

上覆压力和剪胀作用下土钉抗拔的有限元模拟

周万欢¹, 殷建华²

(1. 澳门大学 土木及环境工程系, 中国 澳门; 2. 香港理工大学 土木及结构工程学系, 中国 香港)

摘 要: 灌浆土钉在边坡加固工程中有着广泛的应用。土钉在不同条件下的抗拔机制仍是进一步研究的课题。通过建立一个三维有限元模型, 研究土钉在不同上覆压力和剪胀作用下的土钉抗拔行为。采用摩尔-库仑模型模拟花岗岩土, 土与土钉界面采用“接触对”和库仑摩擦模型描述。模型可以模拟土钉发生较大抗拔位移下发生滑移破坏的过程。模型参数通过三轴试验结果进行校正。通过与大尺寸室内抗拔试验结果相比较, 验证了模型的有效性。模型展现了土钉在钻孔后和抗拔过程中土钉周围的土压力的变化。最后通过参数分析, 研究了上覆压力和剪胀对土钉抗拔力的影响。结果显示, 当上覆压力较小时, 剪胀角对抗拔应力的影响较小。随着上覆压力的增加, 剪胀角对抗拔应力的影响变得更加明显。

关 键 词: 土钉; 抗拔力; 有限元; 上覆压力; 剪胀; 参数分析

中图分类号: O 242.21

文献标识码: A

Finite element modeling soil nail pullout behavior and effects of overburden pressure and dilation

ZHOU Wan-huan¹, YIN Jian-hua²

(1. Department of Civil and Environmental Engineering, University of Macau, Macao, China; 2. Department of Civil and Structural Engineering, The Hong Kong Polytechnic University, Hong Kong, China)

Abstract: Grouted soil nails are widely used in the slope stabilization projects. It is of great interests to engineers and researchers to study the mechanism of the soil nail pullout resistance under different conditions. In this paper, a three-dimensional (3D) finite element (FE) model is developed to simulate the behavior of soil nail considering the effects of overburden pressure and dilation. The Mohr-Coulomb model is adopted to simulate the soil behavior. The interaction between the soil nail surface and the surrounding soil is modeled by Coulomb model. Contact pairs are used at the soil-nail interface so that the sliding failure can be considered during the pullout analysis. The model parameters are calibrated by the triaxial soil test data. It is found that the selected model can represent the soil stress-strain behaviour under different confining pressures. Large scale laboratory pullout test data are used to compare with the modelling results and verify the model. The soil stress variations surrounding the soil nail before and during pullout are demonstrated in FE modelling. Parametric analysis is carried out to investigate the effects of soil dilation and overburden pressure on the soil nail pullout resistance. It is found that the effect of interface soil dilation under small overburden pressures is not so significant as that under $OP = 200$ kPa and 300 kPa.

Key words: soil nailing; pullout resistance; finite elements; overburden pressure; dilation; parametric analysis

1 引 言

在香港地区, 灌浆土钉作为一种既经济又实用的方法在边坡加固工程中有着广泛的应用。每年有超过 200 个边坡及挡土墙需要用水泥灌浆土钉来加固^[1]。土钉的抗拔力计算是土钉设计的关键。土钉抗拔力受到很多因素的影响, 比如安装方法、上覆压力、注浆压力、土钉表面的粗糙度、土的剪胀、

土的饱和度。不同条件下土钉的抗拔机制仍是进一步研究的课题。

大量的室内试验表明, 土的剪胀对土钉的抗拔影响很大^[2-4]。灌浆土钉和周围土间的粘结强度主要取决于土的性质、洞口表面的粗糙度以及注浆压力。在香港工程中, 注浆一般在重力作用或者非常小的压力作用下进行。

近来, 在香港理工大学一共进行了 36 个室内土

收稿日期: 2011-01-18

基金项目: 澳门大学研究基金 (No. SRF014/09-10S/ZWH/FST)。

第一作者简介: 周万欢, 女, 1980 年生, 博士, 助理教授, 主要从事土力学, 岩土工程数值模拟, 室内试验等方面研究。E-mail: hannahzhou@umac.mo

钉抗拔试验^[5-10]。这些物理模型试验选用典型香港土壤,即完全风化的花岗岩土(CDG),来研究灌浆土钉的抗拔机制,并采用严格的测试条件来分析几个重要因素对土钉抗拔力的影响。这些因素包括在钻孔过程中的应力消除、饱和度条件、上覆压力,土的剪胀和注浆压力。从这些抗拔试验中可以得到一些有价值的信息,从而对土钉的抗拔机制有更深入的了解。Su等^[5]发现,钻孔过程可以导致明显的钻孔周围的土压力减小,并且土钉抗拔力几乎不依赖于上覆压力。而且他们发现,土的剪胀作用受制于土的饱和度条件。在不饱和条件下,土钉周围的法向压力随着拉拔的过程而明显的增大,而这种现象在饱和条件下不甚明显。在注浆压力的影响下,Yin和Zhou^[10]发现,上覆压力和注浆压力是相互作用的。当注浆压力很大时,土钉的抗拔力是明显增长的。

很多学者利用有限元方法建立数值模型来分析土钉结构系统的性质^[11-15]。对于土钉系统来说,土钉与土之间的相互作用的模拟是一个很重要的问题。许多研究学者通过0厚度界面方法来解决这一难题^[16-18]。Zhang等^[17]利用两条假设的垂直线来模拟法向和切向土钉界面。Yang和Drumm^[18]采用摩擦性质的接触面模型来模拟土钉界面。但实际的土钉界面既不是纯弹性的也不是纯摩擦的。因此,需要采用能够适当反映土与土钉之间相互作用的本构模型。

本文基于有限元理论,利用三维ABAQUS^[19]软件来模拟大尺度的土钉抗拔试验。该模型模拟了室内抗拔试验的过程,同时考虑了土的剪胀及上覆压力对抗拔力的影响。本文首先介绍模型网格、材料本构模型和参数选取;利用室内抗拔试验的数据比较和验证有限元模型;并就数值模拟数据和试验数据进行了比较讨论;最后,研究了上覆压力和剪胀对土钉抗拔力的影响。

2 土钉抗拔试验的有限元模型

2.1 有限元网格和边界条件

图1是模拟室内土钉抗拔试验的三维有限元模型。模型尺寸与实际试验尺寸相同,长为1.0 m,宽为0.6 m,高为0.81 m。实际土样的高度为0.8 m,土样上的木制装置厚度为0.01 m。在模型的上表面施加的上覆压力,如图1(a)所示。从图1(b)中可以看出,土钉长1.2 m,伸出拉拔立方体的长度为0.2 m。在抗拔试验过程中,在土样中部开挖一个高度为0.315 m、直径为0.1 m的圆形孔洞,见图1(c)。之

后在开挖的洞内插入钢筋,灌浆形成土钉。土样和木制装置总共由7440个线性六面体单元组成。

在抗拔试验中,土钉是由钢筋和水泥浆组成的。土钉的强度远大于周围土的强度。可以认为,钢筋和水泥浆之间的粘结非常强并且拉力保持一致,在拉拔过程中不会在水泥处产生裂纹。因此,在拉拔过程中,土钉横断面的应力、应变分布看作是一致的,利用圆形截面的三维两节点的梁单元来模拟土钉性状,见图2。长1.2 m、直径为0.1 m的均质圆形截面,由36个统一网格组成的线单元模拟土钉。

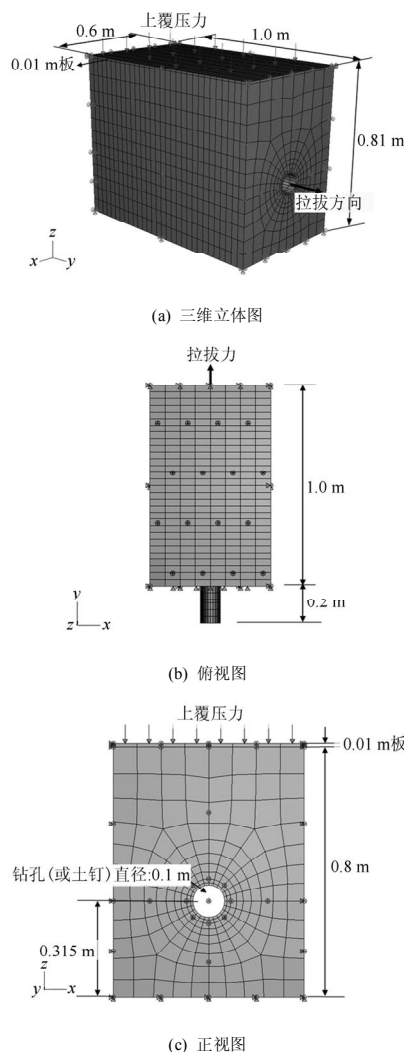


图1 三维有限元土钉抗拔试验模型
Fig.1 A 3D finite element model for soil nail pullout tests

土钉表面是由864个四边形单元组成的一个直径为0.1 m、长度为1.2 m的圆柱表面,见图2(a)。

在 ABAQUS 中，接触可以由两个相互作用的表面来定义。这些表面被称为“接触对”。在此模型中，“接触对”建立在圆柱表面和土的钻孔表面，土钉与周围土的相互作用通过圆柱表面来确立。拉拔破坏可能发生在土-钉界面或周围土内。土钉周围的薄土层在钻孔、灌浆和拉拔过程中要受到很大的扰动，并且拉拔破坏可能在薄土层和/或土-钉界面间发生。因此，在土钉（或者钻孔）周围，有 8 mm 厚的土层被看作界面土层，见图 2(b)。并且在选取材料参数时，考虑扰动影响。

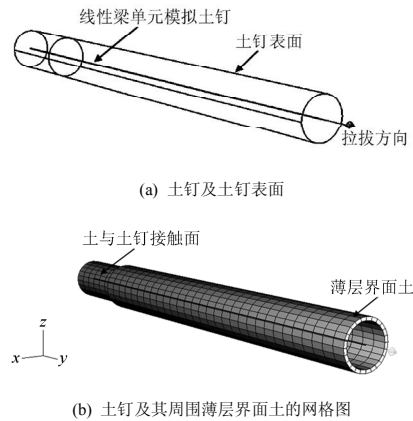


图 2 土钉及接触界面的模拟
Fig.2 Modelling of soil nail and interface soil

2.2 本构模型和材料参数

将土钉的特性用简单的线弹性模型来模拟。杨氏模量的计算考虑钢筋束和水泥浆的共同作用。在土钉模拟过程中，密度、杨氏模量和泊松比分别为 2.00 g/cm^3 、 32 GPa 和 0.28 。

在不饱和 CDG 土中的拉拔模型中，土的剪胀作用是一个重要的影响因素，本文采用非关联流动法则的弹塑性摩尔-库仑模型，模拟 75% 的饱和度状态下的抗拔试验^[19]。模型包括 5 个参数：杨氏模量 (E)、泊松比 (ν)、土的黏聚力 (c)、内摩擦角度 (ϕ) 和剪胀角 (ψ)。模型中考虑参数在剪切过程中的变化，通过三轴试验的试验数据对轴对称有限元模型进行参数校正，见图 3。在图中，圆柱形土样的直径 $D = 50\text{ mm}$ ，高度 $H = 100\text{ mm}$ 。

图 4 中数据为不饱和 CDG 土 (饱和度 = 75%) 的双室三轴排水试验及弹塑性摩尔-库仑模型模拟曲线的比较。从图中可以看出，模拟曲线可以反映出饱和 CDG 土在剪切过程中的应力-应变曲线的主要特性。在不饱和 CDG 土的模拟中，摩尔-库仑参数的峰值强度见表 1。

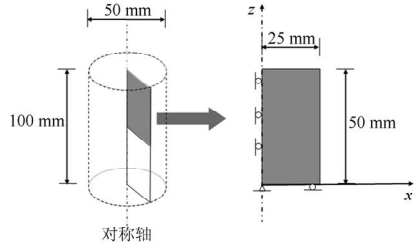
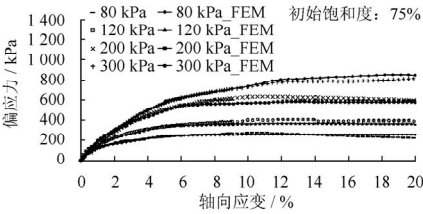


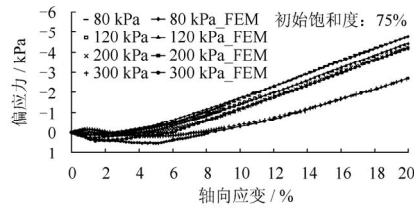
图 3 三轴试验中的轴对称有限元模型
Fig.3 Axisymmetric finite element model for triaxial test

表 1 有限元模型中的参数
Table 1 Parameters and values in the FE modelling

参数类型	密度 $\rho / (\text{g/cm}^3)$	杨氏模量 E / MPa	泊松比 ν	黏聚力 c / kPa	内摩擦角 $\phi / (^\circ)$	剪胀角 $\psi / (^\circ)$
土钉参数	2.00	32 000	0.28			
CDG 土参数	1.67	18~22	0.35	13.8	35.1	8
界面模型参数				3.0	29.0	5.5~10.0



(a) 偏应力-轴向应变



(b) 体积应变-轴向应变

图 4 不饱和 CDG 土的双室三轴(CD)试验^[5]及弹塑性摩尔库仑模型模拟曲线
Fig.4 Double cell triaxial (CD) tests on unsaturated CDG soil^[5] and fitting curves of Mohr-Coulomb model

批注 [H1]: 图中纵坐标应改为: 体积应变/ (%)

薄土层界面采用 CDG 土相同的本构模型，但选取不同参数值。在土钉的抗拔过程中，土钉表面与周围土界面的相互作用采用“接触对”模拟。“接触对”的摩擦准则为库仑摩擦模型。界面的最大允许摩擦（剪切）力与连接体之间的接触压力有关。在三维模拟中，剪切力包括两个正交部分： τ_1 和 τ_2 。库仑摩擦模型假定：如果等值摩擦力 $\tau_{eq} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2}$ 小于临界摩擦力 τ_{crit} ，则无相互运动发生。临界摩擦力 τ_{crit} 与接触压力 p 成正比，有 $\tau_{crit} = \mu p$ ， μ 为摩

擦系数, 可以定义为环境变量函数; 如果等值摩擦力达到临界压力($\tau_{eq} = \tau_{crit}$), 则发生滑移。本文模拟中定义库仑摩擦系数随抗拔过程逐渐减小。当土中剪应力小于“接触对”的抗剪强度时, 界面土继续发生塑性变形, 直至“接触对”达到抗剪强度时, “接触对”发生滑移破坏。在 ABAQUS 中, 两个接触界面的不连续、粘结或者松弛, 都有可能导致计算不收敛问题。本文采用允许“弹性位移”的罚函数摩擦公式^[19]来描述这个问题。“弹性位移”为允许在粘结表面的一个很小的相对位移。

界面土层和“接触对”摩擦系数(μ)的参数值根据抗拔试验结果反分析取值。模拟过程的目的是利用土层界面和库仑摩擦模型参数的适当取值, 尽可能地再现土钉抗拔特性。在抗拔分析中, 土界面参数 $c' = 3 \text{ kPa}$, $\phi' = 29^\circ$, $\psi' = 10^\circ$ 。

模拟中考虑实际抗拔试验的过程, 包括 3 个步骤分析: 初始应力的确定、钻孔和拉拔分析。

3 模型验证与讨论

为验证本文数值模拟计算的可靠性, 将计算结果与文献[5]中的试验数据进行比较。在试验过程中, Su 等^[7]发现, 在钻孔后洞口附近的土应力逐渐增大, 并且在拉拔过程中由于土的剪胀作用逐渐增大。但准确地测量土钉表面的法向压力是非常困难的, 土压力传感器须与土钉表面保持一定距离^[5,7]。Su^[5]的试验中, 4 个土压力传感器分别布置在距土钉表面大约 40 mm 的上下部。本文利用试验数据对比并验证有限元模拟结果。土钉表面的正应力由有限元模拟结果得出。

从有限元模型中得到的土的竖向应力沿着路径 A 分布, 见图 5。图 6 显示了拉拔过程中的平均法向土压力值和数值模拟结果。可以看出, 在数值模拟结果中, 拉拔之前和之后的土应力模拟值接近试验数据。需要指出的是, 实际试验中土压力盒测得的土压力结果有一定的不确定性。在拉拔之前, 土压力盒与周围土可能没有完全的接触, 导致法向压力较小。在试验中, 土的变形会对土压力盒与周

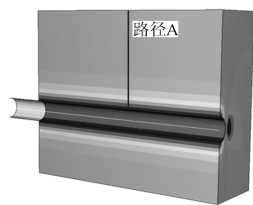
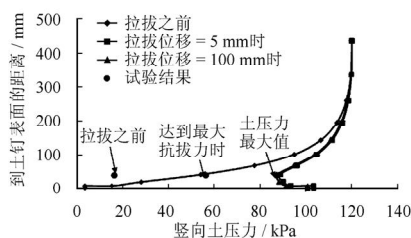
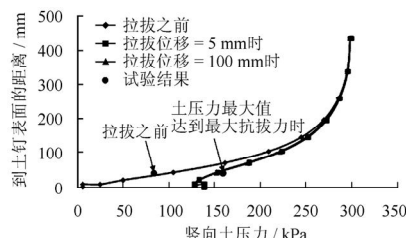


图 5 有限元模型中路径 A 的选取
Fig.5 Path A selected in the FE model



(a) 上覆压力(OP) = 120 kPa



(b) OP = 300 kPa

图 6 沿着路径 A 的竖向土压力分布的计算结果和测得土压力^[5]比较

Fig.6 Calculated results of vertical stress distributions in the soil along path A and measured earth pressures from laboratory tests^[5] during the pullout for the test

围土的接触产生扰动。例如, 在钻孔过程中, 钻孔周围的土是松散的。而在拉拔过程中, 由于约束剪胀作用, 土受到压缩。因此, 土压力的试验数据的准确性会有所影响。

Su 等^[7]发现, 土钉周围的最大法向土压力与峰值抗拔力是不一致的。在饱和状态下的土钉抗拔试验中, 同样发现这一现象。图 6 显示了达到最大抗拔力下的土压力和抗拔试验中的土压力最大值。为便于比较, 图 6 中显示了拉拔位移为 5 mm 和 100 mm 沿着路径 A 的竖向应力分布。从图中可以看出, 竖向应力在距离土钉表面 40 mm 处的数值模拟结果与实际试验中上覆压力(OP) = 300 kPa 时达到最大抗拔力时的土压力结果相近。当试验数据中 OP = 120 kPa 时, 数值模拟值大于达到最大抗拔力时的土压力值, 但与拉拔过程中的最大土压力值很接近。

从有限元数值模拟结果中可以看出, 在拉拔过程中, 距离土钉表面 200 mm 范围内的应力变化很明显。虽然在 5 mm 和 100 mm 的拉拔位移时的竖向应力分布相似, 但与拉拔之前相比变化很大。周围土应力的增大反映了土钉拉拔过程中土的剪胀作用对土钉抗拔力的影响。沿着路径 A, 应力从土钉表面开始, 先减小后增大到上覆压力值。这是由于沿着路径 A 的土的特性的不连续性。在有限元模型中, 土层界面的特性与周围土的特性是不同的。

土钉抗拔试验是在土钉外露钢筋处施加拉拔荷载, 试验测得土钉头部荷载-位移关系曲线。在抗拔结束后, 土钉完全拔出, 量测土钉的平均直径, 从而可以得到平均抗拔剪应力-抗拔位移的关系曲线。图 7 显示了在不同上覆压力(OP)作用下的平均抗拔剪应力随拉拔位移发展的数值和试验结果。从图中可以看出, 数值模拟的结果与试验数据基本吻合。在分析过程中, “接触对”的摩擦系数随着拉拔位移而减小。当“接触对”的剪切强度比土界面单元的剪应力小时, 土与土钉局部达到极限抗拔应力, 发生滑动破坏。随着拉拔位移的发展, 滑动破坏延伸到整个“接触对”表面, 抗拔力随着拉拔位移的增大而逐渐减小。可以看出, 有限元模拟界面平均抗拔剪应力随着拉拔位移线性增大, 然后非线性会达到峰值, 最后逐渐减小至残余值。可以看到, 当上覆压力为 300 kPa 时, 试验最大平均剪切力为 92 kPa, 发生在 31 mm 抗拔位移处。而模拟结果在 18 mm 抗拔位移处达到最大剪切力 99.7 kPa。这个不同是由于试验中剪切破坏可以发生在土与土钉的界面上, 也可以发生在离土钉界面较远的周围土中。当破坏发生在周围土中时, 土钉的最大抗拔力会在发生在较大的抗拔位移处。本文的模型中仅考虑界面土是一个 8 mm 的薄层土, 可以考虑剪胀对抗拔

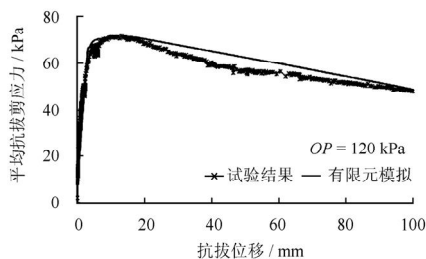
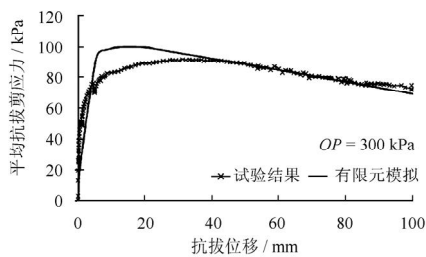
(a) 上覆压力(OP) = 120 kPa(b) $OP = 300$ kPa

图 7 平均抗拔剪应力随拉拔位移发展的数值模拟和试验结果^[5]比较

Fig.7 Comparison of numerical and experimental results^[5] of average interface shear stress vs. pullout displacement for the test

力的影响, 但未能考虑破坏发生在较远土层的破坏机制。

图 8 显示了由数值模拟和抗拔试验数据得到的在不同土层界面剪胀角下平均拉拔剪应力和上覆压力的关系。从图中可以看出, 在数值模拟中, 相同的土层界面剪胀角下土钉的抗拔力随着上覆压力的增大有增大趋势。这里需要强调的是, 土的剪胀角是一个很复杂的参数。它随着上覆压力的不同而变化, 并且在剪切过程中不是一个常数。土与土钉的界面的机制也很复杂, 在钻孔和灌浆过程中土与土钉的界面受到非常大的扰动。所以, 数值模拟的抗拔结果并不完全与试验数据一致。

图 9 是数值模拟一定上覆压力条件下, 不同土层界面剪胀角对土钉抗拔应力的影响。从图中可以看出, 当上覆压力较小时, 界面土剪胀角对土钉抗拔应力的影响较小。随着上覆压力增大, 剪胀角对抗拔应力的影响逐渐明显。当上覆压力较大时, 剪胀角对土钉抗拔应力的影响变得更加明显。

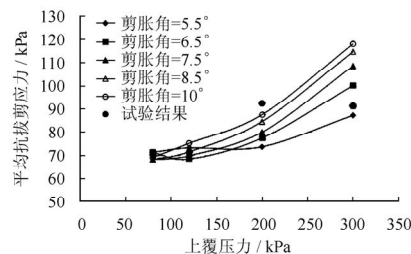


图 8 数值模拟不同土层界面剪胀角下最大拉拔剪应力和上覆压力的关系以及抗拔试验结果^[5]

Fig.8 Relationships of the peak average pullout shear stress and overburden pressure under different interface soil dilation angles from numerical modelling and the laboratory pullout test data^[5]

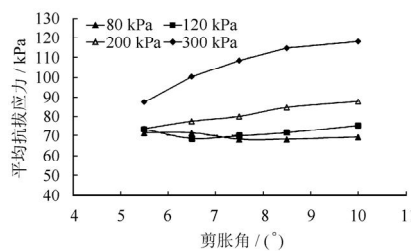


图 9 在不同上覆压力下土界面剪胀角对抗拔剪应力的影响
Fig.9 Influence of dilation angle on the soil nail pullout shear stress under different overburden pressures

4 结 论

(1) 在拉拔之前和之后的有限元土应力模拟结果与试验数据吻合。

(2) 有限元模拟反映了在剪胀作用下, 土钉周围土应力在拉拔过程中明显增大。

(3) 在拉拔分析中, 数值模拟结果与试验数据吻合。本模型很好地模拟再现了土钉抗拔力达到峰值, 而后软化的特性。

(4) 利用有限元模型研究了土的剪胀和上覆压力作用。模拟结果显示, 当上覆压力较小时, 剪胀角对抗拔应力的影响较小。随着上覆压力的增加, 剪胀角对抗拔应力的影响变得更加明显。

参考文献

- [1] GEO. Geoguide 7—guide to soil nail design and construction[M]. Hong Kong: Geotechnical Engineering Office, Civil Engineering and Development Department, The Government of the Hong Kong Special Administrative Region, 2008.
- [2] SCHLOSSER F. Behaviour and design of soil nailing[C]//Proceedings on Recent Developments in Ground Improvement Techniques. Thailand: [s. n.], 1982, 399—413.
- [3] SCHLOSSER F, PLUMELLE C, UNTERREINER P, et al. Failure of full scale experimental soil nailed wall by reducing the nails lengths (French research project CLOUTERE)[C]//Proceedings of International Conference on Earth Reinforcement Practice. Japan: [s. n.], 1992, 531—535.
- [4] CLOUTERRE. French national research project CLOUTERRE recommendations 1991[R]. Washington D.C.: Federal Highway Administration, 1991.
- [5] SU L J. Laboratory pull-out testing study on soil nails in compacted completely decomposed granite fill[Ph.D. Thesis]. Hong Kong: The Hong Kong Polytechnic University, 2006.
- [6] SU L J, CHAN T C F, SHIU Y K, et al. Influence of degree of saturation on soil nail pull-out resistance in compacted completely decomposed granite fill[J]. **Canadian Geotechnical Journal**, 2007, 44(11): 1314—1428.
- [7] SU L J, CHAN C F, SHIU Y K, et al. Influence of overburden pressure on soil-nail pullout resistance in a compacted fill[J]. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, ASCE, 2008, 134(9): 1339—1347.
- [8] 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]. **Geotechnique**, 2009, 59(2): 103—113.
- [9] ZHOU W H. Experimental and theoretical study on pullout resistance of grouted soil nails[Ph.D. Thesis]. Hong Kong: The Hong Kong Polytechnic University, 2008.
- [10] 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**, ASCE, 2009, 135 (9): 1198—1208.
- [11] FRYDMAN S, BAKER R, LEVY A. Modeling the soil nailing excavation process[C]//Proceedings of the International Centrifuge Conference 94. Singapore: [s. n.], 1994, 669—674.
- [12] BENHAMIDA B, SCHLOSSER F, UNTERREINER P. Finite element modeling of a soil nailed wall: Earth pressures and arching effects[C]//Pietruszczak & Pande (eds): Numerical Models in Geomechanics. Rotterdam: Balkema, 1997: 245—250.
- [13] SMITH I M, SU N. Three-dimensional FE analysis of a nailed soil wall curved in plan[J]. **International Journal for Numerical and Analytical Method in Geomechanics**, 1997, 21: 583—597.
- [14] NG C W W, LEE G T K. A Three-dimensional parametric study of the use of soil nails for stabilizing tunnel faces[J]. **Computers and Geotechnics**, 2002, 29(8): 673—697.
- [15] CHEUK C Y, NG C W W, SUN H W. Numerical experiments of soil nails in loose fill slopes subjected to rainfall infiltration effects[J]. **Computers and Geotechnics**, 2005, 32(4): 290—303.
- [16] KIM W C. The Effect of nail stiffness and inclination in soil nailing by finite element method[Ph.D. Thesis]. United States: Utah State University, 1998.
- [17] ZHANG M J, SONG E X, CHEN Z Y. Ground movement analysis of soil nailing construction by three-dimensional (3-D) finite element modeling (FEM)[J]. **Computers and Geotechnics**, 1999, 25(4): 191—204.
- [18] YANG M Z, DRUMM E C. Numerical analysis of the load transfer and deformation in a soil nailed slope. numerical methods in geotechnical engineering: Recent developments[C]//Proc. of Sessions of Geo-Denver. [S. l.]: [s. n.], 2000, 102—116.
- [19] HIBBITT D, KARLSSON B, SORESENSEN Ps. ABAQUS v6.5 user's manuals[M]. Providence: ABAQUS Inc., 2005.