout model is proposed. After verification, the pullout forces can be calculated for the given diameter of grout bulb and pullout displacement.

Key words: compaction effect; physical model test; compaction-grouted soil nail; pullout force; hyperbolic relationship

0 引言

压密效应是指在注浆过程中, 浆液在压力作用下挤压周围土体, 进而对周围土体产生压密的现象^[1]。区别于劈裂注浆和渗透注浆对土体的劈裂和渗透作用, 压密注浆引起的压密效应是一个使土体致密化、应力重分布的过程, 其主要影响因素有注浆压力、土体干密度、土体饱和度等。目前, 针对压密效应对周围土体影响的研究, 国内外所做工作较多。如: 韩文

君等^[2]建立了以压力为圆孔扩张边界的二维圆孔扩张模型, 从圆孔的变形、孔周土屈服范围、圆孔扩张产生的超静孔隙水压力分布等方面进行分析, 获得在初

基金项目: 国家自然科学基金项目(51722812, 52008401); 湖湘高层次人才聚集工程创新团队项目(2019RS1008); 湖南省自然科学基金项目(2021JJ40770); 中南大学研究生自主探索创新项目(2021zzts0761)

收稿日期: 2020-06-10

*通信作者(E-mail: 15011554119@163.com)

始应力各向异性的条件下压力控制圆孔扩张过程中土体响应规律。张忠苗等^[3]在考虑滤出水渗流和土体弹性变形相耦合的基础上,推导了考虑压滤效应下饱和黏土压密注浆时柱(球)孔扩张的控制方程。蒋邵轩等^[4]利用有限元软件对土体中的柱形孔扩张问题进行数值研究,计算结果表明,在相同地应力场条件下,小孔半径扩张大小与注浆压力成正比,与土体弹性模量成反比;在相同注浆压力条件下小孔半径扩张大小与摩擦角、凝聚力均成反比。在试验研究方面,Wang等^[5]开发了三轴条件下的压密注浆试验系统,通过改变围压、孔隙比和注浆压力研究了多参数影响下压密注浆效应的影响范围及其效果。虽然这些研究全面揭示了压密注浆过程中周围土体在应力分布、位移场演化等方面的响应,但仍未很好地揭示周围土体的强度演化特性。在实际工程中,压密效应对宏观强度的影响往往通过CPT或SPT试验进行预测^[6-7]。

压密注浆与桩^[8]、土钉^[9]等地基处理技术结合后,对承载力或抗拔力的提升规律是探究压密效应影响的另一方面。Zhou等^[10]对现场灌注桩进行了桩侧后注浆处理,其后注浆过程主要为压密注浆的扩散形式。通过现场试桩测试,确定了通过后注浆技术对桩基承载力的提升效果。类似的,Wan等^[11]对大直径灌注桩的桩底及桩侧进行了后注浆,通过对比分析,获得了通过后注浆处理后桩侧摩阻力与桩端阻力的提升量。张旭辉等^[12]提出了一种囊袋式土钉,并通过现场试验及数值模拟研究,确定了增大浆囊袋直径和长度可在一定程度上提高浆囊袋注浆土钉的抗拔性能,但其增强效率随浆囊袋长度的增加逐步降低。Ye等^[9]提出了一种新型压密注浆土钉,通过模型试验及数值模拟研究,证明了该土钉相比传统注浆土钉具有更好的抗拔性能。由上可知,压密注浆(压密效应)能显著提升桩的承载力和土钉的抗拔力,然而这些研究尚未获得压密注浆对承载力和抗拔力的强化规律。值得注意的是,对于新型压密注浆土钉,压密注浆是能提升抗拔性能的关键要素,但由压密效应引起的抗拔性能强化仍然需要深入研究。

本文首先开展了一组具有压密注浆过程的新型土钉拉拔模型试验;随后将拉拔后的土钉预埋于土样中(即没有压密注浆过程),进行第二组拉拔模型试验,并将两组试验进行对比分析;对有压密效应和无压密效应的两组试验进行试验全过程监测和分析,确定了有注浆过程相比无注浆过程引起的土体响应及抗拔力的差异。基于试验结果,提出了双曲模型,能较好地描述有/无注浆压密效应的抗拔力演化。本文的研究不

仅能为新型压密注浆土钉的抗拔力计算理论提供支撑,也能为具有相似压密注浆过程的其他地基处理技术和支护结构的性能预测提供依据。

1 材料、设备和方案

1.1 试验土样

模型试验中使用的是澳大利亚 Stockton Beach 砂。Ajalloecian 等^[13]给出了试验土样的矿物成分,其矿物成分见表1。

表1 砂的矿物成分

Table 1 Mineral compositions of sand					
矿物成分	石英	岩石碎片	锆石	钛铁矿	金红石
百分比	98.82%	0.8%	0.21%	0.11%	0.06%

根据统一的土体分类,Stockton Beach 砂可归类为粉砂(SP),其相对质量密度为2.67,最大密度为 $1.71 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$,最小密度为 $1.46 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 。Ye等^[14]和 Ajalloecian 等^[13]也给出了试验土样的土-水特征曲线和相关力学性质。此外,砂的主要级配特性见表2。

表2 砂的级配特性

Table 2 Grading properties of sand					
D_{60}	D_{50}	D_{30}	D_{10}	C_u	C_c
0.41	0.4	0.36	0.24	1.71	1.32

1.2 试验设备

自研模型试验系统(如图1)建于澳大利亚纽卡斯尔大学 Priority Research Centre for Geotechnical Science and Engineering。模型箱的长、高、宽分别为100, 80, 60 cm,其中节泡的中心距模型箱上、下和前边界分别为38, 32, 70 cm。模型试验中使用的传感器有土压力传感器(EP)、体积含水率传感器(VWC)和张计,它们与土钉的相对位置如图1所示。在模型试验土样内部的9个位置布置有传感器,位置S1-9使用了9个土压力传感器(EP),而在位置S1-2和位置S5-8处各采用了6个体积含水率传感器(VWC)和张计。在节泡上、下位置的传感器用以监测土钉拉拔过程中土体因剪胀引起的土体响应。位置S2-4处的传感器是垂直安装的,用于监测拉拔过程中土钉前方水平土压力的变化。位置S6处的传感器用于监测土钉拉拔过程中,土体因剪胀和挤压效应引起的竖向作用。

1.3 试验方案

分别进行了两组模型试验(见图2):第一组试验包括制样、施加上部荷载、压密注浆、养护和土钉拉拔5个步骤;第二组试验,选取第一组试验中拉拔试验完成后的土钉,将其预埋于土样中,重新进行拉拔试验,因而第二组试验省略了注浆过程。

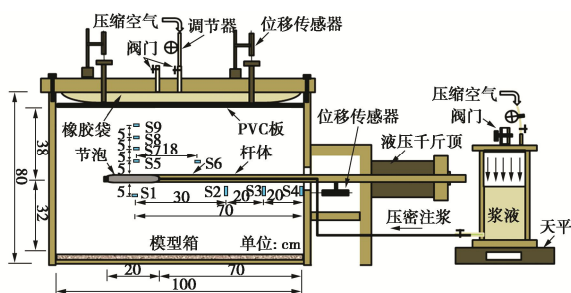
图 1 物理模型试验装置^[15]

Fig. 1 Setup of physical model test^[15]

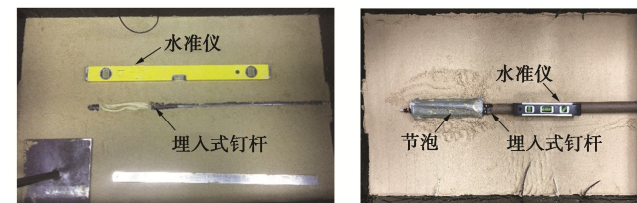


图 3 土钉的安装

Fig. 3 Installation of soil nails

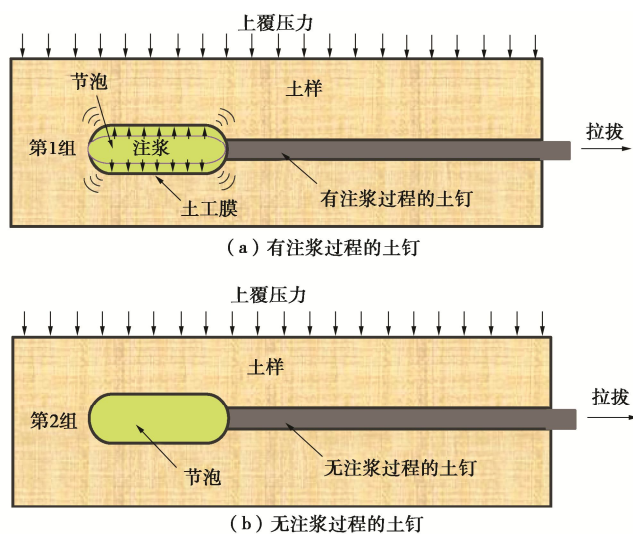


图 2 本文中两组对比的土钉

Fig. 2 Two comparative soil nails in this study

在上述所有的模型试验中,土样的制备、传感器和土钉的安装、上覆土压力的施加和土钉拉拔都保持一致。具体试验步骤为:首先,将砂与水混合至含水率为 3%,然后分层压实,每层厚度为 30~50 mm,干密度控制在 1.48 g/cm³。此时,土样的初始饱和度为 10%,相应的吸力约为 9 kPa^[14]。在土样制备过程中,安装了传感器和土钉。其次,通过在土样顶部放置一块具有较大刚度的 PVC 板,并利用带有压缩空气的橡胶袋在其上方施加 100 kPa 的上覆压力来模拟土钉埋深处的上覆土压力(见图 1)。由于压缩空气的压力可自动调节和监控,因而上覆压力在整个试验过程中可以保持恒定。其次,在第二组试验中,将中空土钉杆体连接注浆管、控制注浆压力,浆液通过土钉杆体注入乳胶膜,形成节泡,实现压密注浆,其中注浆压力为 400~800 kPa(见图 3(a))。待水泥浆固化 7 天后,用液压千斤顶以 1 mm/min 的速率拉拔土钉。最后,在第三组试验中,将第二组试验拔出的土钉,直接预埋于土样中,即省略压密注浆过程(见图 3(b)),再进行拉拔试验。为了在土样制备过程中保持

两组试验具有相同的干密度,采用基于照片的三维摄影测量技术对节泡的几何尺寸进行了精确测量^[16],因此在第二组试验的土样制备过程中,移除相应节泡体积的土体,达到精确控制干密度的目的。

2 试验结果分析

2.1 抗拔力

水泥浆液固化 7 d 后, 获得 5 种不同注浆压力下的节泡直径分别为 5.6, 6.8, 7.7, 9.6, 10.6 cm。将土钉分别拔出, 并记录抗拔力随拉拔位移的变化。图 4 展示了在不同注浆压力下, 有/无压密效应(压密注浆过程)的土钉抗拔力。从图 4 中可以看出, 有压密效应的土钉抗拔力明显高于没有压密效应的土钉, 这表明注浆产生的压密效应对土钉的抗拔力影响显著。此外, 两组试验的抗拔力之差随注浆压力的增大而增大, 随拉拔位移的增大而减小。原因为注浆压力越大, 使周围土体越密实, 从而在拉拔过程的初始阶段需要更大的力。因此, 两组试验的抗拔力之差, 在拉拔过程的初始阶段(拉拔位移在 50 mm 以内)最显著的。随着拉拔挤密的持续, 周围土体达到一定的密度后, 很难进一步密实^[9], 导致有压密效应的土钉抗拔力增加速度逐渐减慢。但是, 对于无压密效应的土钉, 其周围的土体在土钉拉拔前并未被压密, 因而在拉拔过程中, 周围土体可以被节泡不断挤密, 抗拔力的增长速率也随之持续增加。最终, 随着拉拔位移的增加, 两组试验的抗拔力之差逐渐减小。总之, 压密效应不影响最终的抗拔力, 它只影响拉拔过程初始阶段的抗拔力。

图 5 进一步展示了两组试验的抗拔力差异。当注浆压力较小(即 $GP=400\sim 500\text{ kPa}$), 两组试验最大的抗拔力差异在较小拉拔位移时大约在 2 kN 。当拉拔位移大于 30 mm 时, 该差异迅速减小到 0.5 kN 以下。然而, 当注浆压力增加至 $600\sim 800\text{ kPa}$ 时, 两组试验中抗拔力差异明显加大, 该差异在拉拔位移在 $0\sim 50\text{ mm}$ 时尤其显著, 但随后迅速减小, 直至接近于 0 。

两组试验的对比结果表明, 注浆压密效应对抗拔力的影响在 0~50 mm 范围内较大。这一影响随拉拔位移会不断减小, 这是因为节泡拉拔引起的垂直和水平挤压效应对抗拔力的影响越来越显著。值得注意的, 在注浆压力为 700 kPa, 位移为 200 mm 时, 抗拔力之差出现了低于 0 的现象, 可能的原因是抗拔力测定传感器读取的数据有 0.3 kN 左右的不稳定跳动, 导致两组试验的抗拔力差值出现了一个较小负值。虽然如此, 从趋势上依然可以明显地看出, 压密效应仅影响初期抗拔力, 对最终抗拔力影响甚微。

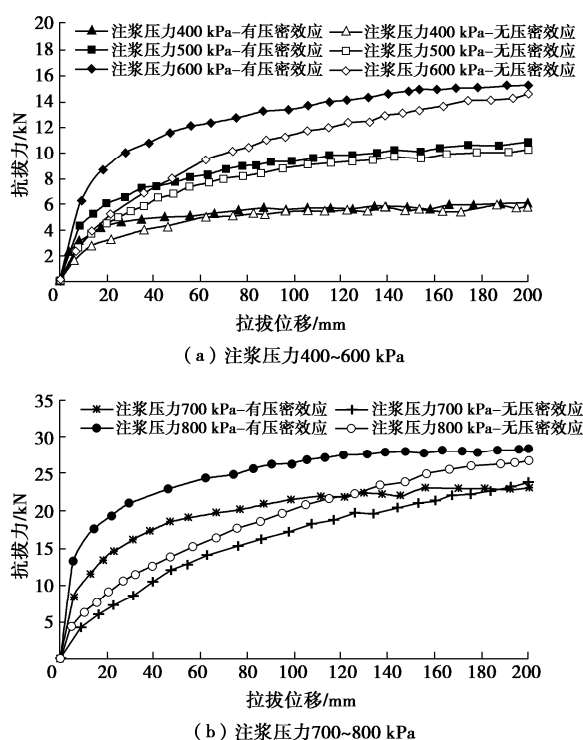


图4 两组试验的抗拔力
Fig. 4 Pullout force of two series of tests

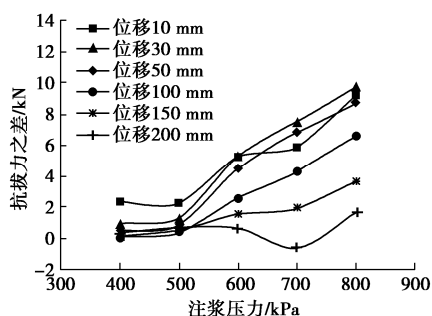


图5 不同拉拔位移下的抗拔力之差
Fig. 5 Difference in pullout forces at different pullout displacements

在本研究中, 由于注浆压力和节泡的直径是紧密相关的, 所以很难界定压密效应对抗拔力的影响取决于注浆压力还是节泡的直径。本文引入笔者已发表的

成果^[14], 在不同饱和度和下开展的一组压密注浆土钉的拉拔试验, 与本研究结果对比分析。在这一组试验中, 注浆压力全部保持在 700 kPa, 但是由于饱和度不同, 产生了不同直径的节泡。图 6 对比了在相同或不同注浆压力下, 拉拔位移在 50 mm 以内的两组试验的抗拔力。其中, 为了消除在拉拔位移较大时, 节泡对周围土体在垂直和水平方向的挤压影响, 此处仅对初始阶段的抗拔力进行了分析。在不同注浆压力下, 抗拔力随拉拔位移的增加而增加, 表明抗拔力与节泡的直径密切相关; 在相同注浆压力且不同饱和度条件下, 抗拔力与节泡的直径无明显关系。该现象在较小的拉拔位移时更明显, 表明一旦土体条件发生变化, 注浆压力产生的压密效应对抗拔力的影响起主导作用。压密注浆对抗拔力的影响, 可通过拉拔过程中周围土体的响应做进一步研究。

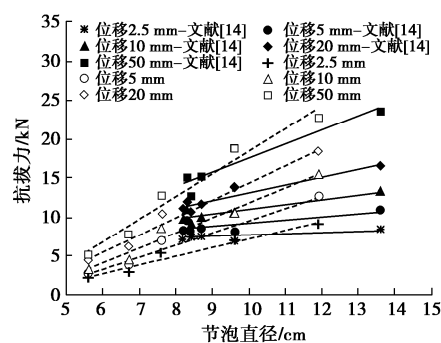


图6 不同注浆压力和饱和度时不同拉拔位移的抗拔力
Fig. 6 Pullout forces at different pullout displacements under different grouting pressures and degrees of saturation

2.2 剪胀和挤压效应

图 7 展示了在注浆压力为 800 kPa 时, 位置 S1、S5、S7-9 (见图 1) 处竖向土压力的变化。显然, 有压密效应的土钉 (见图 7 (a)), 其竖向土压力最初有一个增加的过程, 然后随着拉拔位移的增加而逐渐减小。在土钉拉拔初期, 节泡周围土体处于高度密实状态, 易发生剪胀, 使竖向土压力增大, 但随着节泡逐渐拉离该位置, 挤压效应逐渐消失, 应力释放, 竖向土压力逐渐减小。与节泡的距离越近, 周围土体越密实, 竖向土压力的增加越大。然而, 对于没有压密效应的土钉 (见图 7 (b)), 其竖向土压力随拉拔位移的增加不断减小, 并且与节泡的距离越近, 竖向土压力减小更多。

图 8 总结了不同注浆压力的拉拔试验中, 由剪胀引起的竖向土压力的增加量。当注浆压力越大且越靠近节泡时, 土体的竖向土压力的增加越多。在注浆压力低于 600 kPa 时, 试验中几乎没有剪胀现象。除了级

配特征^[17]和土钉表面粗糙度^[18-19]的影响, 吸力^[20-21]、围压^[22]和土体密度^[23]均是本研究中影响剪胀效应的因素。首先, 尽管在注浆过程中, 节泡周围土体的吸力和围压发生了显著变化, 但由于水泥浆固化收缩和吸力再平衡等原因, 吸力随后会恢复到注浆之前的水平^[14]。此外, 根据作者已发表的研究成果^[24], 注浆压力越大, 离节泡越近, 土体的密度越大。因此, 在本研究中可以判断, 压密注浆引起的土体密度差异是影响剪胀差异的关键因素, 最终导致了在同组试验的不同位置之间、两组试验之间竖向土压力变化的差异。

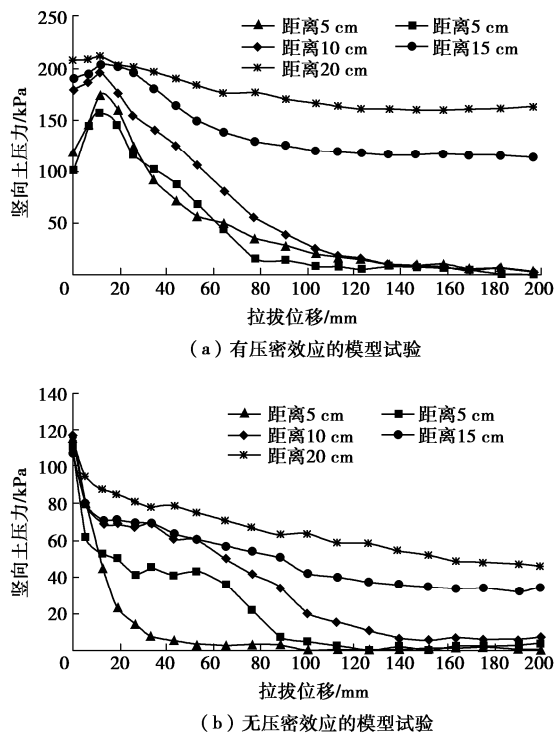


图7 注浆压力为800 kPa时竖向土压力变化

Fig. 7 Variation of vertical soil pressure under grouting pressure of 800 kPa

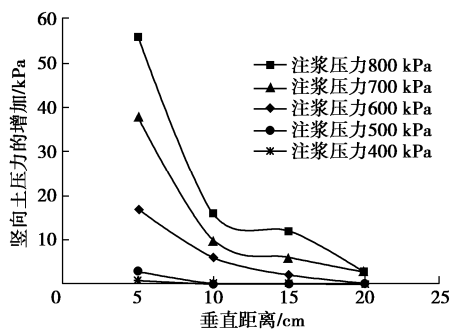


图8 不同注浆压力下竖向土压力的增加

Fig. 8 Increases of vertical soil pressure under different grouting pressures

尽管在拉拔过程中, 通过体积含水率传感器和张

力计可对位置 S1、S5 和 S7-9 处的干密度和吸力变化进行了监测 (见图 1), 但由于观察到的变化很小, 所以本文不展开赘述。

在位置 S6 (见图 1) 处有传感器监测土体在竖直方向的响应, 该响应对解释由垂直挤压和剪胀效应引起的抗拔力差异尤为重要。图 9 展示了在注浆压力为 800 kPa 的试验中, 有压密效应和无压密效应时, 位置 S6 处的竖向土压力。竖向土压力随拉拔位移的增加而迅速增加, 在拉拔位移为 50~60 mm 时达到峰值, 随后逐渐减小。峰值竖向土压力出现时间很短的原因是: 一旦节泡被拉离位置 S6, 竖向土压力将逐渐减小。此外, 有压密效应的试验, 其峰值竖向土压力远远大于无压密效应的试验。在有压密效应的试验中, 压密效应会使节泡和位置 S6 之间的土体致密化, 从而使垂直挤压和剪胀引起的竖向土压力增加更快、更显著。

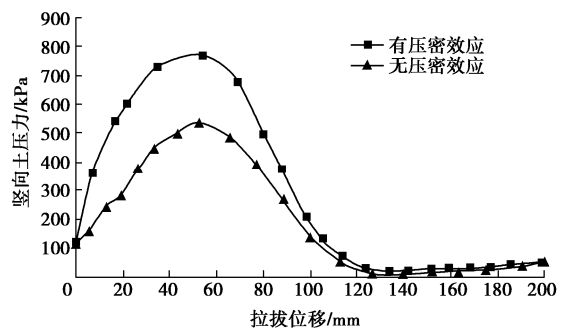


图9 注浆压力为800 kPa时S6处的竖向土压力

Fig. 9 Vertical soil pressure at S6 under grouting pressure of 800 kPa

图 10 总结了两组试验中不同注浆压力下, 位置 S6 处的竖向土压力。当注浆压力较小时, 由于压密效应较小, 两组试验的竖向土压力差异较小。当注浆压力较大时, 由于注浆产生的压密效应增大, 两组试验的竖向土压力会产生更大的差异。

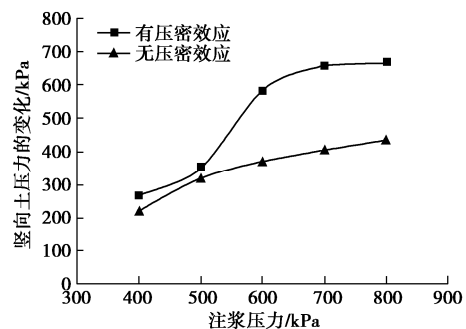


图10 不同注浆压力下S6处竖向土压力的变化

Fig. 10 Increase of vertical soil pressure at S6 under different grouting pressures

拉拔过程中, 周围土体的干密度变化与土压力变化趋势较一致, 造成该响应的原因亦来自节泡挤压的效应; 另外, 土体的饱和度变化在整个试验过程中变化不明显 (小于 3.5 kPa), 因而本文不再对干密度和饱和度变化进行赘述。

综上所述, 由于有/无压密注浆 (即压密效应) 而产生的剪胀和垂直挤压效应的差异是导致两组试验抗拔力差异的重要原因之一。

2.3 水平挤压效应

节泡在拉拔过程中会水平方向挤压周围土体, 被挤压的土体同时会对节泡产生反作用力, 形成抗拔力。图 11 展示了注浆压力为 800 kPa 时位置 S2-4 处的水平土压力, 它们分别距节泡的中心为 30, 50 cm 和 70 cm。有压密效应试验的水平土压力比无压密效应试验增长更快, 这是因为压密注浆压密了节泡周围的土体, 从而使节泡拉拔产生的水平挤压效应会更快传播到位置 S2 处。当水平土压力达到一定的水平后, 挤密效应几乎不再增加, 这也是无压密效应试验的水平土压力最终达到与有压密效应试验一个水平的原因。此外, 由于位置 S3 和 S4 距离节泡相对较远, 在 200 mm 的拉拔位移范围内, 测得的水平土压力均未达最大值。另外, 如前所述, 有压密效应试验的水平挤压效应传播得更快, 因而在这组试验中位置 S3 和 S4 处测得的水平土压力高于无压密效应的试验。

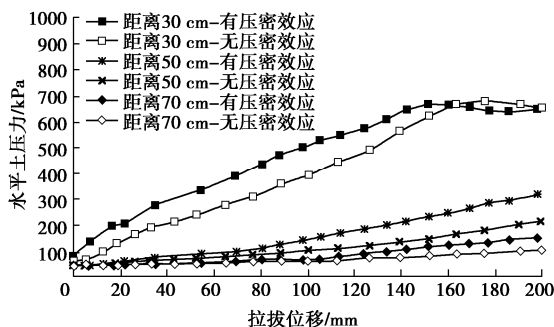


图 11 注浆压力为 800 kPa 时 S2-4 处的水平土压力

Fig. 11 Horizontal soil pressure at S2-4 under grouting pressure of 800 kPa

图 12 总结了不同注浆压力时位置 S2-4 处水平土压力的增加量。从图中可以看出, 两组试验中, 位置 S2 处水平土压力的增加几乎相同 (拉拔位移为 200 mm), 表明有/无压密效应不影响最终水平土压力。此外, 由于节泡直径 (或者注浆压力) 越大产生的挤压效应越显著, 相应的水平土压力传播更远。所以, 注浆压力越大, 两组试验中位置 S2 和 S4 处的水平土压力增加量的差异越大。

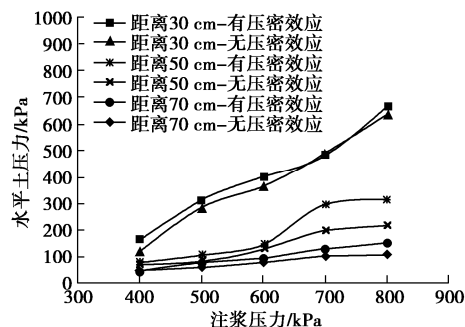


图 12 不同注浆压力下 S2 和 S4 处水平土压力的变化

Fig. 12 Increase of horizontal soil pressure at S2-4 under different grouting pressures

3 双曲拉拔模型

基于应力-应变关系的双曲拉拔模型通常被用来描述土钉的受力-变形特性, 如传统土钉^[25]和 GFRP (玻璃纤维增强聚合物) 土钉^[26]。本文采用双曲关系来描述有/无压密效应试验的拉拔应力 (σ_x) 和拉拔位移 (x) 之间的关系。

根据已有研究^[27], 新型土钉的抗拔力由 3 部分组成: 节泡表面的摩擦力 (f_1)、土钉表面的摩擦力 (f_2) 和被挤压土体的反作用力 $\sigma(x)$ (见图 13), 其中, σ_x 起主导作用^[27-28]。如前所述, 周围土体密度达到一定值后趋于稳定。并且, 有/无压密效应的两组试验的抗拔力 (见图 4) 和水平土压力 (见图 11), 最终均接近相同水平。因此, 本文假设对于给定的土体, 在相同的边界条件下, 两组试验的反作用力 (即拉拔应力) 都有接近相同的极限值 (σ_{ult})。

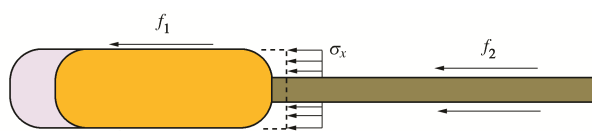


图 13 土钉拉拔机理示意图

Fig. 13 Schematic view of pullout mechanism of soil nails

另一方面, 所有无压密效应的试验中, 土体的初始变形模量 (E_0) 是相同的, 而在有压密效应的试验中, 土体的初始变形模量 (E_0) 是不同的。其原因是: 压密注浆提高了节泡周围土体的密度, 引起变形模量的差异。基于上述讨论, 提出了一个关于拉拔应力 (σ_x) 和拉拔位移 (x) 的双曲模型, 如图 14 所示, 其关系可用下式表示:

$$\sigma(x) = \frac{x}{\frac{1}{E_0} + \frac{x}{\sigma_{ult}}} \quad (1)$$

式中 $\sigma(x)$ 是拉拔应力; x 是拉拔位移; E_0 是初始变

形模量, 与土体种类、干密度和上覆压力等有关; σ_{ult} 是拉拔应力的极限渐近值, 与周围土体的承载力有关。因此, 可以得出抗拔力的计算如下所示:

$$P(x) = A_0 \sigma(x) + f_1 + f_2, \quad (2)$$

式中, $P(x)$ 是抗拔力, A_0 是节泡的横截面积, f_1 是节泡表面的摩擦力, f_2 是杆体的表面摩擦力。

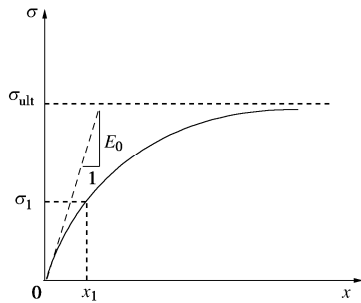


图 14 拉拔应力与拔出位移的双曲线关系

Fig. 14 Hyperbolic relationship of pullout stress and displacement

式 (2) 可进一步表示为

$$P(x) = \pi(R^2 - r^2) \frac{x}{\frac{1}{E_0} + \frac{x}{\sigma_{ult}}} + P_0(A_1\mu_1 + A_2\mu_2). \quad (3)$$

式中 R 为节泡的直径; r 为杆体的直径; P_0 为上覆压力; A_1 为节泡的表面积; A_2 为杆体的表面积; μ_1 为膜与周围土体的摩擦系数; μ_2 为杆体与周围土体的摩擦系数。

本文中的参数 R , r , P_0 , A_1 和 A_2 均可获取, 其中摩擦系数 μ_1 和 μ_2 可在笔者已发表的研究^[16]中得到。根据抗拔力和拉拔位移的试验数据, 采用拟合方法得到 E_0 和 σ_{ult} 。

根据式 (3), 并依据试验数据拟合获得了无压密效应试验的抗拔力, 从而确定了注浆压密后节泡周围土体的初始变形模量 (E_0) 为 48 MPa, 极限拉拔应力 (σ_{ult}) 为 4.1 MPa。图 15 为抗拔力的计算结果和试验结果的比较。结果表明, 式 (3) 能很好地描述不同节泡直径下抗拔力随拉拔位移的变化规律, 其中 R^2 为 0.99。因此, 基于双曲模型可以准确地预测不同节泡直径和拉拔位移下新型土钉的抗拔力。

此外, 依据式 (3) 进行了有压密效应的抗拔力拟合。需要注意的是, 根据前述分析, 确定有/无压密效应试验条件下具有相同的 σ_{ult} 值 (即 4.1 MPa)。但有不同的 E_0 值。将 4.1 MPa 代入式 (3), 并根据试验数据拟合可得: 注浆压力 400~800 kPa 时的 E_0 分别为 78, 91, 125, 133, 142 MPa。如图 16 可见, 依据公式 (3) 拟合获得的抗拔力能较好地描述试验结果, 其 R^2 达到 0.98。

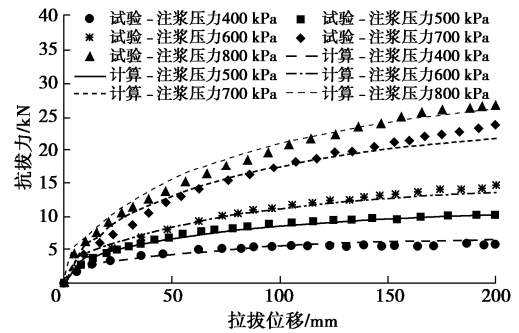


图 15 无压密效应试验的抗拔力计算与试验结果

Fig. 15 Comparison of calculated and experimental pullout forces

without grouting

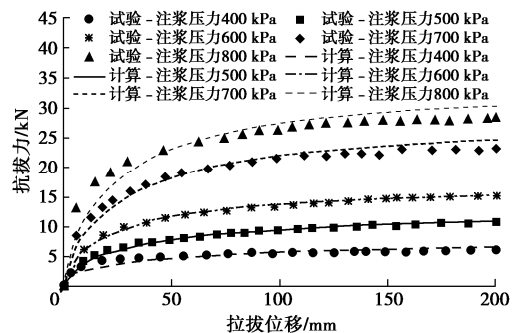


图 16 有压密效应试验的抗拔力计算和试验结果

Fig. 16 Comparison of calculated and experimental pullout forces

with grouting

4 结 论

本文通过模型试验研究了注浆压密效应对新型压密注浆土钉性能的影响。基于试验数据, 提出了双曲模型, 可较好地描述抗拔力随拉拔位移的演化。主要结论如下:

(1) 压密效应对抗拔力的影响很显著, 注浆压力越大, 影响越大; 在拉拔位移较小时, 压密效应对抗拔力的影响显著, 该影响随拉拔位移逐渐减小; 不论有/无压密效应, 具有相同节泡直径的土钉将展现相近的极限抗拔力。

(2) 在相同的土体及边界条件下, 注浆压力和节泡的直径密切相关, 因此压密效应由注浆压力和节泡的直径共同决定。然而, 一旦土体和边界条件发生变化, 压密效应取决于注浆压力, 而非节泡的直径。

(3) 有/无压密效应时, 周围土体在拉拔作用下展现不同的响应 (剪胀效应、垂直和水平挤压效应) 特征, 这是导致抗拔力在初始阶段展现出不同的增长速率的原因。然而, 一旦拉拔位移足够大时, 有/无压密效应条件下土钉拉拔引起的土压力的变化差异逐渐减小, 这是有/无压密效应的抗拔力最终接近的原因。

(4) 无论有/无压密效应, 本文提出的双曲模型

都能很好地描述不同直径(即不同注浆压力)节泡的抗拔力随拉拔位移的演化。因此,当节泡直径和拉拔位移已知时,根据双曲模型可有效对新型土钉的抗拔力进行预测。此外,在双曲模型中,压密效应会影响周围土的初始变形模量(E_0),因此,在不同注浆压力下,有/无压密效应试验在初始阶段抗拔力具有不同的增长速率。

参考文献:

- [1] 张连震,李志鹏,刘人太,等.砂层劈裂-压密注浆模拟试验系统研发及试验[J].岩土工程学报,2019,41(4):665-674. (ZHANG Lian-zhen, LI Zhi-peng, LIU Ren-tai, et al. Simulation tests on fracture-compaction grouting process in sand layer[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2019, 41(4): 665 - 674. (in Chinese))
- [2] 韩文君,刘松玉,章定文,等.压力控制的圆孔扩张数值模拟分析[J].岩土力学,2010,31(增刊1):405-411. (HAN Wen-jun, LIU Song-yu, ZHANG Ding-wen, et al. Numerical simulation of pressure-controlled cavity expansion[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, 31(S1): 405 - 411. (in Chinese))
- [3] 张忠苗,邹健,何景愈,等.考虑压滤效应下饱和黏土压密注浆柱扩张理论[J].浙江大学学报(工学版),2011,45(11):1980-1984. (ZHANG Zhong-miao, ZOU Jian, HE Jing-yu, et al. Cavity expansion theory of compaction grouting in saturated clay considering pressure filtration[J]. Journal of Zhejiang University(Engineering Science), 2011, 45(11): 1980 - 1984. (in Chinese))
- [4] 蒋邵轩,钱玉林,刘译文,等.压密注浆圆孔扩张的数值分析[J].吉林建筑大学学报,2018,35(1):31-35. (JIANG Shao-xuan, QIAN Yu-lin, LIU Yi-wen, et al. Numerical analysis of hole expansion in compaction grouting[J]. Journal of Jilin Jianzhu University, 2018, 35(1): 31 - 35. (in Chinese))
- [5] WANG S Y, CHAN D H, LAM K C, et al. A new laboratory apparatus for studying dynamic compaction grouting into granular soils[J]. Soils and Foundations, 2013, 53(3): 462 - 468.
- [6] LI H J, LIU S Y, TONG L Y, et al. Investigating the resonance compaction effect on laterally loaded piles in layered soil[J]. Engineering Geology, 2018, 246: 1 - 11.
- [7] 邱伟健,杨和平,贺迎喜,等.珊瑚礁砂作地基吹填料及振冲加固试验研究[J].岩土工程学报,2017,39(8):1517-1523. (QIU Wei-jian, YANG He-ping, HE Ying-xi, et al. Experimental study on coral reef sand as hydraulic filling materials for foundation and its vibroflotation compaction[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2017, 39(8): 1517 - 1523. (in Chinese))
- [8] 戴国亮,万志辉,龚维明,等.基于沉降控制的组合后压浆灌注桩承载力计算研究[J].岩土工程学报,2018,40(12):2172-2181. (DAI Guo-liang, WAN Zhi-hui, GONG Wei-ming, et al. Calculation of bearing capacity for combined post-grouting bored piles based on settlement control[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(12): 2172 - 2181. (in Chinese))
- [9] YE X Y, WANG Q, WANG S Y, et al. Performance of a compaction-grouted soil nail in laboratory tests[J]. Acta Geotechnica, 2019, 14(4): 1049 - 1063.
- [10] ZHOU J J, GONG X N, WANG K H, et al. Testing and modeling the behavior of pre-bored grouting planted piles under compression and tension[J]. Acta Geotechnica, 2017, 12(5): 1061-1075.
- [11] WAN Z H, DAI G L, GONG W M. Field study on post-grouting effects of cast-in-place bored piles in extra-thick fine sand layers[J]. Acta Geotechnica, 2019, 14(5): 1357 - 1377.
- [12] 张旭辉,吴欣,俞建霖,等.浆囊袋压力型土钉新技术及工作机理研究[J].岩土工程学报,2014,36(增刊2):227-232. (ZHANG Xu-hui, WU Xin, YU Jian-lin, et al. New slurry pressure type soil-nailing technology and its working mechanism[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, 36(S2): 227 - 232. (in Chinese))
- [13] AJALLOEIAN R, YU H, ALLMAN M. Physical and mechanical properties of Stockton beach sand[C]// Institution of Engineers, 1996, Australia.
- [14] YE X Y, WANG S Y, WANG Q, et al. The influence of the degree of saturation on compaction-grouted soil nails in sand[J]. Acta Geotechnica, 2019, 14(4): 1101 - 1111.
- [15] YE X Y, WANG S Y, ZHANG S, et al. The compaction effect on the performance of a compaction-grouted soil nail in sand[J]. Acta Geotechnica, 2020, 15(10): 2983 - 2995.
- [16] WANG Q, YE X Y, WANG S Y, et al. Use of photo-based 3D photogrammetry in analysing the results of laboratory pressure grouting tests[J]. Acta Geotechnica, 2018, 13(5): 1129 - 1140.

- [10] ANGELIER J. Determination of the mean principal directions of stresses for a given fault population[J]. *Tectonophysics*, 1979, **56**(3/4): T17 – T26.
- [11] ETCHECOPAR A, VASSEUR G, DAIGNIERES M. An inverse problem in microtectonics for the determination of stress tensors from fault striation analysis[J]. *Journal of Structural Geology*, 1981, **3**(1): 51 – 65.
- [12] GEPHART J W, FORSYTH D W. An improved method for determining the regional stress tensor using earthquake focal mechanism data: application to the San Fernando earthquake sequence[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 1984, **89**(B11): 9305 – 9320.
- [13] MICHAEL A J. Determination of stress from slip data: faults and folds[J]. *Journal of Geophysical Research*, 1984, **89**(B13): 11517 – 11526.
- [14] MICHAEL A J. Use of focal mechanisms to determine stress: a control study[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 1987, **92**(B1): 357 – 368.
- [15] HARDEBECK J L, MICHAEL A J. Damped regional - scale stress inversions: methodology and examples for southern California and the Coalinga aftershock sequence[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 2006, **111**(B11): 1 – 11.
- [16] VAVRYČUK V. Iterative joint inversion for stress and fault orientations from focal mechanisms[J]. *Geophysical Journal International*, 2014, **199**(1): 69 – 77.
- [17] LAY T, WALLACE T C. *Modern Global Seismology*[M]. New York: Academic Press, 1995.
- [18] LUND B, SLUNGA R. Stress tensor inversion using detailed microearthquake information and stability constraints: Application to Ölfus in southwest Iceland[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 1999, **104**(B7): 14947 – 14964.
- [19] VAVRYČUK V, BOUCHAALA F, FISCHER T. High-resolution fault image from accurate locations and focal mechanisms of the 2008 swarm earthquakes in West Bohemia, Czech Republic[J]. *Tectonophysics*, 2013, **590**: 189 – 195.
- [20] VAVRYČUK V. Principal earthquakes: theory and observations from the 2008 west bohemia swarm[C]// AGU Fall Meeting Abstracts, 2011, San Francisco.
- [21] VAVRYČUK V. Moment tensor decompositions revisited[J]. *Journal of Seismology*, 2015, **19**(1): 231 – 252.
- ~~~~~
- (上接 1656 页)
- [17] HAREHDASHT S A, HUSSIEN M N, KARRAY M, et al. Influence of particle size and gradation on shear strength-dilation relation of granular materials[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2019, **56**: 208 – 227.
- [18] SU L J, CHAN T C F, YIN J H, et al. Influence of overburden pressure on soil nail pull-out resistance in a compacted fill[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2008, **134** (9): 1339 – 1347.
- [19] YIN J H, ZHOU W H. Influence of grouting pressure and overburden stress on the interface resistance of a soil nail[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2009, **135** (9): 1198 – 1208.
- [20] NG C W W, ZHOU R Z B. Effects of soil suction on dilatancy of an unsaturated soil[C]// *Proc 16th Int Conf Soil Mech Geotech Engng*, 2005, Osaka.
- [21] HOSSAIN M A, YIN J H. Dilatancy and strength of an unsaturated soil-cement interface in direct shear tests[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2015, **15**(5): 04014081.
- [22] SCHLOSSER F. Behaviour and design of soil nailing[C]// *Proceedings of the International Symposium*, 1985, Bangkok.
- [23] YIN J H, SU L J, CHEUNG R W M, et al. The influence of grouting pressure on the pullout resistance of soil nails in compacted completely decomposed granite fill[J]. *Géotechnique*, 2008, **59** (2): 103 – 113.
- [24] WANG Q, YE X Y, WANG S Y, et al. Experimental investigation of compaction-grouted soil nails[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2017, **54** (12): 1728 – 1738.
- [25] 张旭辉, 吴欣, 俞建霖, 等. 浆囊袋压力型土钉新技术及工作机理研究[J]. *岩土工程学报*, 2014, **36**(S2): 227 – 232. (ZHANG Xu-hui, WU Xin, YU Jian-lin, et al. New slurry pressure type soil-nailing technology and its working mechanism[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(S2): 227 – 232. (in Chinese))
- [26] ZHU H H, YIN J H, YEUNG A T, et al. Field pullout testing and performance evaluation of GFRP soil nails[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2011, **137**(7): 633 – 642.
- [27] YE X Y, WANG S Y, WANG Q, et al. Numerical and experimental studies of the mechanical behaviour for compaction-grouted soil nails in sandy soil[J]. *Computers and Geotechnics*, 2017, **90**: 202 – 214.
- [28] YE X Y, WANG S Y, XIAO X, et al. Numerical study for compaction-grouted soil nails with multiple grout bulbs[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2019, **19**(2): 04018193.