

文章编号: 1000-7598 (2012) 04-1040-06

压力分散型锚索内力变化规律试验研究

刘 鸿, 周德培

(西南交通大学 岩土工程系, 成都 610031)

摘 要: 对压力分散型锚索的每个承载体单元采用了分级循环加载的方法, 通过新的地质力学模型试验, 研究压力分散型锚索各单元内力变化规律, 并根据试验方法和压力分散型锚索锚固段的受力状态, 导出了分级循环加载条件下接触面满足摩尔-库仑强度条件时的弹性理论解。试验结果表明, 在软岩和粉土地质条件下, 前者的注浆体应变和剪应力分布相对后者比较集中, 加载过程中单元间影响相对较小; 基于摩尔-库仑准则的弹性理论解可以较好地描述锚索注浆体在分级循环加载后的应变和剪应力分布规律。研究结果对正确分析压力分散型锚索加固作用机制和锚固工程设计具有较好的参考价值。

关 键 词: 压力分散型锚索; 模型试验; 锚固机制

中图分类号: TU 42

文献标识码: A

Experiment research on change law of internal force of dispersed pressure anchor cable

LIU Hong, ZHOU Dei-pei

(Department of Geotechnical Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

Abstract: Adopting the grading cyclic loading method in each bearing unit of dispersed pressure anchor cable, the changing law of internal force of each unit is studied by new geological mechanics model test. According to the test methods and the state of force of the dispersed pressure anchor cable, the elastic theoretical solution which is under the conditions of grading cyclic loading and based on the Mohr-Coulomb criterion is deduced. The test results show that, under the conditions of soft rock and silty soil, the strain and shear stress distribution of the former grouting body is relatively more concentrated, the influence between units is relatively minor during the loading process. And the elastic theoretical solution based on the Mohr-Coulomb criterion can describe the strain and shear stress distribution rule of grouting body better after grading cyclic loading. The research results have a good reference value for correctly analyzing reinforcing mechanism of the dispersed pressure anchor cable and engineering design.

Key words: dispersed pressure anchor cable; model test; anchorage mechanism

1 引 言

压力分散型锚索作为岩土锚固中一门新型的、正在迅速发展中的工程技术, 对岩土锚固技术的发展起到了重要的贡献, 并引起了业界的广泛关注和研究, 但对其锚固荷载传递及锚固效应还未完全搞清楚^[1-11]。

压力分散型锚索的力学性能与其张拉方法存在较大关系, 目前主要采用整体张拉、等荷载张拉、分级循环张拉等张拉方式^[1-2], 其中常用的等荷载张拉方式主要考虑了各单元钢绞线的长度差异对其受力的影响, 但却忽略了补偿张拉过程中单元间锚固荷载传递荷载的相互影响, 使得整体张拉后难以

确定各单元锚固体的荷载。为减少锚索各单元在张拉过程中的相互影响, 张勇等^[2]采用分级循环张拉条件下增加循环次数的方法, 降低了荷载不均匀系数, 使各单元基本达到了受力均匀。

目前国内外在压力分散型锚索模型试验研究方面做的很少, 夏元友等^[3]和陈琛^[4]对岩体地质条件下的锚索加固效应进行了足尺模型试验研究, 在整体张拉条件下, 注浆体轴向应变及黏结应力沿长度方向呈现衰减变化分布。在锚固荷载传递机制方面, Phillips 根据实测资料给出了锚固段剪应力的指数分布规律, 尤春安^[6]根据压力型锚索锚固段的受力状态, 导出了基于库仑准则的锚固段剪应力和轴力分布的弹性理论解; 盛宏光^[7]根据 Mindlin 半空间问

收稿日期: 2011-04-21

第一作者简介: 刘鸿, 男, 1969 年生, 博士研究生, 主要从事岩土工程方面的研究工作。E-mail: liu.h12345678901@163.com

题的位移解，分别导出了注浆体周边黏结应力以及注浆体内的轴力、应变分布的弹性解；曹兴松等^[8]采用 Winkler 假设，给出了锚索锚固段应变和黏结应力的衰减变化分布规律。

为了更好地探讨压力分散型锚索的锚固机制，作者研制了一种新的、可进行分级循环张拉的试验装置，通过对近 30 种材料的试验筛选，找到了能够模拟注浆体与岩土体间的黏结强度的模型材料，形成了一套新的试验方法；通过分级循环加载模型试验，以研究加载过程中各单元注浆体的应变（轴力）随长度的衰减变化特点及其分布模式，并从理论上导出了压力分散型锚索在分级循环加载条件下锚固段的内力分布的弹性理论解。这些研究结果对于人们从分级加载的角度，来认识压力分散型锚索的锚固机制是很有益的。

2 模型试验

本次地质力学模型试验以 3 单元压力分散型锚索的张拉过程中各单元内力变化规律为研究对象，整个试验在西南交通大学岩土工程中心进行。以 2 种不同的黏结强度分别模拟了粉土、软岩 2 种岩土体，原型与模型之间的几何尺寸相似比为 $c_1 = 5$ ，按照相似理论 π 定理导出各主要物理量之间的相似关系。

粉土、软岩与水泥浆或水泥砂浆间的黏结强度取值分别为 $c_p = 70 \sim 125$ 、 $200 \sim 1\ 200$ kPa，水泥浆或水泥砂浆注浆体抗压强度 $\sigma_p = 20 \sim 35$ MPa，软岩单轴饱和抗压强度 $\sigma_{pc} = 0 \sim 30$ MPa。采用石膏混合材料作为注浆体模型材料，并做成直径为 3 cm，长为 2.14 m 的圆柱体，质量比为石膏：水泥：水 = 1.0:1.0:0.8，单轴抗压强度 $c_1 c_1 = 5.7$ MPa，能够满足载体局部承压条件要求，弹性模量 $E'_m = 253$ MPa，考虑锚索钢筋对注浆体弹性模量的影响后，弹性模量为 $E_m = (A_c E'_m + A_s E_s) / A = 4\ 253$ MPa，其中 A 、 A_c 、 A_s 分别代表注浆体的横截面面积、扣除锚索钢筋面积后的注浆体横截面面积、锚索钢筋的横截面面积；采用质量比为石膏：水泥：水 = 1.0:0.8:0.95 的石膏混合材料以模拟软岩，实测其单轴抗压强度 $c_1 c_1 = 5.5$ MPa。采用质量比分别为石膏：水泥：水 = 1.0:0.2:0.7、1.0:0.5:0.9 的石膏混合材料，以分别模拟注浆体与粉土、碎石土之间的接触面，并做成直径为 10 cm，长为 2.14 m 的圆柱体，接触面的力学参数见表 1。

表 1 模型材料黏结强度的力学参数

Table 1 Mechanical parameters of the bond strength of model materials

配合比	黏聚力/kPa	内摩擦角/(°)
1.0: 0.2: 0.7	20	11.3
1.0: 0.5: 0.9	62	18.0

2.1 试验设备及器材

3 组试验均采用地质力学模型试验系统，该系统主要由应变测量系统、加力装置、模型架、测力框架等组成（见图 1）。锚索采用 $\Phi 3$ mm 钢筋模拟，承载体采用直径为 30 mm 厚度为 5 mm 的钢板。如图 2 所示，应变片的间隔为 11 cm，并粘贴在经过注浆体轴线的纵剖面上。为防止张拉过程中产生注浆体偏心受压，在 10 cm 大浆体外填满了河沙并加以夯实，在河沙中还安装了压力盒，以观测张拉前后河沙受到的压力变化情况。

本文采用了型号为 BE120-5AA 的金属电阻应变片，以测定模型注浆体和测力计的应变变化，在每个测点只粘贴一个应变片，与 DH3816 静态应变测量系统采用 1/4 桥连接；为了消除温度对应变片读数的影响，采用同批次的应变片作为补偿片，并将补偿片粘贴到相同温度、湿度条件下的小段注浆体上，电路连接时分别将它们与每组测点应变片连接成半桥电路。

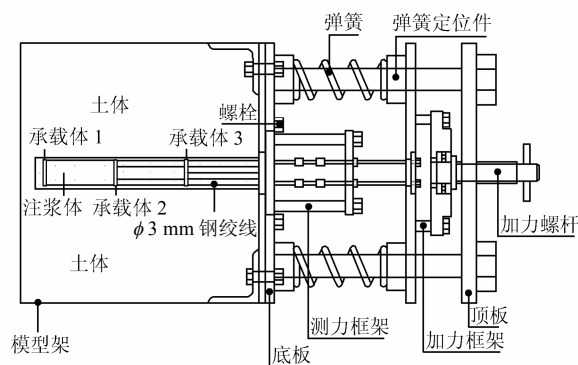


图 1 地质力学模型模型试验系统示意图
Fig.1 Sketch of geomechanics model test system

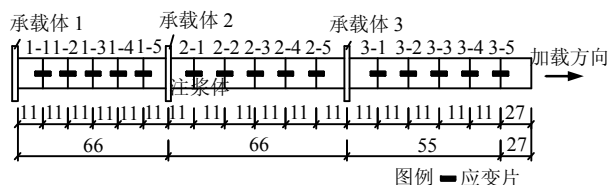


图 2 3 个锚索单元时应变片的粘贴位置图（单位：cm）
Fig.2 The locations of strain gauges of 3 units anchor cables (unit: cm)

2.2 张拉方式与数据采集

为了研究压力分散型锚索在张拉荷载作用下,各锚索单元之间力学传递机制,本文采用了分级循环张拉的方式,即按照以下分级张拉、锁定、数据采集流程的顺序进行:

按照第 1 级荷载,张拉第 1 单元锚索→锁定→数据采集→张拉第 2 单元锚索→锁定→数据采集→张拉第 3 单元锚索→锁定→数据采集→第 1 级荷载张拉完毕。

再按照上面的顺序进行下一级荷载的张拉。考虑到材料的流变特性,每次由两人分别进行加载和数据采集,时间限制在 1 min 以内。张拉的基础荷载为 600 N,荷载级差一般为 600 N,但当注浆体与模拟土体的黏聚力为 20 kPa 时,考虑到模型试验锚杆拉力设计值较小,荷载级差设为 400 N。

2.3 试验测试结果分析

加载试验完成后,将每次试验收集到的试验数据加以整理,并应用曲线拟合原理,得到了锚索注浆体的应变分布,分别如图 3、4 所示。

试验完毕后对锚索注浆体内部以及注浆体和模拟岩土体间界面的监测,发现界面未发生可见破坏。依据胡克定律及静力学平衡原理,可得到黏结应力的计算公式

$$\tau(x) = \frac{\Delta N}{\pi d \Delta L} = \frac{E S \Delta \varepsilon}{\pi d \Delta L} \quad (1)$$

式中: $\tau(x)$ 为距离 1 号承载体 x 点处注浆体受到的黏结应力; ΔN 为沿注浆体轴向两端点的轴力差(截取对象的轴力差); d 为注浆体的直径; ΔL 为沿注浆体轴向截取对象的长度; $\Delta \varepsilon$ 为注浆体相邻测点间的应变差值; E 为注浆体的弹性模量; S 为注浆体横截面面积。

由图 3、4 可以看出:①当模拟的黏结强度为 20 kPa 且荷载不大时,随着分级循环加载的进行,各单元应变(轴力)沿杆长方向有所减小,对 1 级承载体加载 600 N 或 1 kN 后,引起了 1~3 单元的应变显著增大,各单元应变峰值出现在承载体附近处;对 2 级承载体加载 600 N 后,2~3 单元的应变增量较大,并具有突变点;对 3 级承载体加载 600 N 后,3 单元的应变增量较大,并具有突变点。②当模拟的黏结强度为 60 kPa 时,对 1 级承载体加载 600 N 或 1.8 kN 后,引起了 1~3 单元的应变增大,各单元应变峰值出现在承载体附近处,但应变随着杆长方向迅速减小,距离 1 级承载体 55 cm 处应变逐渐趋向于 0;对 2、3 级承载体加载 600 N 后,加载单元的应变增量较其他单元的应变增量大多,且

并具有突变点;随着荷载的增大,呈现出以下曲线特征:应变峰值迅速增大,沿锚索长度方向衰减速度加快,在距离承载体 55 cm 处应变逐渐趋向于 0,加载单元的应变增量较其他单元的应变增量大多,且并具有突变点。以上 2 种特征与式(11)分析结果相似,可以使用这种函数对应变进行曲线拟合。③当模拟的黏结强度为 20 kPa 且荷载不大时,加载单元及待加载单元的应变差增大,可认为,相邻两测点间浆体界面的剪应力开始增大;当模拟的黏结强度为 600 N 时,靠近加载单元承载体测点的应变差增大,沿单元长度方向相邻测点的应变差逐渐减小,可认为,注浆体与模拟土体或岩石间界面的剪应力逐渐减小。以上特征与式(10)分析结果相似,可以使用这种函数对应变进行曲线拟合。

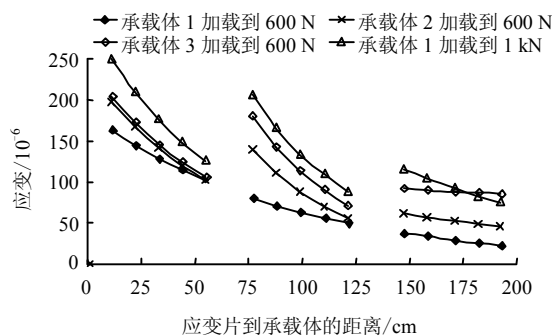


图 3 黏聚力为 20 kPa 时注浆体轴向应变分布
Fig.3 The grouting body's axial strain distribution when cohesion is 20 kPa

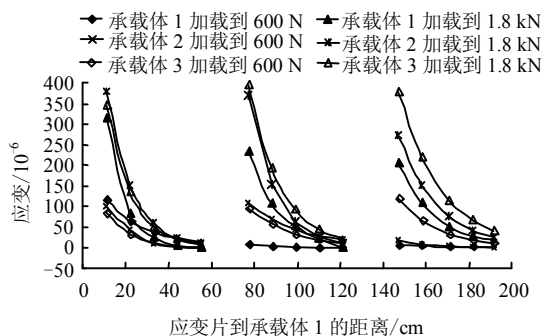


图 4 黏聚力为 60 kPa 时注浆体轴向应变分布
Fig.4 The grouting body's axial strain distribution when cohesion is 60 kPa

3 接触面满足摩尔-库仑强度条件时的弹性理论解

3.1 基本方程

首先考虑注浆体锚固段的情况^[6],沿注浆体轴线方向取一微段 dz 作为受力分析对象,如图 5 所示。图中, σ 、 τ 分别为围岩对注浆体作用的正应力和

剪应力, σ_z 为注浆体的轴向应力。为了方便分析作如下的假设: ①注浆体、模拟岩土体为线弹性体; ②注浆体与模拟岩土体之间的界面满足摩尔-库仑准则; ③注浆体横截面受到均布应力作用。

(1) 注浆体微段的静力平衡方程

$$\left. \begin{aligned} \pi a^2 (\sigma_z + d\sigma_z - \sigma_z) + 2\pi a \tau dz &= 0 \\ a d\sigma_z + 2\tau dz &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

(2) 注浆体与模拟岩土体之间的界面上满足摩尔-库仑条件

$$\tau = c + \sigma \tan \varphi \quad (3)$$

(3) 物理方程

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_\theta = \sigma \\ \varepsilon_r &= \frac{1}{E} [(1-\mu)\sigma - \sigma_z] \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} (\sigma_z - 2\mu\sigma) \quad (5)$$

(4) 几何方程及位移分量

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{du_r}{dr} \\ u_r|_{r=a} &= \varepsilon_r a \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

(5) 在注浆体与模拟岩土体之间的界面上, 由受内压 σ 作用后的无穷弹性平面中圆孔的位移解获得

$$u'_r|_{r=a} = u_r|_{r=a} = -\frac{1+\mu_1}{E_1} \sigma a \quad (7)$$

式中: E 、 μ 为注浆体的弹性模量、泊松比; E_1 、 μ_1 为模拟岩土体的弹性模量、泊松比; a 为注浆体的半径; c 、 φ 为模拟界面上的黏结力、内摩擦角。

联立式 (3) ~ (7), 可得锚固段应变和剪应力的理论解

$$\tau = (c + kP / \pi a^2) e^{-2kz/a} \quad (8)$$

$$\varepsilon_z = m[(c + kP / \pi a^2) e^{-2kz/a} - c] / Ek \quad (9)$$

式中: $k = \frac{\mu \tan \varphi}{(1-\mu) + (1+\mu_1)E/E_1}$; $m = 1 - 2\mu k / \tan \varphi$ 。

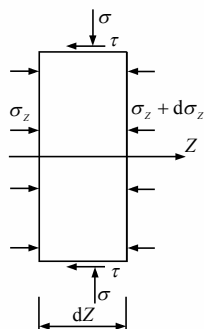


图5 锚固体微元段受力图

Fig.5 Force diagram of element in anchorage segment

对于压力分散型锚索进行增序、分级循环加载, 对于第 n 单元的应变和剪应力, 根据叠加原理, 得到

$$\tau = \sum_{j=1}^n (c + kP_j / \pi a^2) e^{-2kz_j/a} \quad (10)$$

$$\varepsilon_z = \sum_{j=1}^n m[(c + kP_j / \pi a^2) e^{-2kz_j/a} - c] / Ek \quad (11)$$

当模拟的黏结强度为 20 kPa 时, 取 $E/E_1 = 9.96$, $\mu = 0.3$, 当模拟的黏结强度为 60 kPa 时, 取 $E/E_1 = 1.41$, $\mu = 0.3$, 其余参数与表 1 一致, 并利用 Fortran 语言编程分析, 得到了注浆体轴向应变分布的理论分析结果, 分别如图 6、7 所示。对比图 3、6, 当模拟的黏结强度为 20 kPa 时, 理论和实测分析结果均表明, 随着分级循环加载的进行, 各单元应变均沿杆长方向有所减小, 对 1 级承载体加载 600 N 或 1 kN 后, 引起了 1~3 单元的应变显著增大, 各单元应变峰值均出现在承载体附近处; 对 2 级承载体加载 600 N 后, 2~3 单元的应变增量均较大, 并具有突变点; 对 3 级承载体加载 600 N 后, 3 单元的应变增量均较大, 并具有突变点。但理论分析结果与实测分析结果也有所差别, 主要表现在: 600 N 的压力循环加载过程主要引起加载单元及待加载单元的应变分布发生改变, 在图 6 中, 已加载单元的应变分布曲线不会发生改变, 而图 3 中已加载单元的应变分布曲线会发生较小程度的改变, 其应变峰值有一定的提高。

对比图 4、7, 当模拟的黏结强度为 60 kPa 时, 理论和实测分析结果均表明, 随着加载的进行, 应变分布曲线呈现出以下特征: 加载单元应变峰值迅速增大, 沿锚索长度方向衰减速度加快, 在距离承载体 55 cm 处应变逐渐趋向于 0, 加载单元的应变增量较其他单元的应变增量大多, 并具有突变点。但实测分析结果与理论分析结果也有所差别, 主要表现在: 在图 4 中, 对 1 级承载体加载 1.8 kN 后, 与前级加载相比, 2、3 单元的应变分布曲线发生了一定程度的改变, 应变峰值有一定的提高, 而图 7 中相应的 2、3 单元的应变分布曲线与前级加载相比仅有微小的改变。

同时, 理论分析结果显示, 在分级加载过程中, 当模拟的黏结强度分别为 20、60 kPa 时, 前者沿锚索长度方向的应变衰减速度较后者缓慢, 实施单元加载后对后续加载单元的应变增量有很大的影响, 而后者, 实施单元加载后对后续加载单元的应变增量影响很小, 可以忽略不计。

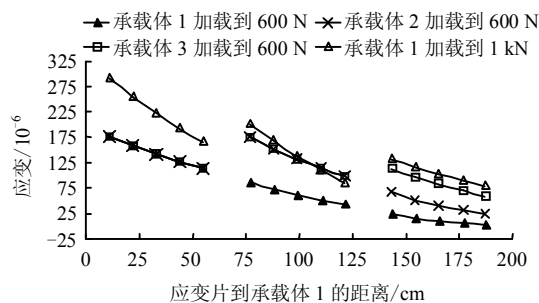


图6 $c=20$ kPa 时注浆体轴向应变分布理论解
Fig.6 Distribution of theoretical solution of grouting body's axial strain when $c=20$ kPa

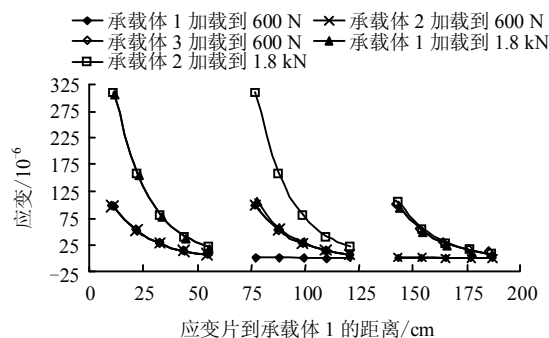


图7 $c=60$ kPa 时注浆体轴向应变分布理论解
Fig.7 Distribution of theoretical solution of grouting body's axial strain when $c=60$ kPa

3.2 锚固段剪应力分布规律的研究

式(8)为弹性状态下压力分散型锚索锚固段剪应力表达式,表明锚索注浆体与岩土体界面剪应力分布具有如下特征:①压力型锚索锚固段所受的剪应力与锚固力、岩土体与水泥浆或水泥砂浆间的黏结强度有很大关系,所加荷载越大,黏结强度越高,锚固段所受的剪应力就越大。此外,还受锚固体半径、锚固体弹性模量和泊松比、岩土体的弹性模量和泊松比、以及锚固体和岩土体界面的黏结强度、摩擦角因素的影响;②当地质条件不同时,注浆体与岩土体的弹性模量比值不同,其比值越大,剪应力分布相对越均匀,其分布曲线沿锚索长度方向衰减越慢,弹性模量比值越小,最大剪应力就越大,剪应力分布越集中,其分布曲线沿锚索长度方向衰减越快;③当压力分散型锚索仅有1个承载体时,在600 N荷载作用下的理想剪应力分布如图8所示,图8表明,对于布置于软岩中的压力分散型锚索,剪应力的分布也集中在锚索前端的1/3长度内,而对于布置于粉土中的压力分散型锚索,剪应力的分布相对均匀。根据式(10)或弹性理论叠加原理,当压力分散型锚索有3个承载体时,对于布置于软岩中的压力分散型锚索,在分级加载过程中,已加载单元对后续加载单元的剪应力增量的影响很

小,可以忽略单元间相互影响。而对于布置于粉土中的压力分散型锚索,在分级加载过程中,实施单元加载后对后续加载单元的应变增量有很大影响,已加载单元对后续加载单元的剪应力增量影响较大,需考虑单元间相互影响。

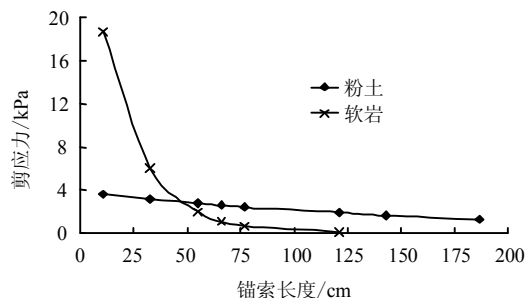


图8 黏结应力分布
Fig.8 Bond stress distribution

3 结 论

(1) 接触面满足摩尔-库仑条件时的弹性理论解,可以较好地描述压力分散型锚索注浆体在分级循环加载后的应变和剪应力分布规律。

(2) 压力分散型锚索锚固段的应变和剪应力分布除受到加载大小、注浆体半径、注浆体弹性模量和泊松比、岩土体的弹性模量和泊松比等因素的影响外,还受到注浆体和岩土体界面的黏结强度、摩擦角因素的影响。尤其显著的是岩土体的地质条件,其弹性模量越高,各单元的应变和剪应力衰减速率就越快,分布就越集中。

(3) 当地质条件不同时,在分级加载过程中,对于布置于软岩中的压力分散型锚索已加载单元对后续加载单元的应变和剪应力增量的影响很小,可以忽略单元间相互影响;而对于布置于粉土中的压力分散型锚索,已加载单元对后续加载单元的应变和剪应力增量影响较大,需考虑单元间相互影响。

参 考 文 献

- [1] 程良奎,李象范. 岩土锚固·土钉·喷射混凝土——原理、设计与应用[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2008.
 - [2] 张勇,赵红玲,张向阳. 压力分散型锚索锚固段力学性能试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(增刊1): 3052—3056.
- ZHANG Yong, ZHAO Hong-ling, ZHANG Xiang-yang. Test study of mechanical performances of anchorage zone of pressure dispersion anchor cable style[J]. Chinese Journal of Rock mechanics and Engineering, 2010, 29(Supp.1): 3052—3056.

- [3] 夏元友, 陈泽松, 顾金才, 等. 压力分散型锚索受力特点的室内足尺模型试验[J]. 武汉理工大学学报, 2010, 3(增刊 1): 33—37.
XIA Yuan-you, CHEN Ze-song, GU Jin-cai, et al. Indoor full-size model test on stress features of pressure-dispersive prestressed anchorage cable[J]. **Journal of Wuhan University of Technology**, 2010, 3(Supp.1): 33—37.
- [4] 陈琛. 压力分散型锚索锚固机理及锚固段设计方法研究[硕士论文 D]. 武汉: 武汉理工大学, 2010.
- [5] 郑筱彦. 压力分散型锚索加固边坡效应研究[博士论文 D]. 武汉: 武汉理工大学, 2009.
- [6] 尤春安. 压力型锚索锚固段的受力分析[J]. 岩土工程学报, 2004, (6): 828—831.
YOU Chun-an. Mechanical analysis of anchorage segment of pressure-type cable[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2004, (6): 828—831.
- [7] 盛宏光. 压力分散型锚索锚固性能与设计方法研究[硕士论文 D]. 成都: 成都理工大学, 2003.
- [8] 曹兴松, 周德培. 压力分散型锚索锚固段的设计方法[J]. 岩土工程学报, 2005, (9): 1033—1039.
CAO Xing-song, ZHOU De-pei. Design method of fixed anchor unit for compression dispersion-type anchor[J]. **Chinese Journal of Geotechnical Engineering**, 2005, (9): 1033—1039.
- [9] 朱维申, 张玉军, 任伟中. 系统锚杆对三峡船闸高边坡岩体加固作用的块体相似模型试验研究[J]. 岩土力学, 1996, 17(2): 1—5.
ZHU Wei-shen, ZHANG Yu-jun, REN Wei-zhong. Similar model block tests for reinforcing effects of systematic bolts on rock mass of high slope of Three Gorges flight lock[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 1996, 17(2): 1—5.
- [10] 王建宇, 牟瑞芳. 按共同变形原理计算地锚工程中黏结型锚头内力[C]//岩土锚固新技术. 中国岩土锚固工程协会. 北京: 人民交通出版社, 1998: 52—62.
- [11] 顾金才, 沈俊, 陈安敏, 等. 锚索预应力在岩体内引起的应变状态模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2000, 19(增刊 1): 917—921.
GU Jin-cai, SHEN Jun, CHEN An-min, et al. Model testing study of strain distribution regularity in rock mass caused by prestressed anchorage cable[J]. **Chinese Journal of Rock mechanics and Engineering**, 2000, 19(Supp. 1): 917—921.