

土的剪胀性及灌浆压力对土钉抗拔强度影响的数值分析

苏立君^{1,2}, 李彦龙¹, 殷建华³

(1. 西安建筑科技大学土木工程学院, 陕西 西安 710055; 2. 西部建筑科技国家重点实验室(筹), 陕西 西安 710055;
3. 香港理工大学, 香港 九龙 红磡)

摘要:土钉是一种广泛应用于边坡开挖和边坡支护的原位加筋技术。钉-土界面抗剪强度, 亦即土钉抗拔强度, 是土钉支护结构设计中要用到的一个重要参数。对于钻孔灌注型土钉来说, 土的剪胀性和土钉灌浆压力的大小是影响抗拔强度的重要因素。本文在室内土钉抗拔试验的基础上, 建立了三维有限元模型研究这两个参数对土钉抗拔强度的影响。进行参数研究前首先用实测数据对模型进行了验证, 模拟结果与实测数据吻合很好。数值分析结果表明, 峰值抗拔应力随着剪胀角和灌浆压力的增加而显著增大。

关键词:土钉; 抗拔强度; 剪胀角; 灌浆压力; 有限元

中图分类号: TU411

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2011)04-0480-06

土钉支护是一种通过在原位土体中植入大量土钉杆来加固土体的原位加筋技术, 由于其技术和经济优势已经被广泛应用到世界各地。在我国, 土钉支护技术 1980 年首次应用于山西柳湾煤矿的边坡支护工程^[1], 之后开始在全国范围内推广使用。

钉-土界面抗拔强度是控制土钉结构变形及其稳定性的一个重要参数。鉴于其重要性, 国内外的很多学者都对这一参数进行了研究^[2-6]。研究发现, 抗拔强度取决于土的强度特性、土钉的表面性状、土的剪胀性以及灌浆压力等多种因素。在严格控制的试验条件下进行的物理模型试验可以得到准确和可靠的结果。然而, 利用物理模型试验进行参数研究需要耗费大量的时间和经费。而且有些参数在物理模型试验中改变起来比较困难, 比如土的剪胀角。数值模拟可以很好地解决这个困难, 通过每次只改变一个参数的方法可以非常方便的进行参数研究。例如文献^[7]和文献^[8]就通过数值模拟对土钉局部和整体的结构性能进行了研究, 还有文献^[9]对钉-土相互作用机理进行的数值模拟和研究。本文在室内抗拔试验的基础上, 应用通用有限元程序 ABAQUS, 建立了一个三维有限元模型, 并用实测数据对该模型进行了验证。然后用该模型模拟了土的剪胀角及灌浆压力大小对土钉抗拔强度的影响。

1 材料的物理力学性质

试验用土为全风化花岗岩土(CDG), 该土由 9.33% 的砾石、62.51% 的砂土、24.97% 的粉土和 3.19% 的粘土组成, 属粉质砂土。其比重、最最大干密度及液塑限等主要物理指标见表 1。试验中所用的水泥浆的水灰比为 0.42, 密度为 1.886 Mg/m³, 水泥试块 5 d 单轴抗压强度为 32.09 MPa。割线杨氏模量和相应的泊松比分别为 12.59 GPa 和 0.21。试验用土及水泥试块的物理力学性质见表 1。

*收稿日期: 2010-10-19 修改稿日期: 2011-06-25

基金项目: 西安建筑科技大学基础研究基金资助项目(JC0702); 校人才研究基金资助项目(RC0709)

作者简介: 苏立君(1976-), 男, 辽宁清原人, 博士, 副教授, 主要研究方向为岩土的本构关系及土工试验技术。

表 1 CDG 土样和水泥试块的物理力学参数
Tab.1 Properties of the CDG fill and cement grout

Soil Properties			
Specific Gravity (G_s)	Max dry density (ρ_{dmax})	Plastic limit (ω_p)	liquid limit (ω_l)
2.645	1.668 Mg/m ³	27.3 %	35.5 %
Cement grout Properties			
Density (ρ_d)	Poisson's ratio (ν)	Uniaxial compressive strength (σ_c)	Secant Young's modulus (E_{50})
1.886 Mg/m ³	0.21	32.09 MPa	12.59 GPa

2 室内抗拔试验

室内抗拔试验装置如图 1 所示. 试验过程中, 首先将土以 95% 的击实度填充到试验箱中并且在土样顶部施加竖向压力. 待土样变形稳定后, 在土样中部钻一个直径 10 cm 的水平圆孔, 然后在孔中插入钢筋、灌上水泥浆. 待养护 5 d 水泥浆强度达到拔出要求后, 使用千斤顶将土钉拔出. 整个试验过程都是模拟钻孔灌注型土钉的实际施工过程.

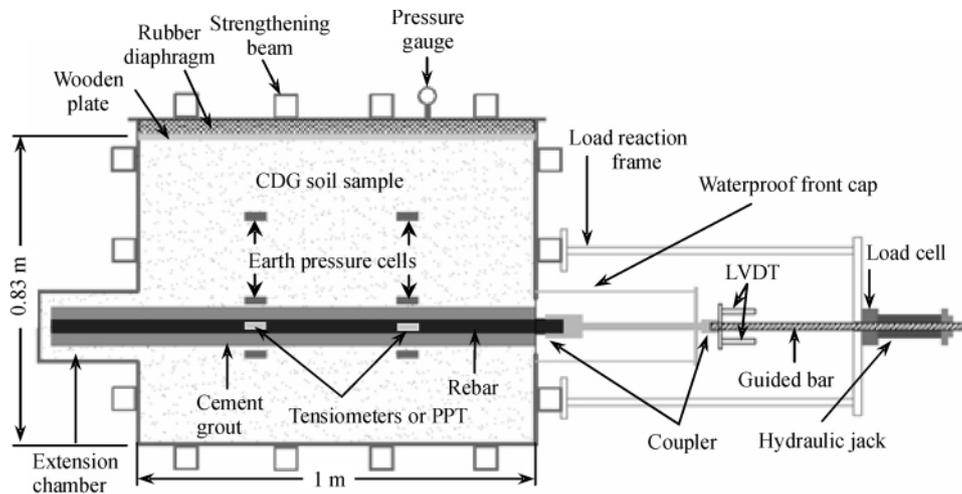


图 1 抗拔试验箱及传感器布置图

Fig. 1 Layout of transducers and pull-out equipments

图 2 所示的是钻孔和灌浆期间土压力的变化, 该试验中施加的竖向压力为 80 kPa. 当钻头通过土压力盒之后, 孔壁土中应力释放, 土压力下降到一个较小值. 当灌浆结束、水泥浆凝固后, 土压力盒的读数会有所恢复, 但是与上覆压力相比, 恢复的幅度很小.

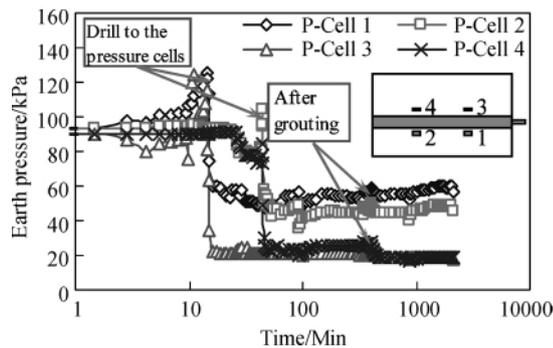


图 2 钻孔和灌浆过程中土压力的变化

Fig. 2 Variation of earth pressure during drilling and grouting

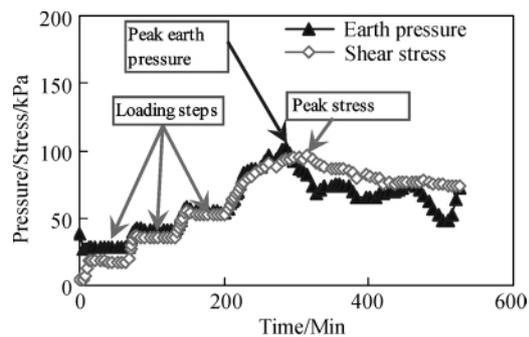


图 3 拔出过程中土压力与抗拔应力的变化

Fig. 3 Variation of earth pressure and pull-out stress during drilling pull-out

图 3 所示的是拔出过程中平均土压力及抗拔应力随时间的关系. 可以看出, 试验开始时平均土压力只有约 20 kPa, 随着拔出位移的增加, 平均土压力也随之增加. 土压力的增加是由于土钉周围土体的剪胀变形被约束而产生的. 由于土压力盒是平行放置于土钉表面附近的土体里, 因此其测得的土压力近似等于作用在土钉表面的正应力. 正应力的增加必然导致钉-土界面剪应力的增加. 具体表现在图 2 中每一个加载过程中平均土压力和抗拔剪应力同步增加. 当二者到达峰值后, 又几乎同步开始下降. 由此可以看出, 由于土的剪胀变形受到约束而产生的正应力的增加对土钉抗拔强度的贡献很大.

3 有限元模型

有限元模型如图 4 所示. 模型尺寸为 1.0 m × 0.3 m × 0.81 m, 是对称的物理模型的一半. 土钉与灌浆体的直径为 0.1 m, 长为 1.2 m, 位于 0.315 m 高处. 剪切带是用 4.0 mm 厚的一薄层实体单元来模拟的, 薄层的厚度通过敏感性分析确定. 通过剪切带的塑性流动模拟土钉与其周围土体的相对滑动. 该模型使用的是 C3D8R 单元, 是一种 8 节点六面体单元, 一共有 12 952 个单元. 模型左右边界约束 1 方向位移, 分别模拟试验模型的对称面和试验箱边界; 底部约束 3 方向位移, 模拟试验箱的底部支撑; 前后表面约束 2 方向位移, 模拟试验箱的前后边界. 在模拟拔出土钉的过程中, 将土钉前后端 2 方向的约束释放, 并在土钉头施加一个非零位移边界条件模拟拔出位移. 土体单元及剪切带单元采用摩尔-库伦模型, 土钉杆采用线弹性模型, 材料模型参数见表 2.

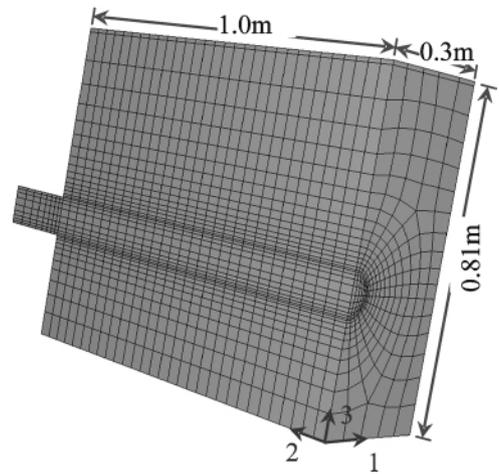


图 4 有限元模型网格

Fig. 4 Mesh of the Finite Element Model

表 2 有限元模型中所使用的材料参数

Tab. 2 Material properties used in the finite element model

	Density (ρ)/(Mg · m ⁻³)	Young's Modulus (E)/GPa	Poisson's ratio (ν)	Friction angle (φ)	Dilation angle (ψ)	Cohesion (c)/kPa
Nail	2.0	16.4	0.28			
Soil	1.668	27.5	0.35	34°	8.2°	27
Shearing zone	1.668	27.5	0.35	29°	10°	5

图 5 所示的是在不同的竖向压力下实测和模拟结果的对比(图中 OP 指上覆土压力, 下同), 从图中可以看出二者能够很好的吻合. 这说明该模型模拟的结果是可靠的.

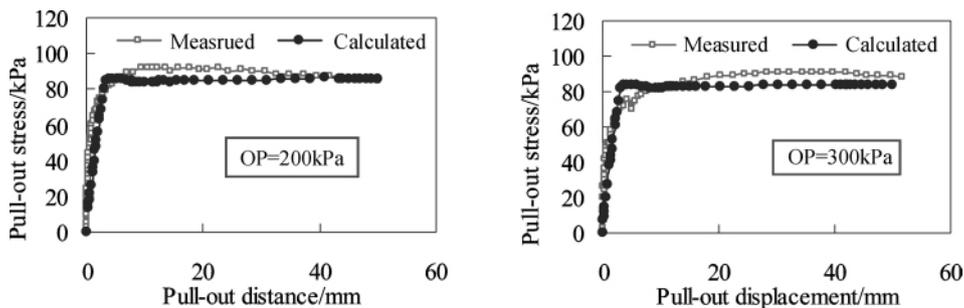


图 5 不同上覆压力下实测和模拟结果的比较

Fig. 5 Comparison between measured and simulated results under different overburden pressure

4 剪胀角对抗拔强度的影响

在对剪胀角的影响进行参数研究时,除剪胀角外,其它所有材料参数与表 2 中相同,而剪胀角 ψ 在 $0^\circ \sim 29^\circ$ 之间变化. 有限元模拟的过程也和抗拔试验的步骤完全相同. 第一步,对模型施加重力及顶部的竖向应力(120 kPa)以建立初始应力场;第二步,利用生死单元的方法将土钉处的土体单元杀死模拟钻孔过程;第三步,激活土钉单元,在土钉头施加一个位移边界条件,完成拔出过程.

图 6 所示的是不同剪胀角下的平均抗拔应力与拔出位移之间的关系. 从图中可以看出,随着拔出位移的增加,抗拔力先是快速的增加,而在到达峰值后逐渐趋于平缓. 图 7 所示的是峰值抗拔应力与剪胀角之间的关系. 从图中可以看出,峰值抗拔强度随着剪胀角的增大而持续增加. 剪胀角等于 0° 时,峰值抗拔应力非常小,而当剪胀角达到 29° 时,峰值抗拔应力却达到 160 kPa. 这表明对于钻孔灌注型土钉来说,抗拔应力主要是由土的剪胀性强弱来决定的. 这是因为钻孔过程中孔壁周围绝大多数法向应力都已释放掉,土钉拔出过程中对土钉抗拔力产生贡献的法向应力主要是由土的剪胀变形受到约束而产生的. 因此,在土钉系统的设计过程中,必须要考虑土的剪胀性,特别是钻孔灌注型土钉.

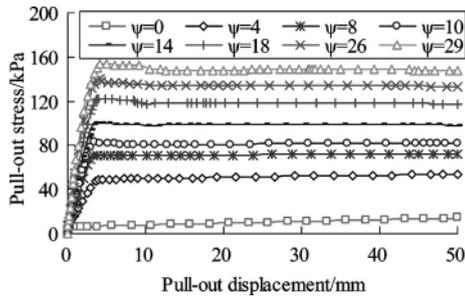


图 6 不同剪胀角下抗拔应力与拔出位移的关系

Fig. 6 Relationship between pull-out stress and pull-out displacement at different dilation angles

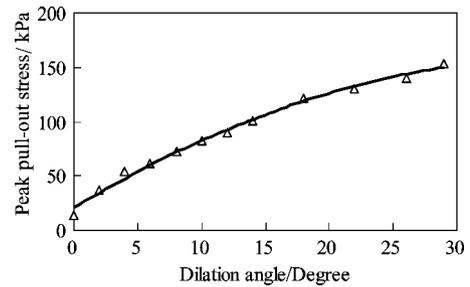


图 7 峰值抗拔应力与剪胀角的关系

Fig. 7 Relationship between peak pull-out stress and dilation angle

5 灌浆压力对抗拔强度的影响

由以上对剪胀角影响的分析可见,对于钻孔灌注型土钉,土钉周围土体中的应力在钻孔过程中大部分都已释放掉,拔出过程中作用于土钉表面的法向应力主要是由于土的剪胀变形受到周围土体的约束而产生的. 而对于剪胀性较弱的土,单纯依靠剪胀作用而产生的抗拔强度会很小,因此需要通过增加灌浆压力的办法来补偿释放掉的应力. 下文将利用前述模型对灌浆压力的影响进行参数研究.

5.1 模拟过程

对灌浆压力的模拟相对比较复杂,整个模拟过程需要用三个模型来实现. 具体过程如下:

- 1) 模型一:对模型施加重力荷载和上表面的竖向压力. 将计算所得所有单元中的应力导出备用.
- 2) 模型二:通过三个步骤来完成计算. 第一步,将模型一输出的应力导入,作为单元的初始应力. 第二步,移除土钉单元用来模拟钻孔过程. 第三步,在步骤二中所形成钻孔表面施加一个压力荷载代表灌浆压力. 计算完成后,将所有单元中的应力输出,作为模型三的初始应力.
- 3) 模型三:包括五个步骤. 第一步,输入模型二中所获得的应力. 移除钻孔表面施加的压力,代之以固定位移的边界条件,这样由灌浆压力所产生的应力就被锁定在孔周的单元中. 第二步,激活土钉单元. 第三步,取消钻孔表面的边界条件,锁定在单元内部的应力得以释放并传递到土钉表面. 第四步,对土钉单元施加重力作用. 第五步,拔出土钉.

5.2 模拟结果

图 8 所示的是通过有限元得出的不同灌浆压力下平均抗拔剪应力与拔出位移关系曲线(图中 GP

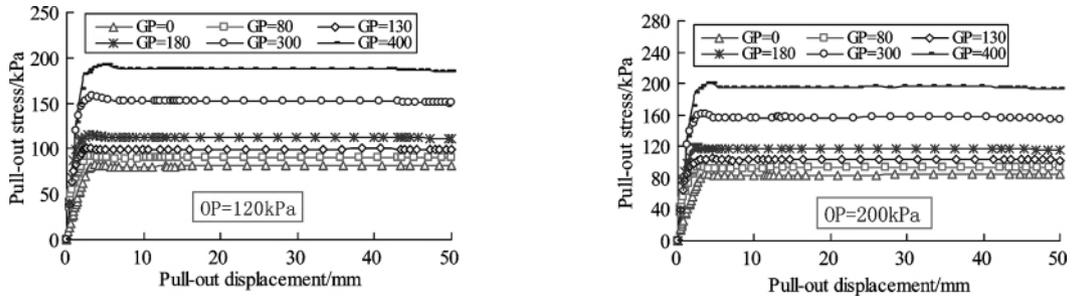


图 8 模拟得出的不同灌浆压力下平均抗拔应力与拔出位移关系曲线

Fig. 8 Simulated average pull-out shear stress-displacement curves under different grouting pressures

指灌浆压力)。从曲线可以看出,随着灌浆压力的上升抗拔应力曲线上升段的斜率和峰值抗拔应力都逐渐的增大.图 9 显示了在不同上覆压力下模拟得出的峰值抗拔应力和灌浆压力的关系.从图中可以看到随着灌浆压力的增加,峰值应力开始的时候呈抛物线形式缓慢增加,当灌浆压力超过 200 kPa 之后,峰值应力随着灌浆压力的增加呈线性增加.由此可见,灌浆压力对增加土钉抗拔强度有着非常显著的作用.

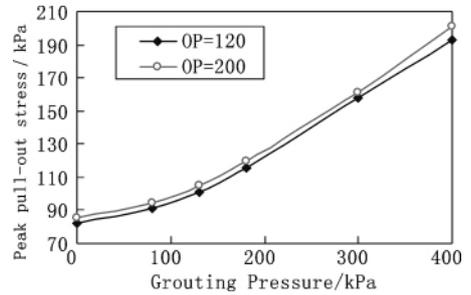


图 9 峰值抗拔应力与灌浆压力关系曲线

Fig. 9 Peak pull-out shear stress vs. grouting pressure

6 结 论

在室内土钉抗拔试验的上,建立有限元模型对土的剪胀角大小及土钉灌浆压力大小对土钉抗拔强度的影响进行了参数分析,得出了如下结论:

- (1) 有限元模型模拟结果与实测结果吻合良好,说明用该模型模拟土钉抗拔试验是可靠的.利用薄层实体单元模拟钉-土界面的方法也可以推广到对实际土钉结构的模拟.
- (2) 钻孔灌注型土钉在钻孔之后孔周土体中的应力大部分都被释放掉了,对于重力灌浆或者低压灌浆土钉,土钉抗拔应力主要来自于土钉周围土体的剪胀变形被约束而产生的法向应力的贡献.在其它参数不变的情况下,土钉抗拔强度随着剪胀角的增加而增加.在设计钻孔灌注型土钉支护结构时,必须要考虑土的剪胀性.
- (3) 对于剪胀性较弱的土体,由于约束的剪胀作用而产生的抗拔应力往往很小,这时就需要增加灌浆压力来补偿由于钻孔而释放掉的压力.有限元模拟结果显示随着灌浆压力的增加,土钉抗拔强度显著增加,可见增加灌浆压力是提高土钉抗拔强度的一种经济有效的办法.

参考文献 References

[1] 陈肇元,崔京浩.土钉支护在基坑工程中的应用[M].北京:中国建筑工业出版社,2000.
CHEN Zao-yuan, CUI Jing-hao. Application of soil nailing in foundation excavation supporting[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2000.

[2] MILLIGAN G W E, TEI K. The pull-out resistance of model soil nails [J]. Journal of Soils and Foundations, 1998, 38(2): 179-190.

[3] 贾金青,张明聚.深基坑土钉支护现场测试分析研究 [J]. 岩土力学,2003,24(3):413-416.
JIA Jin-qing, ZHANG Ming-ju. Research on field test of soil nailing for deep excavation [J]. Rock and Soil Mechanics, 2003, 24(3): 413-416.

[4] 丁振明,秦四清,刘 军,等.土钉支护体系抗拔力机理研究 [J]. 岩土力学,2005,26(11):1799-1802.

- DING Zhen-ming, QIN Si-qing, LIU Jun, et al. Research on anti-pulling mechanism in soil-nailing supporting system [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2005, 26(11): 1799-1802.
- [5] YIN J H, SU L J. An innovative laboratory box for testing nail pull-out resistance in soil [J]. *ASTM Geotechnical Testing Journal*, Nov. 2006, 29(6): 1-11.
- [6] SU L J, TERENCE C F, CHAN 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): 1314-1328.
- [7] BENHAMIDA B, UNTERREINER P, SCHLOSSER F. Numerical analysis of a full scale experimental soil nailed wall [C]//*On Ground Improvement Geosystems*. London:Proc. 3rd Int. Conf. 1997, 452-458.
- [8] 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.
- [9] OCHIAI T, HATTORI K, POKHAREL G. Numerical modeling of an in-situ pull-out test on soil reinforcing bars [C]. Rotterdam: *Numerical models in Geomechanics*, 1997, 263-268.
- [10] 陈宗平, 薛建阳, 赵鸿铁. 型钢混凝土异形柱的受剪机理及承载力影响因素分析[J]. *西安建筑科技大学学报:自然科学版*, 2008, 40(4): 450-456.
- CHEN Zong-ping, XUE Jian-yang, ZHAO Hong-tie. Analysis on the mechanism and shearing capacity influence factors of steel reinforced concrete special-shaped column[J]. *J. Xi'an Univ. of Arch. & Tech. ; Natural Science Edition*, 2008, 40(4): 450-456.

Numerical study of the influence of soil dilation angle and grouting pressure on the pull-out strength of the soil nail

SU Li-jun^{1,2}, LI Yan-long¹, YIN Jian-hua³

- (1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture & Technology, Xi'an 710055, China;
2. State Key Laboratory of Architecture Science and Technology in West China(XAUAT), Xi'an 710055 China;
3. The Hong Kong Polytechnic University, Hung Hom Kowloon Hong Kong)

Abstract: Soil nailing is an in situ reinforcing technique that is widely used for stabilizing slopes and excavations. The nail-soil interface shear strength, that is, the pull-out strength of a soil nail is an important parameter which controls the design of a soil nailing structure. For drill-and-grout soil nails, the dilatancy of soil and grouting pressure are two important parameters which influence the pull-out strength. Based on the laboratory pull-out tests, a 3-D finite element model was established to investigate the influence of these two parameters on the pull-out strength of a soil nail. Before the parametric study was carried out, the model was firstly validated by comparing measured and simulated results. The agreement between the measured and simulated results was fairly good. The parametric study showed that the peak pull-out stress increased significantly with the increase in grouting pressure and dilation angle of the soil.

Key words: soil nail; pull-out resistance; dilation angle; grouting pressure; finite element

***Biography:** SU Li-jun, Ph. D., Associate Professor, Xi'an 710055, P. R. China, Tel: 0086-13700229517, E-mail: sulijun1976@163.com