DOI:10.19951/j.cnki.1672-9331.20220920002 **文章编号**:1672-9331(2024)05-0123-13
引用格式:亓晓明,雷旭,刘小燕,等.化学螺栓抗拔承载力理论与试验研究[J].长沙理工大学学报(自然科学版),2024,21(5):123-135.
Citation: QI Xiaoming, LEI Xu , LIU Xiaoyan, et al. Theoretical and experimental study on pull-out bearing capacity of chemical bolt[J]. J Changsha Univ Sci Tech (Nat Sci), 2024, 21(5): 123-135.

化学螺栓抗拔承载力理论与试验研究

亓晓明[1,2],雷旭[2],刘小燕[1],张峰[3],沈炼[2]
(1.长沙理工大学 土木工程学院,湖南 长沙 410114; 2.长沙学院 土木工程学院,湖南 长沙 410022;
3.山东大学 岩土与地下工程研究院,山东 济南 250061)

摘 要:**【目的】**研究锚固于混凝土中的化学螺栓抗拔承载力及其对应理论计算方法。**【方法】**基于四线性黏结-滑移本构模型,考虑化学螺栓与混凝土界面的残余摩擦强度,对螺栓与混凝土间的黏结受力过程进行分析,推导了化学螺栓在受拉状态下的荷载-位移曲线的解析方程,同时设计并进行了化学螺栓的直接拉拔试验,用以检验理论方法的可靠性。**【结果】**随着化学螺栓锚固深度增加,锚固体破坏模式逐渐从复杂破坏(混合破坏)转变为螺栓被拉断的单一破坏。与当前常用的三线性黏结-滑移模型计算结果和试验值的标准误差相比,基于四线性黏结-滑移模型计算结果与试验值的标准误差更小,说明本文的理论公式可以更准确地反映在拉拔荷载作用下的螺栓荷载-位移的变化趋势。**【结论】**研究结论可为采用化学螺栓锚固的构件拉拔受力分析提供对应的理论参考。

关键词:化学螺栓;界面黏结;承载力;拉拔试验;临界锚固深度
中图分类号:TU746.3 **文献标志码**:A

Theoretical and experimental study on pull-out bearing capacity of chemical bolt

QI Xiaoming[1,2], LEI Xu[2], LIU Xiaoyan[1], ZHANG Feng[3], SHEN Lian[2]
(1. School of Civil Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China;
2. School of Civil Engineering, Changsha University, Changsha, 410022, China;
3. Institute of Geotechnical and Underground Engineering, Shandong University, Ji'nan 250061, China)

Abstract: [**Purposes**] This paper aims to study the pull-out bearing capacity of chemical bolts anchored in concrete and their corresponding theoretical calculation methods. [**Methods**] Based on the quadrilinear bond-slip constitutive model, the residual friction strength at the interface between chemical bolts and concrete was considered, and the bond stress process between bolts and concrete was analyzed. The analytical equation for predicting the load-displacement curve of chemical bolts in the tensile state was derived. At the same time, a direct pull-out test of chemical bolts was designed and conducted to verify the reliability of the theoretical method. [**Findings**] With the increase in the anchorage depth of chemical bolts, the failure mode of anchorage bodies

收稿日期:2022-09-20;**修回日期**:2022-10-06;**接受日期**:2022-10-07
基金项目:长沙理工大学专业学位研究生"实践创新与业务能力提升计划"项目(SJCX202119)
通信作者:雷旭(1986—)(ORCID: 0000-0002-7228-7165),男,副教授,主要从事桥梁加固、桥梁风工程方面的研究。E-mail:1355262399@qq.com

gradually changes from complex failure (mixed failure) to a single failure in which the bolt is pulled off. Compared with the standard errors (SEs) between the results calculated based on the trilinear model commonly used in anchor rod calculation and measured data, the SEs between the results calculated based on the quadrilinear bond-slip model and measured data are smaller, indicating that the theoretical formula derived in this paper can more accurately reflect the trend of bolt load-displacement under pull-out load. [**Conclusions**] The research conclusion can provide a corresponding theoretical reference for the pull-out stress analysis of components anchored by chemical bolts.

Key words: chemical bolt; interface bonding; bearing capacity; put-out test; critical anchorage depth

Foundation item: Project (SJCX202119) supported by "Practical Innovation and Business Ability Improvement Plan" for Professional Degree Postgraduates of Changsha University of Science & Technology

Corresponding author: LEI Xu (1986—) (ORCID: 0000-0002-7228-7165), male, associate professor, research interest: bridge reinforcement and bridge wind engineering. E-mail: 1355262399@qq.com

0 引言

近年来,桥梁改扩建工程不断增多,同时后锚固技术因其受力合理、施工简便、使用灵活等优点得到广泛应用。当用纤维板/布加固桥梁时,为了充分发挥纤维板/布的作用,以及避免纤维板/布与混凝土之间的黏结失效问题,业界通常采用钢板-螺栓综合锚固的方式来保障纤维板/布与混凝土的黏结效果[1-2]。其中,化学螺栓因其优良的加固效果,得到工程师的喜爱,不仅被用于桥梁加固领域,而且在承重结构的加固方面也得到广泛应用。

化学螺栓构造简单,由螺杆、平垫、螺母及锚固胶组成。化学螺栓包括普通化学螺栓和特殊倒锥形化学螺栓,如图1所示。化学螺栓通过化学黏接剂将锚栓与混凝土体黏接在一起,其中的特殊倒锥形化学螺栓还可以通过倒锥体与混凝土的机械锁键作用保证二者的黏结强度。相比其他种类螺栓,化学螺栓锚固强度更高、耐久性更好,因此更容易被实际工程接受。

在实际加固工程中,螺栓-混凝土锚固体中的锚固界面的黏结性能是保证可靠加固效果的主要因素。许多学者对锚固体锚固界面的黏结性能及力学行为进行了理论分析与试验研究。

在理论研究方面,CHEN等[3]建立了分析模型用于分析锚杆轴力的变化,其结果表明,锚杆轴向载荷从加载端衰减到自由端的过程与拉拔载荷无关;刘波等[4]引入两种考虑界面残余摩擦强度的本构模型,对不同拉拔荷载作用下的锚杆轴力及界面剪应力的分布进行了预测;王燕杰[5]基于断裂力学和弹性力学三维轴对称理论,提出了在拉拔荷载作用下的锚杆破坏全过程中的荷载与位移三维轴对称解析解,并在与试验结果对比后证明了理论解的正确性;郭金刚等[6]基于考虑残余摩擦强度的黏结-滑移模型,模拟研究了界面剪应力及锚固长度对锚固体极限承载力的影响;CAI等[7-8]基于简化的三线性黏结-滑移模型,得到了锚杆在各阶段的荷载-位移关系的解析解;REN等[9]基于YUAN等[10]的研究,采用三线性黏结-滑移模型,得到了在拉拔荷载作用下的锚杆与岩体灌浆界面荷载滑移关系的封闭解;ZHANG等[11]通

图1 化学螺栓

Fig. 1 Chemical bolt

过三线性黏结-滑移模型，分析了锚杆界面剪应力与轴力随外荷载的变化规律，推导并证明了轴力与外荷载在弹性、软化及剥离三个阶段的力学方程；ZHENG等[12]和VACULIK等[13]分别通过三线性、二线性黏结-滑移模型推导了在拉拔荷载作用下，内嵌纤维增强复合材料（fiber reinforced polymer，FRP）筋在各破坏阶段的荷载与位移关系的理论解；王洪涛[14]和李鹏飞等[15]基于四线性黏结-滑移模型，并考虑剪胀效应的影响，提出了锚杆与岩体灌浆界面剪应力与最大荷载的解析解；JAHANGIR等[16]基于拉拔试验结果，提出了一种全灌浆锚杆黏结界面的全新本构模型，该模型可以使用较少的参数计算锚杆的荷载-位移关系，并且该模型已在有限元代码中进行了应用。

除理论研究外，CHE等[17]通过试验分析，对锚固界面的黏结强度与破坏模式之间的关系进行了研究，其研究结果表明，随着界面黏结强度的降低，破坏模式逐渐从复杂破坏转变为沿锚杆黏结界面的单一破坏；蒋铁柱[18]通过群锚的拉拔试验研究了化学螺栓的破坏形态及极限承载力；杨扬[19]、邓素芬[20]、韦康杰[21]对化学螺栓的高温承载力进行了大量试验研究，总结了化学螺栓极限承载力与温度的关系；周冰洋等[22]通过化学螺栓的直接拉拔试验，研究了锚固深度、混凝土强度对化学螺栓承载力的影响；COOK[23]通过试验研究得到了螺栓在不同破坏模式下的极限承载力解析解。

综上所述，目前锚固体锚固界面黏结性能的相关报道主要集中于对锚杆的研究，而对于化学螺栓的研究罕见。因此，本文通过理论分析与试验相结合的方法，对螺栓与混凝土黏结界面的受力过程进行讨论，进而推导了化学螺栓-混凝土锚固体在不同破坏阶段的荷载-位移解析解，有望为化学螺栓在实际工程中的应用提供依据。

1　拉拔荷载作用下螺栓受力分析

1.1　化学螺栓锚固破坏模式及受力模型

业界为评价化学螺栓的抗拔承载力，通常对化学螺栓进行直接拉拔试验，如图2所示。但由于现场试验的测试条件难以控制，而且试验对于结构具有较大的破坏性，因此业界通常用实验室拉拔试验来代替，如图3所示。图3中的p为螺栓受到的外荷载。

许多化学螺栓的拉拔试验研究表明[18,22,24]，化学螺栓在拉拔荷载作用下，主要有以下几种典型破坏形式：

1）螺栓钢材破坏，即螺栓钢材拉断或出现剪切破坏。一般此类破坏有一定的预兆，螺栓有比较明显的变形。2）混凝土锥体破坏。锚固螺栓周边的混凝土以螺栓为中心向四周开裂，形成混凝土锥体，破坏比较突然，基本没有预兆出现，这是一种脆性破坏。3）螺栓与混凝土的黏结失效。其破坏形态表现为螺栓被拔出，其间的承载力由螺栓与混凝土之间的黏结力决定，这是一种没有预兆的脆性破坏。4）混合破坏。破坏形态表现为，螺栓被拔出时，混凝土表面出现锥体破坏，这是一种没有预兆的脆性破坏。

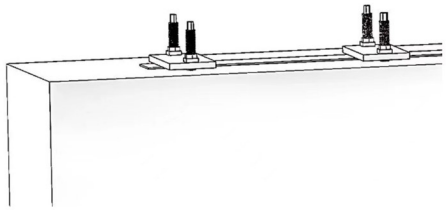


图2　化学螺栓现场拉拔试验

Fig. 2　On-site pull-out test of chemical bolt

图3　化学螺栓实验室拉拔试验

Fig. 3　Laboratory pull-out test of chemical bolt

本文仅通过讨论螺栓与混凝土的剥离破坏过程来研究化学螺栓的抗拔承载力。图3中的实验室模型可以等效为理想化的圆柱体拉拔试验模型，如图4所示。在图4中，等效基体可代表混凝土基体，钻孔后的等效基体孔壁很薄，可以忽略不计。D为圆柱体直径，d为螺栓直径，L为螺栓锚固长度。

本文提出以下假设：

1）化学黏结剂层厚度很小，其数值趋近于零，故本文仅考虑螺栓与混凝土界面的黏结失效。

2）等效基体与化学螺栓均是弹性体，在拉拔荷载作用下会产生变形。

3）化学螺栓仅处于单轴拉伸状态，螺栓-混

凝土界面仅发生界面剪切变形。

在轴向拉拔荷载作用下,化学螺栓受力模型如图5所示,其中:dx为锚固单元长度;τ_b为螺栓界面剪应力;σ_b、σ_c分别为螺栓与等效基体材料的轴向应力;dσ_b、dσ_c分别为螺栓与等效基体材料微段的应力增加值。

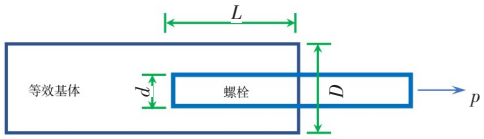


图4 化学螺栓理想拉拔试验

Fig. 4 Ideal pull-out test of chemical bolt

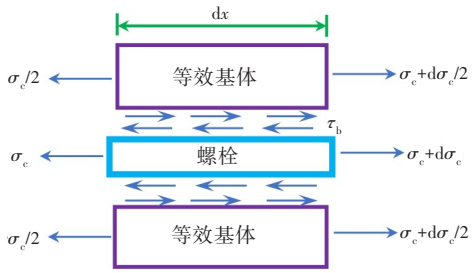


图5 螺栓受力模型

Fig. 5 Model of bolt stress

1.2 四线性黏结-滑移模型

本研究遵循YUAN等[10]的思路进行理论推导。当FRP-混凝土界面完全剥离后,界面剪应力完全消失,此时,双线性黏结-滑移模型是足够的,如图6所示。图6中的τ为FRP与混凝土之间的界面剪应力,τ_{max}为最大界面剪应力,ε为FRP与混凝土之间的滑移量,ε_1为最大界面剪应力对应的滑移量,ε_2为界面剪应力消失时的滑移量。但在使用锚固胶填充螺栓与混凝土体之间的空隙时,通常螺栓会受到一种挤压力。而特殊倒锥形化学螺栓的倒锥体与混凝土之间的挤压力可以分解成水平剪应力和垂直挤压力,这也会使螺栓受到挤压力作用。在实际工程中,如果螺栓未垂直安装,混凝土基体也会对螺栓产生法向压力。当螺栓与混凝土基体剥离后,法向压力等因素的作用会使得螺栓-混凝土界面存在摩擦力。

考虑摩擦力,本文采用简化四线性黏结-滑移模型来模拟界面黏结应力与滑移的关系[25],如图7所示。图7中的δ为螺栓与等效基体之间的相对位移,δ_1为最大界面剪应力对应的滑移量,δ_2为最大界面剪应力消失时的滑移量,δ_3为失效前的最大滑移量。从图7看出,当荷载较小时,界面处于弹性状态,即上升阶段;随着荷载增加,螺栓与基体之间的压碎与剪切破坏进一步发展,界面进入硬化状态,最大界面剪应力保持不变,即水平阶段;随着荷载继续增大,部分界面黏结强度不断降低并进入软化状态,即下降阶段;最后有一个水平阶段表示完全剥离后的非零残余摩擦强度。

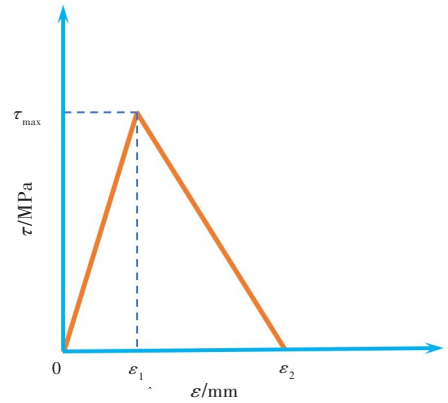


图6 FRP-混凝土拉-推剪切试验模型

Fig. 6 FRP-concrete tension-push shear test model

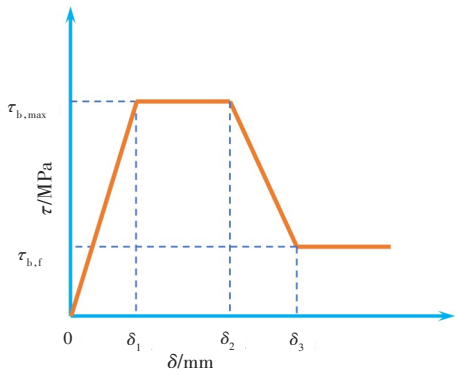


图7 四线性黏结-滑移模型

Fig. 7 Quadrilinear bond-slip model

四线性黏结-滑移模型可用式(1)表示:

$$\tau(\delta)=\begin{cases} k_1\delta & 0\leqslant\delta\leqslant\delta_1 \\ \tau_{b,max} & \delta_1<\delta\leqslant\delta_2 \\ \tau_{b,max}-k_2(\delta-\delta_2) & \delta_2<\delta\leqslant\delta_3 \\ \tau_{b,f} & \delta_3<\delta \end{cases} \tag{1}$$

式中:$\tau_{b,max}$为最大界面剪应力;$\tau_{b,f}$为界面残余摩擦应力,并且$\tau_{b,f}=\alpha\tau_{b,max}$,其系数$\alpha$的数值需要根据不同界面性质确定;$k_1$、$k_2$分别为上升、下降段的直线斜率,$k_1=\tau_{b,max}/\delta_1$、$k_2=(\tau_{b,max}-\tau_{b,f})/(\delta_3-\delta_2)$。

1.3 界面微分方程

以螺栓为研究对象,分析螺栓受力可得

$$\mathrm{d}\sigma_b/\mathrm{d}x-\tau_b Z_b/A_b=0 \tag{2}$$

式中：Z_b为螺栓底面周长；A_b为螺栓底面面积。

黏结界面及螺栓、等效基体材料的本构方程可以表示为

$$\tau_b=\tau(\delta) \tag{3}$$

$$\sigma_b = E_b \mathrm{d}u_b/\mathrm{d}x \tag{4}$$

$$\sigma_c = E_c \mathrm{d}u_c/\mathrm{d}x \tag{5}$$

式中：E_b与E_c分别为螺栓与等效基体的弹性模量；du_b与du_c分别为螺栓与等效基体微段的滑移量。

设螺栓与等效基体之间的相对位移为δ，根据文献[10]存在

$$\delta=u_b-u_c \tag{6}$$

式中：u_b与u_c分别为螺栓与等效基体的位移。

在微段截面上没有外力作用时，由等效基体与螺栓的受力平衡可以得出：

$$\sigma_b A_b + \sigma_c A_c = 0 \tag{7}$$

式(2)~(7)联立，可得界面微分方程如下：

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 - \lambda\tau(\delta) = 0 \tag{8}$$

$$\sigma_b = \left[E_b E_c A_c/\left(E_b A_b + E_c A_c\right)\right]/(\mathrm{d}\delta/\mathrm{d}x) \tag{9}$$

式中：$\lambda = Z_b\left(1/E_b A_b + 1/E_c A_c\right)$；$A_c$为等效基体的横截面积。

依据螺栓与基体黏结破坏过程，对各阶段受力情况进行力学分析。下文公式推导仅给出相对位移δ的解析方程，螺栓界面剪应力τ_b和轴向应力σ_b的解析方程可分别由式(1)与式(9)计算得到。

1.4　各阶段力学解析方程推导

本文对已有文献成果进行总结[13, 25-26]，根据黏结-滑移本构模型提出：当螺栓锚固长度较小时，螺栓-混凝土界面破坏会经历7个阶段，即弹性阶段、弹性-硬化阶段、完全硬化阶段、硬化-软化阶段、完全软化阶段、软化-剥离阶段及完全剥离阶段，如图8所示。在图8中，a为硬化段长度；b为软化段长度；d为剥离段长度；x_1为弹性段向硬化段过渡点的坐标；x_2为硬化段向软化段过渡点的坐标；x_3为软化段向剥离段过渡点的坐标。

螺栓-混凝土界面破坏经历的7个阶段如下：

1）弹性阶段。当荷载较小时，部分界面剪应力比较小，当加载端的剪应力达到最大值$\tau_{b,max}$时，弹性阶段结束。在此阶段内，螺栓肋条或倒锥体穿透基体材料，使基体出现局部破碎或微裂纹。

2）弹性-硬化阶段。加载端局部剪应力达到最大后并不会破坏，而是保持最大剪应力$\tau_{b,max}$不变并向自由端传递，此时荷载还可以继续增加。

3）完全硬化阶段。螺栓与基体之间的压碎与剪切破坏进一步发展，此时沿着螺杆的全长界面全部进入硬化阶段。

4）硬化-软化阶段。随着荷载不断增加，加载端螺栓与基体之间的压碎与剪切破坏进一步发展，界面强度不断降低，逐渐进入软化阶段。

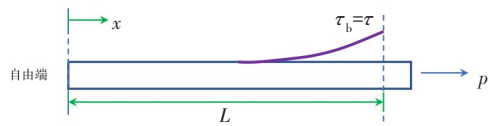
5）完全软化阶段。随着荷载继续增加，沿着螺杆的全长，黏结界面全部进入软化阶段。

6）软化-剥离阶段，因荷载持续作用，加载端界面开始出现剥离，界面剪应力减小为界面残余摩擦力$\tau_{b,f}$。

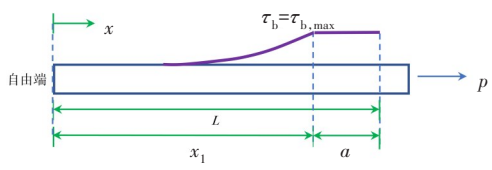
7）完全剥离阶段。界面沿着螺杆全长范围黏结失效，完全剥离，此时仅存在残余摩擦力$\tau_{b,f}$。

根据上述结果，螺栓锚固界面破坏过程分为不同阶段，而且每个阶段对应的τ-δ关系各不相同。因此，在确定了各个阶段的τ-δ关系及边界条件后，利用式(8)可得到精确解析解。

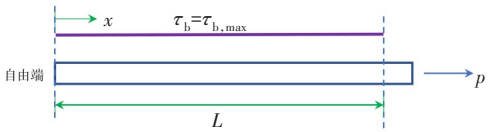
当荷载较小时，不管螺栓有效锚固长度有多长，锚固界面均会进入弹性阶段，整个范围内的荷载-位移曲线呈现出线性关系；当加载端位移达到δ_1时，界面状态开始进入弹性-硬化阶段；此后，界面受力状态归属阶段判断取决于螺栓的有效锚固长度。当螺栓有效锚固长度较小时，自由端位移达到δ_1后，界面受力状态全部处于完全硬化阶段，一直到加载端位移等于δ_2，此时的界面受力状态逐渐进入硬化-软化阶段；随着荷载增加，当自由端位移达到δ_2后，界面受力状态全部处于完全软化阶段，一直到加载端位移等于δ_3，此时的界面受力状态逐渐进入软化-剥离阶段；随后，自由端位移达到δ_3，此时的螺栓与混凝土基体之间的界面黏结完全被破坏，二者界面仅剩余残余摩擦强度。



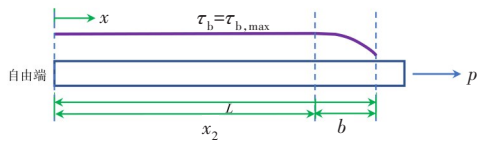
(a) 弹性阶段



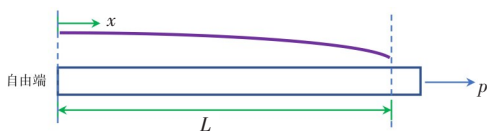
(b) 弹性-硬化阶段



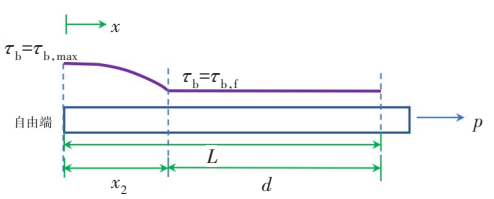
(c) 完全硬化阶段



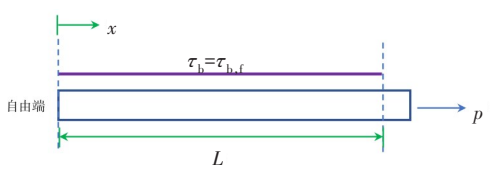
(d) 硬化-软化阶段



(e) 完全软化阶段



(f) 软化-剥离阶段



(g) 完全剥离阶段

图8 受力过程

Fig. 8 Stress process

根据上述理论分析,后文将对锚固界面在不同受力阶段的力学解析方程进行推导。

1.4.1 弹性阶段

当轴向拉拔荷载较小时,螺栓与等效基体界面处于弹性状态。在此阶段内,只有部分界面受的荷载较大,其余部分界面受应力较小,如图8(a)所示。

由式(1)与式(8)得此阶段内的界面微分方程为

$$d^2\delta/dx^2 - k_1\lambda\delta = 0 \tag{10}$$

边界条件为x=0时,σ_b=0;x=L时,σ_b=$p/\pi r^2$。

由边界条件及式(8)解上述方程得

$$\delta(x) = p/\lambda_1\pi r^2 \times (A_b/E_cA_c + 1/E_b) \times \left[\cosh(\lambda_1 x)/\sinh(\lambda_1 L)\right] \tag{11}$$

式中:$\lambda_1 = \sqrt{k_1\lambda}$;$r$为螺栓半径。

将加载端x=L处的位移定义为螺栓加载端位移,记为Δ,由式(11)可得

$$p = \lambda_1\pi r^2 \tanh(\lambda_1 L)\Delta/\left[A_b/(E_cA_c) + 1/E_b\right] \tag{12}$$

1.4.2 弹性-硬化阶段

随着拉拔荷载不断增加,加载端界面进入硬化状态,加载端界面剪应力保持为最大剪应力$\tau_{b,max}$。随着硬化段长度不断增加,拉拔荷载随之增加,如图8(b)所示。

由式(1)与式(8)得到此阶段内的界面微分方程为

$$d^2\delta/dx^2 - k_1\lambda\delta = 0 \tag{13}$$

$$d^2\delta/dx^2 - \lambda\tau_{b,max} = 0 \tag{14}$$

其中,界面状态在x=x_1处保持连续。此时,边界条件成立,即x=0时,σ_b=0;σ_b在x=x_1处连续;x=x_1时,δ=δ_1,τ=$\tau_{b,max}$;x=L时,σ_b=$p/\pi r^2$。

由边界条件及式(13)得弹性阶段相对位移方程

$$\delta(x) = \delta_1\cosh(\lambda_1 x)/\cosh(\lambda_1 x_1) \tag{15}$$

由边界条件及式(14)得软化阶段相对位移方程为

$$\delta(x) = \delta_1\lambda_1\tanh(\lambda_1 x_1)(x - x_1) + \lambda\tau_{b,max}(x - x_1)^2/2 \tag{16}$$

由边界条件及式(9)、式(16)得

$$p = \left[E_bE_cA_c\pi r^2/(E_bA_b + E_cA_c)\right] \times \left[\delta_1\lambda_1\tanh(\lambda_1 x_1) + \lambda\tau_{b,max}(L - x_1)\right] \tag{17}$$

由式(16)得加载端位移Δ=$\delta(L)$。

1.4.3 完全硬化阶段

随着荷载不断增加,弹性阶段完全消失,锚固界面进入完全硬化阶段,此时仍能继续承载,如图8(c)所示。

由式(1)及式(8)得此阶段内的界面微分方程为

$$d^2\delta/dx^2 - \lambda\tau_{b,max} = 0 \tag{18}$$

其边界条件为x=0时,σ_b=0,$\delta(0)$=δ_1。

由该边界条件及式(18)得软化阶段相对位移方程,如下:

$$\delta(x) = \delta_1 + \lambda\tau_{b,max}x^2/2 \tag{19}$$

$$\tau_{b,max} = p/Z_bL \tag{20}$$

若界面状态处于全部硬化阶段,必有$\Delta\leqslant\delta_2$。

此时，由式(19)得界限锚固长度L_1。

$$L_1 = \sqrt{2(\delta_2 - \delta_1)/\lambda\tau_{b,\max}} \tag{21}$$

如果$L \leqslant L_1$，界面破坏状态处于完全硬化阶段；反之，界面破坏状态处于弹性-硬化-软化阶段。

1.4.4　硬化-软化阶段

随着荷载继续增加，加载端螺栓与基体之间的压碎与剪切破坏进一步发展，加载端界面强度不断降低并逐渐进入软化阶段，此时仍能继续承载，如图8(d)所示。

由式(1)与式(8)可得此阶段内的界面微分方程为

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 - \lambda\tau_{b,\max} = 0 \tag{22}$$

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 + \lambda k_2\delta = \lambda k_2\left(\delta_2 + \tau_{b,\max}/k_2\right) \tag{23}$$

界面状态在$x=x_2$处保持连续。此时，边界条件成立，即$x=0$时，$\sigma_b=0$；σ_b在$x=x_2$处连续；$x=x_2$时，$\delta=\delta_2$，$\tau=\tau_{b,f}$；$x=L$时，$\sigma_b=p/\pi r^2$。

由上述边界条件及式(22)得

$$\delta(x) = \delta_2 + \lambda\tau_{b,\max}(x^2 - x_2^2)/2 \tag{24}$$

由上述边界条件及式(23)得

$$\delta(x) = \lambda\tau_{b,\max}x_2\sin\left[\lambda_2(x - x_2)\right]/\lambda_2 + (\delta_2 - \delta_b)\times\cos\left[\lambda_2(x - x_2)\right] + \delta_b \tag{25}$$

由上述边界条件及式(9)、式(25)得

$$P = \left[E_bE_cA_c\pi r^2/\left(E_bA_b + E_cA_c\right)\right]\times\left\{\begin{array}{l}\lambda\tau_{b,\max}x_2\cos\left[\lambda_2(L - x_2)\right] - \\ \lambda_2(\delta_2 - \delta_b)\sin\left[\lambda_2(L - x_2)\right]\end{array}\right\} \tag{26}$$

式中：$\lambda_2 = \sqrt{k_2\lambda}$；$\delta_b=\delta_2+\tau_{b,\max}/k_2$。

1.4.5　完全软化阶段

随着荷载持续增加，硬化阶段完全消失，锚固界面进入完全软化阶段，此时仍能继续承载，如图8(e)所示。

由式(1)与式(8)得此阶段内的界面微分方程为

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 + \lambda k_2\delta = \lambda k_2\left(\delta_2 + \tau_{b,\max}/k_2\right) \tag{27}$$

解得$\delta(x) = c_1\sin\left(\lambda_2 x\right) + c_2\cos\left(\lambda_2 x\right) + \delta_b$ (28)

式中：c_1、c_2是微分方程解出来的常数；对应边界条件为$x=0$时，$\sigma_b=0$；$x=L$时，$\sigma_b=p/\pi r^2$。

由边界条件及式(8)、式(28)可得

$$\delta(x) = -p\left(E_bA_b + E_cA_c\right)\cos\left(\lambda_2 x\right)/\left[\lambda_2\pi r^2\times E_bE_cA_c\sin\left(\lambda_2 L\right)\right] + \delta_b \tag{29}$$

加载端位移Δ可由式(30)求得

$$\Delta = \delta(L) = -p\left(E_bA_b + E_cA_c\right)\cos\left(\lambda_2 L\right)/\left[\lambda_2\pi r^2\times E_bE_cA_c\sin\left(\lambda_2 L\right)\right] + \delta_b \tag{30}$$

由上式得

$$p = -\frac{\lambda_2\pi r^2\left(\Delta - \delta_b\right)\tan\left(\lambda_2 L\right)E_bE_cA_c}{E_cA_c + E_bA_b} \tag{31}$$

若界面破坏状态处于完全软化阶段，则有$\Delta \leqslant \delta_3$。因此，界限锚固长度$L_2$可由式(26)推导得出

$$L_2 = \arccos\left(\tau_{b,f}/\tau_{b,\max}\right)/\lambda_2 \tag{32}$$

如果$L \leqslant L_2$，则界面破坏状态将处于完全软化阶段；反之，界面破坏状态处于弹性-软化-剥离阶段。

1.4.6　软化-剥离阶段

随着拉拔荷载持续作用，加载端界面黏结强度不断降低，最终加载端出现剥离破坏，进入软化-剥离阶段，如图8(f)所示。

由式(1)与式(8)得此阶段内的界面微分方程为

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 + \lambda k_2\delta = \lambda k_2\left(\delta_1 + \tau_{b,\max}/k_2\right) \tag{33}$$

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 - \lambda\tau_{b,f} = 0 \tag{34}$$

界面状态在$x=x_3$处保持连续。此时，边界条件成立，即$x=0$时，$\sigma_b=0$；σ_b在$x=x_3$处连续；$x=x_2$时，$\delta=\delta_2$，$\tau=\tau_{b,f}$；$x=L$时，$\sigma_b=p/\pi r^2$。

由边界条件及式(33)得

$$\delta(x) = (\delta_2 - \delta_b)\cos\left(\lambda_2 x\right)/\cos\left(\lambda_2 x_2\right) + \delta_b \tag{35}$$

由边界条件及式(34)得

$$\delta(x) = \lambda\tau_{b,f}\left(x - x_3\right)^2/2 + \lambda_2\left(\delta_b - \delta_3\right)\tan\left(\lambda_2 x_3\right)\left(x - x_3\right) + \delta_2 \tag{36}$$

由边界条件及式(9)、式(36)得

$$p = E_bE_cA_c\pi r^2\times\frac{\lambda\tau_{b,f}\left(L - x_3\right) + \lambda_2\left(\delta_b - \delta_3\right)\tan\left(\lambda_2 x_3\right)}{E_bA_b + E_cA_c} \tag{37}$$

1.4.7　完全剥离阶段

随着拉拔荷载持续作用，软化段全部消失，界面完全剥离。此时，承载力仅由界面摩擦力提供，如图8(g)所示。

由式(1)与式(8)得此阶段内的界面微分方程为

$$\mathrm{d}^2\delta/\mathrm{d}x^2 - \lambda\tau_{b,f} = 0 \tag{38}$$

其边界条件成立，即$x=0$时，$\sigma_b=0$；$\Delta_0=\delta_3$，Δ_0为自由

端位移。

解得$\delta(x)=\lambda\tau_{b,f}x^2/2+\delta_3$ (39)

在此阶段,所有抗力均由界面摩阻力提供,如式(40)所示:

$$p=\tau_{b,f}Z_bL \tag{40}$$

上述过程分析了化学螺栓-混凝土界面破坏所经历的7个阶段,并推导了各阶段的荷载-位移曲线的解析方程,形象地揭示了螺栓锚固深度、材料特性等因素对拉拔荷载的影响。

2 拉拔试验

为研究化学螺栓的抗拔承载力,检验上述理论公式的合理性,以M8特殊倒锥形化学螺栓为例,对螺栓进行了直接拉拔试验。本研究通过测试荷载与位移的关系,检验解析方程的可靠性;此外,通过拉拔试验还对化学螺栓在不同锚固深度下的破坏模式进行研究,为化学螺栓在实际工程中的应用提供依据。

2.1 模型设计

本研究在试验前浇筑了5个C30素混凝土试块、两个C40素混凝土试块,其尺寸均为150 mm×150 mm×150 mm。其中,一个C30和一个C40的素混凝土试块用于测试混凝土的实际强度,其余用于螺栓拉拔试验。《混凝土结构后锚固技术规程》(JGJ 145—2013)[24]规定:对于化学螺栓,基材混凝土厚度h_c不应小于$h_{ef}+2d_0$,且h_c应大于100 mm,其中h_{ef}为螺栓锚固深度,d_0为钻孔直径。在试验中,螺栓采用M8特殊倒锥形化学螺栓(5.8级镀锌钢)及与之匹配的锚固胶,d_0为10 mm,螺栓锚固深度见表1。所有试验材料均满足上述规定。

本研究在混凝土块浇筑完成养护28 d后[27],在模型试块中间打孔并安装化学螺栓,然后在完成养护48 h后进行拉拔试验。试验测试得到混凝土试块的实际强度分别为29.5、41.0 MPa。

表1 螺栓数量

Table 1 Number of bolts

螺栓锚固深度/mm	试件编号	单个试件螺栓根数/根
60	C30-60	1
70	C30-70	1
	C40-70	1
80	C30-80	1
90	C30-90	1

2.2 仪器设备及试验过程

试验装置由液压伺服万能试验机(最大拉力为500 kN)、钢框架等组成,如图9所示。试验时,使用高强螺栓连接器及同型号螺栓将试验螺栓加长,以方便对螺栓加载,同时使用拉线式位移计(最大量程为50 mm)来测量螺栓加载端位移值。

加载之前,要确保钢框架底面保持水平,同时开启油泵对螺栓进行预紧,以消除混凝土块与钢框架之间的间隙。试验时,采用位移连续加载,加载速度为2 mm/min,同时开启加载系统和数据采集系统分别采集试验力和螺栓加载端位移,并观察基材混凝土与螺栓的受力情况,直至试件发生破坏。当螺栓被拉断或者被拔出时,锚固体的锚固系统失效,试验结束。

图9 试验装置

Fig. 9 Test device

2.3 试验结果及分析

2.3.1 锚固体破坏模式分析

在螺栓锚固长度不同时,锚固体的破坏模式也不同。随螺栓锚固长度增加,破坏模式由混合破坏转变为螺栓钢材被拉断。不同锚固体的破坏形态如图10所示。

螺栓在锚固深度为60、70 mm时，在拉力作用下会出现混合破坏，如图10(a)~10(c)所示。此时，锚固界面剪应力比界面允许应力大。ELIGEHAUSEN等[28-29]提出，当锚栓锚固深度为50~75 mm时，容易发生混凝土锥体破坏。本试验结果与已有研究成果较为符合。

当螺栓锚固深度为80、90 mm时，螺栓在所受拉力达到一定程度时被拉断，如图10(d)~10(e)所示。此时，螺栓-混凝土锚固界面没有出现明显滑移，界面剪应力比界面允许剪应力要小，螺栓强度得到了充分利用。依据试验结果，M8特殊倒锥形化学螺栓的临界锚固深度可以取值为80 mm。

(a) C30-60

(b) C30-70

(c) C40-70

(d) C30-80

(e) C30-90

图10　破坏形态

Fig. 10　Failure mode

2.3.2　试验荷载-位移曲线分析

试验荷载-位移曲线如图11所示。由图11可以发现：

1）当锚固深度较浅(60、70 mm)时，螺栓荷载-位移曲线按位移分为4部分，即微滑移阶段[0,O]、混凝土基体内部裂缝开展阶段(O,Q]、螺栓拔出阶段(Q,T]及残余摩擦阶段(大于T)。

其中，在微滑移阶段内，螺栓的荷载与滑移之间的关系几乎呈现出线性行为，荷载的快速增加几乎不会引起螺栓与混凝土基体之间的相对滑移。当混凝土基体内部裂缝开始出现并发展时，螺栓荷载与滑移之间的关系逐渐变化为非线性关系。在此阶段内，荷载不断增加，螺栓与混凝土基体之间的滑移增幅逐渐增大。当拉拔荷载达到最大值后，界面剪应力超过界面允许剪应力；此时，螺栓与混凝土基体之间的黏结发生破坏，进而导致螺栓逐渐被拔出。螺栓在被拔出时受到的荷载逐渐减小，这是因为螺栓在此阶段内的抗拔承载力主要由倒锥体与混凝土基体之间的机械锁键作用及界面摩擦力组成，而界面黏结力几乎完全消失，并且机械锁键作用也会随螺栓被拔出而逐渐消失。随着试验继续进行，曲线逐渐进入残余摩擦阶段。该阶段的荷载仅由界面摩擦力提供，并减小到最小值，同时，螺栓与混凝土基体之间的相对滑移明显快速增加。

2）在试验初期，螺栓荷载近于线性增大。当锚固深度h<80 mm时，螺栓达到极限荷载后，其荷载随位移增加而降低，最终趋于稳定，此时仅存在界面摩擦力；当锚固深度h≥80 mm时，螺栓在极限抗拉强度时被拉断，拉断前的螺栓钢筋呈现较明显的塑性变形。

3）在荷载-位移曲线的上升段，当螺栓处于同一标号混凝土基体时，不同锚固深度螺栓的荷载-位移曲线趋于重合。这表明，滑移量主要为螺栓本身的拉伸变形，而受螺栓锚固深度的影响不大。

4）锚固体的极限荷载及界面非零残余摩擦强度随混凝土强度等级提高而增大。究其原因为，随着混凝土基体强度等级提高，螺栓与混凝土界面的黏结力及界面摩擦系数增大，而且倒锥体与混凝土基体之间的机械锁键作用亦会随之增强。

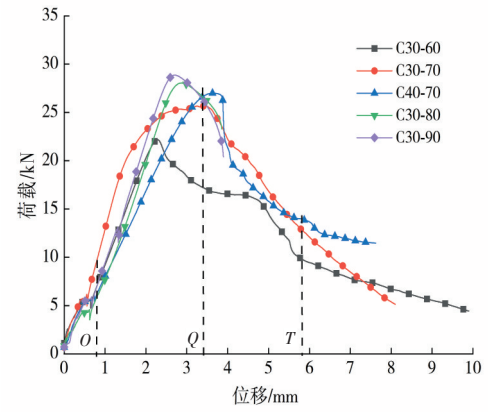


图11 不同破坏形态下的螺栓荷载-位移曲线

Fig. 11 Bolt load-displacement curve under different failure modes

2.3.3 螺栓锚固深度对抗拔力的影响

螺栓所受荷载见表2。由表2可以看出:

1)随着螺栓锚固深度增加,锚固体所受荷载增加。当达到临界锚固深度(80 mm)后,荷载趋于稳定。

究其原因,就是随着螺栓锚固深度增加,螺栓与混凝土界面黏结力、摩擦力增大及倒锥体与混凝土的机械锁键作用增强。当螺栓锚固深度较大时,锚固体可以承受较大荷载而不被破坏;当锚固深度达到临界锚固深度后,在界面剪应力超过界面允许剪应力之前,螺栓受到极限受拉荷载而被拉断;此后,锚固深度增加,但试验荷载不再增长,锚固体所受最大荷载即螺栓极限受拉荷载。

2)当出现螺栓拉断破坏时,试验荷载趋于一致,但稍有差异。其中的差异可能源于不同螺栓之间的材质差异、出厂手册中的螺栓材质与实际的不符及试验误差。

表2 拉拔试验承载力

Table 2 Bearing capacity of pull-out test

试件编号	试验最大荷载/kN	解析公式计算最大荷载/kN	修正后最大荷载/kN	破坏形态
C30-60	22.3	23.9	21.7	混合破坏
C30-70	25.2	27.8	25.1	
C40-70	27.1	29.6	26.1	
C30-80	28.1			螺栓拉断
C30-90	28.6			

2.4 理论解析与试验结果对比

在本节中,本课题组使用本文推导的解析公式来计算绘制加载过程中的螺栓荷载-位移曲线,并将理论结果与试验结果进行比较。

材料几何性能为$r=r_b$=4 mm、E_b=210 GPa,黏结-滑移参数为[25]δ_1=2 mm、δ_2=2.5 mm、δ_3=6 mm、$\tau_{b,max}$=12.7 MPa、$\tau_{b,f}$=5.1 MPa。将上述参数代入式(18)、式(28),计算得到L_1=94 mm、L_2=190 mm,两者均大于L=60 mm。故可由前文解析公式得到锚固深度为60 mm的螺栓在破坏过程中的荷载-位移曲线;使用同样的计算方法得到螺栓锚固深度为70 mm的螺栓荷载-位移曲线,并与试验曲线进行比较,如图12所示。显然,本文提出的解析方程可以预测螺栓在受拉过程中的荷载变化趋势。

由图12还可以看出,峰值荷载处的理论计算值大于试验值。究其原因是理论计算公式未充分考虑混凝土锥体破坏的影响。COOK[23]提出了螺栓混凝土在发生混合破坏时的混凝土锥体承载力N_{cone}计算公式。

$$N_{cone} = 0.92h_{cone}^2\sqrt{f'} \tag{41}$$

式中:h_{cone}为混凝土锥体高度,文中C30-60、C30-70、C40-70的h_{cone}分别为22、25、27 mm;f'为混凝土圆柱体抗压强度标准值。

混凝土锥体产生的过程与螺栓黏结失效过程同步[30-31],因此在弹性阶段之后的各个阶段均应扣除混凝土锥体对承载力的影响。在去除混凝土锥体的破坏影响后,理论曲线与实测曲线如图13所示。与图12的相比,图13中的修正后的曲线与实测曲线吻合效果较好,其中的SE是标准误差(standard error)。

通过比较表2中试验与理论最大荷载可以看出,在去除混凝土锥体破坏影响后,本文推导的解析公式可以较好地反映构件破坏时的极限荷载,为实际工程提供参考。从图12~13和表2还可以看出,抗拔力随锚栓锚固深度、混凝土强度等级的提高而增大。

文献[13]基于三线性黏结-滑移模型,提出了当FRP筋锚固深度较短时的荷载-位移关系的解析方程。使用文献[13]中的解析公式和本文的参数计算得到修正后的螺栓荷载-位移曲线,如图14所示。由图14可以看出,文献[13]提出的解析公式也可反映螺栓荷载的变化趋势,但不能准确反映螺栓位移的变化。对比图13~14还可以看出,本文依据四线性黏结-滑移模型提出的解析方程

可以更好地反映螺栓荷载-位移的变化。经比较，对于 C30-60、C30-70、C40-70，本文公式的计算数据与试验值的标准误差（分别为 1.01、1.12、2.22）与三线性模型的（分别为 1.06、1.37、2.26）更小。相较于文献[13]，本文提出的解析解与实测结果更加吻合，可更好反映化学螺栓荷载-位移的变化。

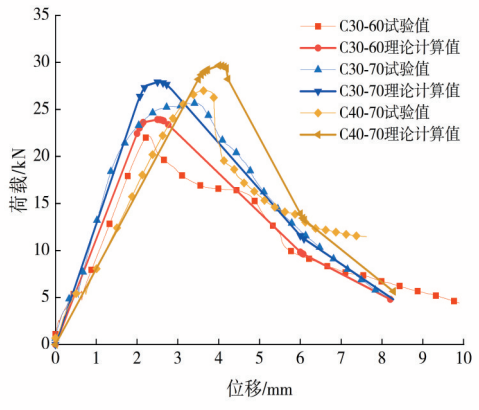


图 12　理论值与试验值对比

Fig. 12　Comparison between theoretical value and test value

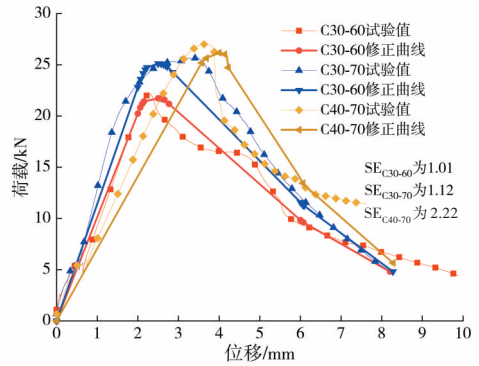


图 13　修正理论值与试验值对比

Fig. 13　Comparison between corrected theoretical value and test value

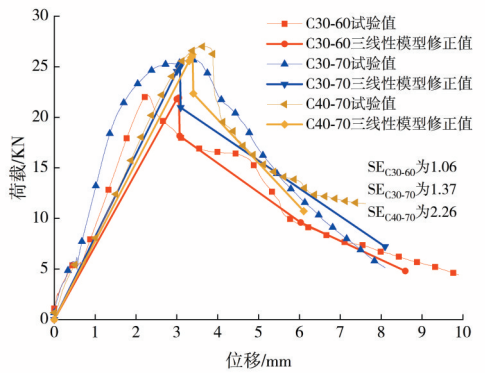


图 14　三线性模型修正理论值与试验值对比

Fig. 14　Comparison between corrected theoretical value and test value of trilinear model

3　结论

本文根据四线性黏结-滑移模型，推导了化学螺栓与混凝土黏结界面剥离破坏过程中的荷载-位移解析方程，进行了不同锚固深度、不同混凝土强度的螺栓-混凝土直接拉拔试验，并将试验曲线与理论计算结果进行对比，验证了本文理论推导的可靠性。本文主要结论如下：

1）在去除混凝土锥体破坏影响后，与三线性黏结-滑移模型相比，四线性黏结-滑移模型的计算结果与试验结果的标准误差更小。这说明，基于四线性黏结-滑移模型提出的解析方程的计算结果与试验结果更贴合，可以更好地反映螺栓在拉伸状态下的力学行为。

2）在不同锚固深度条件下，螺栓的锚固失效模式不同。随着螺栓锚固长度增加，螺栓的锚固失效模式分为螺栓拉断破坏和混合破坏两种。当螺栓锚固深度足够时，完全的黏结破坏一般不会发生。

3）随锚固长度增加，螺栓承受的抗拔力增加；当锚固深度达到临界锚固深度后，螺栓抗拔力达到螺栓的极限抗拉强度，其数值基本不变。

[参考文献]

[1] WU Y F, HUANG Y. Hybrid bonding of FRP to reinforced concrete structures [J]. Journal of Composites for Construction, 2008, 12(3): 266-273. DOI: 10.1061/(ASCE)1090-0268(2008)12: 3(266).

[2] 胡程鹤. 改进的复合黏结 FRP 技术的试验研究[D]. 大连：大连理工大学, 2011.
HU Chenghe. Experimental study on improved hybrid bonded FRP technique[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2011.

[3] CHEN J H, HE F L, ZHANG S B. A study of the load transfer behavior of fully grouted rock bolts with analytical modelling[J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2020, 30(1): 105-109. DOI: 10.1016/j.ijmst.2019.12.010.

[4] 刘波，胡卸文，白凯文，等. 基于界面本构模型的锚杆张拉受力分析[J]. 长江科学院院报，2019, 36(6): 77-82. DOI: 10.11988/ckyyb.20171139.
LIU Bo, HU Xiewen, BAI Kaiwen, et al. Stress analysis of anchor in tension based on interface constitutive model [J]. Journal of Yangtze River Scientific Research Institute, 2019, 36(6): 77-82.

DOI: 10.11988/ckyyb.20171139.

[5] 王燕杰. 锚杆拉拔破坏全过程的三维轴对称解析方法[D]. 大连: 大连理工大学, 2020. DOI: 10.26991/d.cnki.gdllu.2020.003994.
WANG Yanjie. Three-dimensional axisymmetric analytical method for whole pull-out failure process of anchor[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2020. DOI: 10.26991/d.cnki.gdllu.2020.003994.

[6] 郭金刚, 李耀晖, 何富连, 等. 基于残余剪切强度的全长黏结锚杆拉拔模拟[J]. 岩土力学, 2021, 42(11): 2953-2960. DOI: 10.16285/j.rsm.2021.0544.
GUO Jingang, LI Yaohui, HE Fulian, et al. Pullout simulation on fully grouted rock bolts based on residual shear strength[J]. Rock and Soil Mechanics, 2021, 42(11): 2953-2960. DOI: 10.16285/j.rsm.2021.0544.

[7] CAI Y, ESAKI T, JIANG Y J. An analytical model to predict axial load in grouted rock bolt for soft rock tunnelling [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2004, 19(6): 607-618. DOI: 10.1016/j.tust.2004.02.129.

[8] CAI Y, ESAKI T, JIANG Y J. A rock bolt and rock mass interaction model [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2004, 41(7): 1055-1067. DOI: 10.1016/j.ijrmms.2004.04.005.

[9] REN F F, YANG Z J, CHEN J F, et al. An analytical analysis of the full-range behaviour of grouted rockbolts based on a tri-linear bond-slip model[J]. Construction and Building Materials, 2010, 24(3): 361-370. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2009.08.021.

[10] YUAN H, TENG J G, SERACINO R, et al. Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints [J]. Engineering Structures, 2004, 26(5): 553-565. DOI: 10.1016/j.engstruct.2003.11.006.

[11] ZHANG W L, HUANG L, JUANG C H. An analytical model for estimating the force and displacement of fully grouted rock bolts [J]. Computers and Geotechnics, 2020, 117: 103222. DOI: 10.1016/j. compgeo. 2019. 103222.

[12] ZHENG J J, DAI J G. Analytical solution for the full-range pull-out behavior of FRP ground anchors [J]. Construction and Building Materials, 2014, 58: 129-137. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2014.01.097.

[13] VACULIK J, STURM A B, VISINTIN P, et al. Modelling FRP-to-substrate joints using the bilinear bond-slip rule with allowance for friction: full-range analytical solutions for long and short bonded lengths [J]. International Journal of Solids and Structures, 2018, 135: 245-260. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2017.11.024.

[14] 王洪涛. 岩体锚固失效机理及预应力锚固围岩承载性能研究[D]. 济南: 山东大学, 2015.
WANG Hongtao. Study on failure mechanism of rock anchoring and bearing performances of prestress anchored surrounding rock [D]. Ji'nan: Shandong University, 2015.

[15] 李鹏飞, 黄靖络, 王帆. 锚杆受拉拔荷载渐进失效全过程与影响因素[J]. 北京工业大学学报, 2021, 47(4): 346-356. DOI: 10.11936/bjutxb2020100002.
LI Pengfei, HUANG Jingluo, WANG Fan. Progressive failure process and influencing factors of bolts under the loading of pullout[J]. Journal of Beijing University of Technology, 2021, 47(4): 346-356. DOI: 10.11936/bjutxb2020100002.

[16] JAHANGIR E, BLANCO-MARTÍN L, HADJ-HASSEN F, et al. Development and application of an interface constitutive model for fully grouted rock-bolts and cable-bolts [J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2021, 13(4): 811-819. DOI: 10.1016/j.jrmge.2021.03.011.

[17] CHE N, WANG H N, JIANG M J. DEM investigation of rock/bolt mechanical behaviour in pull-out tests[J]. Particuology, 2020, 52: 10-27. DOI: 10.1016/j.partic. 2019.12.006.

[18] 蒋铁柱. 群锚受力性能试验研究[D]. 唐山: 河北联合大学, 2013.
JIANG Tiezhu. Experimental study of mechanical properties of the anchor group [D]. Tangshan: Hebei United University, 2013.

[19] 杨扬. 特殊倒锥形化学锚栓高温承载力性能试验研究[D]. 北京: 北京建筑大学, 2015.
YANG Yang. Experiment study on the capacity of special inverted conical chemical anchor under high temperature [D]. Beijing: Beijing University of Civil Engineering and Architecture, 2015.

[20] 邓素芬. 高温下化学锚栓承载力性能研究[D]. 北京: 北京建筑大学, 2016.
DENG Sufen. Study on the loading capacity of adhesive anchors under high temperature [D]. Beijing: Beijing University of Civil Engineering and Architecture, 2016.

[21] 韦康杰. 火灾下化学锚栓承载力性能研究[D]. 北京: 北京建筑大学, 2015.
WEI Kangjie. Study on the strength performance of the adhesive anchor under the fire [D]. Beijing: Beijing University of Civil Engineering and Architecture, 2015.

[22] 周冰洋, 许成祥, 陆群甫, 等. 混凝土构件后锚固连接化学锚栓抗拉拔性能试验研究[J]. 中国胶黏剂, 2022, 31(1): 38-45. DOI: 10.13416/j.ca.2022.01.011.
ZHOU Bingyang, XU Chengxiang, LU Qunfu, et al. Experimental study on anti-pull-out properties of chemical anchor bolt for post-installed fastenings in concrete component [J]. China Adhesives, 2022, 31(1): 38-45. DOI: 10.13416/j.ca.2022.01.011.

[23] COOK R A. Behavior of chemically bonded anchors[J].

Journal of Structural Engineering, 1993, 119(9): 2744-2762. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:9(2744).

[24] 中国建筑科学研究院有限公司,科达集团股份有限公司.混凝土结构后锚固技术规程: JGJ 145—2013[S].北京: 中国建筑工业出版社, 2013.
China Academy of Building Research, Keda Group Co., Ltd.. Technical specification for post-installed fastenings in concrete structures: JGJ 145—2013[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2013.

[25] FIB. Model code for concrete structures 2010[M]. US: John Wiley & Sons Limited, 2013. DOI: 10.1002/9783433604090.

[26] YUAN H, LU X S, HUI D, et al. Studies on FRP-concrete interface with hardening and softening bond-slip law[J]. Composite Structures, 2012, 94(12): 3781-3792. DOI: 10.1016/j.compstruct.2012.06.009.

[27] 中国建筑科学研究院有限公司.混凝土物理力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019[S].北京: 中国建筑工业出版社, 2019.
China Academy of Building Research. Standard for test methods of concrete physical and mechanical properties: GB/T 50081—2019[S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2019.

[28] ELIGEHAUSEN R, BALOGH T. Behavior of fasteners loaded in tension in cracked reinforced concrete[J]. ACI Structural Journal, 1995, 92(3): 365-379. DOI: 10.14359/1137.

[29] ELIGEHAUSEN R, FUCHS W. Load-bearing behavior of anchor fastenings under shear, combined tension and shear or flexural loading[J]. Beton+Fertigteil-Technick, 1988, 54(2): 48-56.

[30] COOK R A, COLLINS D M, KLINGNER R E, POLYZOIS D. Load-deflection behavior of cast-in-place and retrofit concrete anchors subjected to static, fatigue, and impact tensile loads. interim report[J]. Structural Journal, 1989, 89(6), 639-649. DOI: 10.14359/4134.

[31] 彭俊,黄戡.叠线盾构掘进对既有建筑物桩基的位移分析[J].交通科学与工程, 2023, 39(5): 111-121. DOI: 10.16544/j. cnki. cn43-1494/u. 2021091023101997.
PENG Jun, HUANG Kan. Displacement analysis of existing building pile foundation caused by excavation of stacked shield tunnel[J]. Journal of Transport Science and Engineering, 2023, 39(5): 111-121. DOI: 10.16544/j. cnki. cn43-1494/u. 2021091023101997.

(责任编辑:彭三军;校对:毛娜)

(上接第103页)

Quanbing, et al. Application of integrated geophysical method to detection of boulder in subway shield zone[J]. Progress in geophysics, 2022, 37(3): 1360-1370. DOI: 10.6038/pg 2022FF0181.

[100] 陈达,刘静,王绎栋.综合物探技术在盾构隧道基岩段的应用[J].都市快轨交通, 2023, 36(5): 32-37, 92. DOI: 10.3969/j.issn.1672-6073.2023.05.005.
CHEN Da, LIU Jing, WANG Yidong. Application of comprehensive geophysical prospecting technology in the bedrock section of shield tunnel[J]. Urban Rapid Rail Transit, 2023, 36(5): 32-37, 92. DOI: 10.3969/j.issn.1672-6073.2023.05.005.

[101] 李雷,邵质中,蒋辉,等.TST和CFC技术在管片拼装隧道超前地质预报中的改进和应用[J].隧道建设, 2023, 43(增刊2): 321-329. DOI: 10.3973/j.issn.2096-4498. 2023.S2.036.
LI Lei, SHAO Zhizhong, JIANG Hui, et al. Improvement and application of tunnel seismic tomography and complex frequency conductivity technology in advance geological prediction of segment-assembled tunnel[J]. Tunnel Construction, 2023, 43(Sup. 2): 321-329. DOI: 10.3973/j. issn. 2096-4498. 2023.S2.036.

[102] 李青春,姚林林,钟果,等.不同物探手段的超前地质预报效果研究:以藏东南某大埋深双护盾TBM隧洞为例[C]//第十一届全国工程地质大会论文集.武汉:中国地质学会, 2020: 9. DOI: 10.26914/c.cnkihy. 2020.019783.
LI Qingchun, YAO Linlin, ZHONG Guo, et al. Study of advance geological prediction effects with different geophysical methods: taking a large embedded depth double shield TBM tunnel in southeast Tibet for example[C]//Proceedings of the 11th National Engineering Geology Congress. Wuhan: Geological Society of China, 2020: 9. DOI: 10.26914/c. cnkihy. 2020.019783.

(责任编辑:刘平;校对:赵冰)