压力型锚索承载板前砂浆体破坏机制试验研究

卢 黎[1,2]，黎 亮[1]，邓 宇[1]，胡天时[1]，李宵潇[1]
（1. 重庆大学土木工程学院，重庆 400045；2. 重庆大学山地城镇建设与新技术教育部重点实验室，重庆 400045）

摘 要：压力型锚索承载板前砂浆体抗压承载力是影响压力型锚索整体有效性的重要因素之一。为了研究砂浆体的强度，设计了一个自适应多向应力加载装置，在单向试验机上按实际受力条件模拟了锚固砂浆体的受压破坏过程。带孔圆柱形砂浆体的配合比、尺寸和开孔基本按实际条件制作，根据相关理论和试验研究，确定了试件侧表面上正应力和剪应力的取值范围，以此为依据对受压试件施加侧向正应力和剪应力，得到了多组试件的抗压强度和应力应变关系，分析了试件的破坏形态。试验结果表明，砂浆体在侧向压力和表面剪应力共同作用下，其受力情况比单轴条件下更好，抗压强度有明显提高，提出了经验公式用于计算这种有利作用。公式的预测结果与现场试验结果进行了对比，提出了岩石强度与侧向压力对应关系的建议。

关键词：压力型锚索；砂浆；受压破坏
中图分类号：TU47 **文献标识码**：A **文章编号**：1000－4548(2013)11－2110－07

作者简介：卢 黎（1977－ ），男，重庆人，博士，副教授，硕士生导师，主要从事岩土锚固、山区地基基础方面的研究与教学工作。E-mail: lulicq@126.com。

Failure mechanism of mortar in front of bearing plate of compression type anchor cables

LU Li[1,2], LI Liang[1], DENG Yu[1], HU Tian-shi[1], LI Xiao-xiao[1]
(1. College of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China; 2. Key Laboratory of New Technique for Construction of Cities in Mountain Area of Ministry of Education, Chongqing University, Chongqing 400045, China)

Abstract: The overall capacity of compression type anchor cables is influenced by the compression capacity of the mortar in front of bearing plate. For assessing the capacity of the mortar, the compression failure process of anchoring mortar under actual stresses is simulated by a self-adaptable multiaxial stress loading device on a uniaxial test machine. The mixture ratios, proportions and holes of cylindrical mortar specimens are made according to engineering conditions. The normal and tangential stresses decided by theoretical and experimental researches are exerted on the side face of the mortar. The compressive strengths, stress-strain curves and failure patterns of mortar specimens are obtained by the tests. The results show that the compressive strengths of the mortar are enhanced by the lateral normal and tangential stresses. By comparing laboratory experiment with field test results, empirical formulas for predicting the enhancement effect and the empirical relationship of rock compressive strength and lateral stresses are suggested.

Key words: compression type rock anchor cable; mortar; compression failure

0 引 言

近年来，随着科研的深入和工程实践的需要，压力型锚索和压力分散型锚索获得越来越多的应用。相应开展的学术研究也比较活跃，在理论研究方面[1-3]，建立了压力型锚索的锚固段应力分布模型，并进行了分析计算；在试验研究方面[4-8]，对压力型锚索的极限锚固承载力进行了实测和分析；在数值分析方法上[9-10]，采用不同模拟软件对锚索进行了全面计算研究。压力分散型锚索以压力型锚索为基本承载单元，二者没有本质区别，其承载力都取决于3个方面，一是钢绞线的强度，二是砂浆体与岩体界面上的抗剪承载力，三是承载板前方砂浆体的抗压承载力，在3个条件均能满足的前提下，压力型锚索才能持续有效地发挥锚固作用。目前的详细研究主要集中于第2个方面，而对第3个方面的研究很少见。如果砂浆体开裂，对锚索的整体承载力和耐久性都有影响，出于这种担忧，同时对砂浆体的三向强度研究不够，使得其强度常被保

基金项目：重庆大学中央高校基本科研业务费科研专项资助项目（CDJZR11 20 00 11）
收稿日期：2013－04－12

守的低估，以致于在工程设计时，砂浆抗压强度可能成为整体承载力的控制性因素。实际上，由于三向应力作用，承载板前砂浆体的抗压强度仅按单轴强度考虑是不太合理的。对于压力型锚索，承载板前方砂浆体呈圆柱形，中间有无黏结钢绞线的通孔穿过，形成类似于蜂窝煤的形状，受力也比较复杂，除了轴向的压力以外，其侧表面上还有正应力和剪应力的作用（见图 1），图中 $F_{N下}$作用在承载板上，通过承载板挤压砂浆体，由于承载板通常小于锚孔孔径，所以还有局部受压的特点。其形状和受力均较复杂，现有理论尚不能完善的预估其强度。规范中对此问题的规定比较保守，工程设计时比较模糊。本文通过自行设计一个特别的机械加载装置，研究了承载板前砂浆体的受力破坏规律。同时通过与现场试验锚索的砂浆体强度进行对比，研究了这一问题。

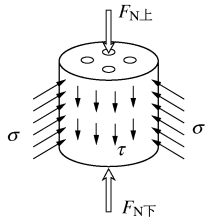

图 1 带孔圆柱形砂浆体受力简图

Fig. 1 Stress diagram of cylindrical mortar with holes

1　多向应力加载装置

图 1 所示的受力条件用常规的三轴试验机无法模拟。实验室的单向压力试验机有上下两块 52 cm×52 cm 的钢平台，在此平台上设计了一个辅助加载装置实现了对试件的多向应力加载。试验装置如图 2，3 所示。

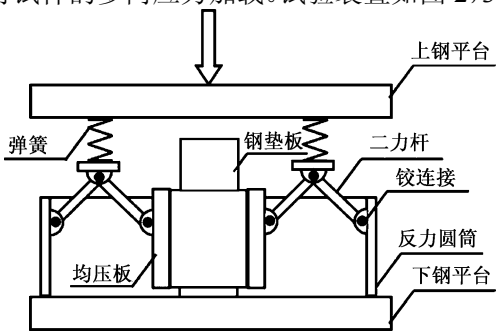

图 2 试验装置剖视图

Fig. 2 Profile of test devices

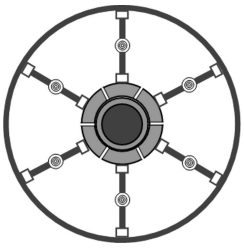

图 3 试验装置俯视图

Fig. 3 Plan of test devices

环形布置了 6 个 DAI 高精度重荷载弹簧，用 2 根钢制的二力杆构成人字形支架，支架一端铰接在钢制反力圆筒上，一端铰接在均压板上，均压板使用钢木组合制作，与试件接触面是弧形木板，与二力杆铰结面是钢板，6 组人字形二力杆围绕试件也呈环形布置。加载时，压力试验机上部钢平台首先接触弹簧，弹簧将竖向力传到二力杆上，二力杆一端通过均压板对试件施加侧向压应力和剪应力，另一端力传至反力圆筒上提供平衡力（见图 4）。当弹簧压缩到预定行程时（行程可通过不同的钢垫板厚度进行调整），试验机的上部钢平台将接触钢垫板，从而开始对试件施加轴向主压力。由于砂浆弹模大，从接触钢垫板到砂浆压坏过程中试件变形小，弹簧压缩增量小，侧向应力增量也小，而且这一增量可以测量，近似认为砂浆受压至破坏过程中侧向应力基本不变（见 3.2 节）。调整钢垫板厚度和弹簧数量可以变化合力大小，调整二力杆长度可以获得各种 F_n 和 F_t 的比例，从而得到各种围压和表面剪应力作用下的砂浆抗压强度。反力钢筒筒壁厚 14 mm，其变形很小，测试证明，因反力筒扩大引起的二力杆角度误差小。

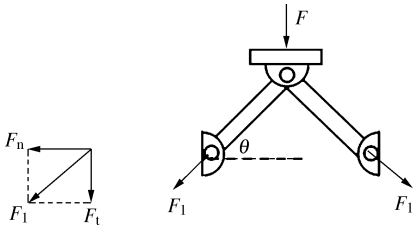

图 4 试件侧面受力示意图

Fig. 4 Forces on side face of mortar

本装置需要解决两个关键问题。首先，需要保证人字形支架的二力杆长度一致，倾角相同，这样各组弹簧才同步受压，均匀出力。采用激光切割制作高精度的钢制零件，保证各组人字形支架长度一致（见图 5）。但是装置安装时并不能完全等高，即由于试件和反力圆筒安装时难以完全同心，导致有的支架顶面稍高，二力杆与水平面夹角稍大，而其对称位置的情况正好相反。在稍高的一侧弹簧首先开始压缩时，二力杆的侧向力推动试件向稍低一侧轻微移动（反力筒位置固定），二力杆机构转动，自动使得稍低一侧升高，达到相同的二力杆倾角时，这种移动停止，两侧弹簧开始同步受压，而试件与反力圆筒自动调整达到完全对中。在试件轻微移动过程中，由于二力杆是个机构，可自由转动，而重载弹簧刚度很大，先压的弹簧只需很小的力就可以轻推试件，这时的弹簧的行程可以忽略，即本装置可以自动调整安装的高低不同，达到各组弹簧同步受力。第二个问题是均压板与试验下钢平

台要有一定的空隙，即均压板与试件之间必须有足够的静摩擦力防止均压板滑落而接触下钢平台，这样才能保证二力杆传递的所有剪应力作用在试件上。在剪切试验机上试验了多种材料与砂浆的摩擦系数，最后选择的柳木性能满足要求。另外各块均压板之间有微小竖缝保证所有力施加在试件上。试验装置安装如图6，7所示。

图 5 试验装置所用钢制部件照片

Fig. 5 Photo of steel components on test devices

图 6 多向应力加载装置安装图

Fig. 6 Installation of multiaxial stress loading devices

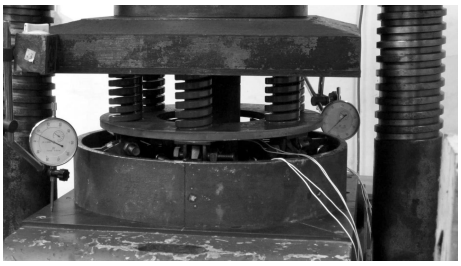

图 7 安装完毕的试验装置

Fig. 7 Photo of test devices

2 试验方案

根据理论分析和现场测试的成果确定作用在砂浆侧表面上的正应力和剪应力量值范围。理论分析结果表明，压力型锚索的砂浆体在受到承载板压力作用时，发生侧向膨胀，其侧向膨胀的大小与砂浆泊松比和岩土体弹模相关，常用砂浆体在各种配合比下泊松比变化都不大，在 0.2 左右[11]。砂浆的侧向膨胀受到周围岩土体的约束，产生被动的围压应力，这个围压应力的大小与周围介质有很大关系，在土层中的锚索，约束力较弱，而岩石强度越高，约束作用越大。压力型锚索的三向作用在岩石里面比较明显，岩石与砂浆体的弹性模量比越大，侧向约束越高。岩石强度高时，可以同时提高注浆体强度和注浆体与岩体界面的剪应力。

根据文献[1]的理论解结果，当岩体弹性模量为 8000 MPa 时，峰值剪应力大约在 3 MPa，正应力大约在 5.2 MPa 左右。

根据文献[12]的理论解结果，当岩体弹性模量为 4000～5000 MPa 时，正应力大约在 5～7 MPa，峰值剪应力大约在 2～5 MPa。

根据文献[13，14]的现场试验结果，峰值剪应力在 2～3 MPa，正应力在 5～10 MPa 之间变化。

考虑到承载板处的剪应力互等，注岩界面剪应力有一个增加过程，峰值并没有出现在承载板处，因此承载板前砂浆体剪应力取值可以再小一些。结合试验设备情况，最终确定的侧向正应力为 2.5～7.5 MPa，剪应力强度为 1～2.3 MPa，分成几组进行试验研究。

试验的砂浆体所用水泥为 P.O.42.5。试件采用两种配合比制作。配合比 1：水：水泥：砂=0.6：1：0.5，配合比 2：水：水泥：砂=0.8：1：0.2（质量比）。在部分圆柱形试件的顶部和底部各布置 3 个应变片测量应变（见图 8），用钢尺测量弹簧和钢垫板高差，即弹簧压缩量。在试验机两端布置百分表测试竖向总位移，校对弹簧压缩量。弹簧压缩量乘以弹簧刚度即得人字形顶部压力，按图 4 分解，再除以均压板面积后即得施加于试件上的侧向围压和剪应力。

试件总数为 30 个，其中立方体 6 个，圆柱体 24 个（见图 9）。其高度 120 mm，直径 105 mm，带有 4 个通孔，通孔直径 12 mm。将预估极限荷载分为八到十级，每级荷载到达时停止供油，持荷读取应变，逐级加载，直到试件破坏。

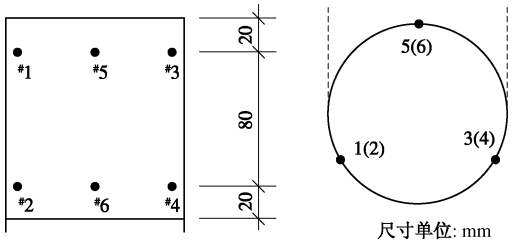

图 8 应变片布置简图

Fig. 8 Layout of strain gauges on specimens

3 试验结果和分析

3.1 单轴试验结果与分析

图 9 试件照片

Fig. 9 Photo of specimens

首先进行了单轴压力作用下标准立方体（70.7 mm×70.7 mm）和圆柱体试件的抗压强度试验。其试验结果见表 1，每种类型有 3 个试件，取平均值。试件养护后，留置实验室时间较长。另外，配合比为 1 的圆柱体试件与立方体试件强度差异较大的主要原因是底模不同。结果表明，试件形态对单轴强度没有削弱。

表 1 标准立方体和圆柱体试件的单轴强度

Table 1 Uniaxial strengths of cubic and cylindrical mortar specimens

(MPa)

试件类型	立方体（1）	圆柱体（1）	立方体（2）	圆柱体（2）
单轴强度	43.9	52.0	58.2	61.9

注：（1）表示配合比 1，（2）表示配合比 2，下同。

如图 10 所示，在破坏前一级荷载以内，单轴应力应变关系基本呈直线分布，试件上部应变与下部应变相等，单轴受压下应力应变关系线性，弹性模量约为 18300 MPa。

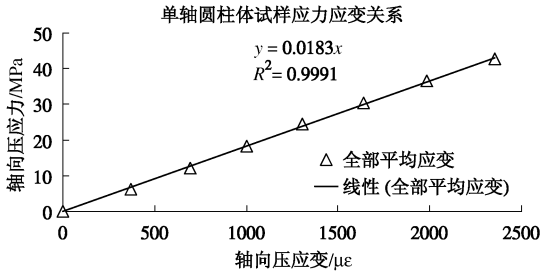

图 10 圆柱体试件单轴受压应力应变关系对比

Fig. 10 Stress-strain curves of cylindrical mortar specimens

3.2　多向应力作用下试验结果与分析

2-2 号圆柱体试件采用一号二力杆，稳定倾角 22.6 度，6 个弹簧，行程 17.9 mm，弹簧刚度 706 N/mm，试件受到的侧面正应力约 2.5 MPa，剪应力约 0.9 MPa。图 11，12 是试验过程图。

由图 11 可见，试件上表面接触试验机时，下端已有应变，是这均压板的摩擦力累积所致。在加载过程中，上下端的轴向应变差基本保持不变，说明侧压力与摩擦力基本不变。加载到 400 kN 左右时，已超过线弹性阶段，试件内部有微裂纹产生，应变开始异常。从具体数值看，这个应变差在 280 με 左右，根据三向虎克定律，易算得上下端因摩擦而引起的受力差约 41 kN。另外，根据实测百分表的稳定位移极差，算得弹簧总受力是 76 kN，其中 38 kN 为摩擦力传给试件，两个数字是基本吻合的，摩擦剪应力已按预定值施加到试件表面。

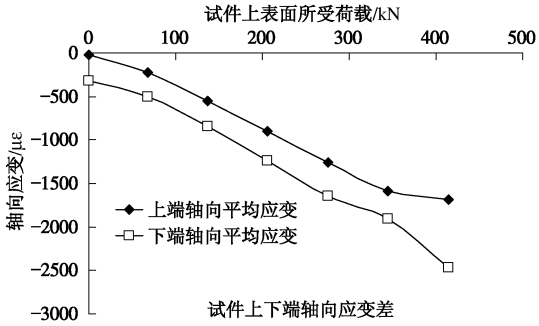

图 11 2-2 试件加载过程中上下端轴向应变曲线

Fig. 11 Strain curves of cylindrical mortar specimens under loads

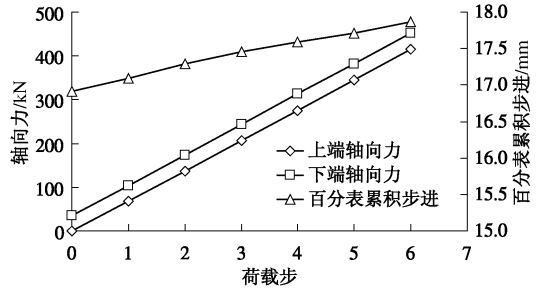

图 12 2-2 试件加载过程中上下端轴向力和百分表读数

Fig. 12 Axial forces and values of dial gauge under loads

在图 12 中，加载过程中试件上下端面的轴向力差也始终保持在 40 kN 左右，荷载步 0 代表试件上端刚刚接触试验机，此时上端受力为 0，下端受力为 38 kN，弹簧行程 17 mm，而试件破裂前的荷载步 6 时，弹簧行程为 17.8 mm，即试件受压过程中行程增加了 0.8 mm，弹簧力增加了 5%左右，可以认为基本不变，最后的分析中也考虑了这 5%对侧向力的影响。

图 13 是多向应力作用下的 1-8 试件和单轴应力作用下的 1-3 试件受压破坏过程的应力应变关系对比。可以看到，多向应力作用时，应力应变斜率更大，同样的应变下可以获得更多的应力增长，而且最后能达到的峰值应变和峰值应力都更高。

图 14（a）是多向应力作用下的破坏形态，上表面的环状裂纹是钢垫板直径小于试件直径引起，这是模拟承载板小于孔径的情况。在周围约束的帮助下，虽然内部结构已压坏，但试件表面形态完整，可以观

察到不大的竖向竖纹。图 14（b）是单轴受压破坏形态，比较典型。

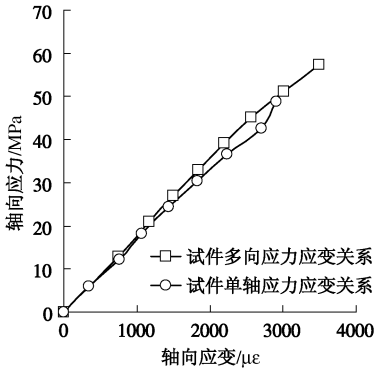

图 13 多向应力和单轴受压下试件的应力应变关系

Fig. 13 Stress-strain curves under uniaxial and multiaxial tests

（a） （b）

图 14 多向应力和单轴作用下试件破坏形态对比

Fig. 14 Failure modes under uniaxial and multiaxial tests

表 2 给出了各种多向应力作用下，试件的强度与单轴圆柱体强度的对比情况，每组结果 2～3 个试件。

表 2 圆柱体试件的单轴强度与多向应力强度

Table 2 Uniaxial and multiaxial strengths of cylindrical mortar specimens

配合比	侧压/MPa	剪切/MPa	多向应力强度/MPa	单轴强度/MPa	强度提高/MPa	影响系数 K
1	2.5	0.9	54.7	52.0	2.7	1.1
	4.9	1.9	61.1	52.0	9.1	1.8
	7.4	2.3	75.4	52.0	23.4	3.2
2	2.5	0.9	65.2	61.9	3.3	1.3
	4.9	1.9	70.8	61.9	8.9	1.8
	7.4	2.3	83.5	61.9	21.6	2.9

从表中可以看出两种配合比的砂浆圆柱体在多向应力作用下的强度比单轴受压时都有明显的提高，随着侧向压力的增大，这种提高变得更加明显。3 种侧压力强度的级差是 2.5 MPa 左右，而多向应力下强度级差分别是 6.4，14.3 MPa（配合比 1）和 5.6，12.7 MPa（配合比 2），侧压力是等级差上升的，但试件抗压强度非线性快速增高。

由于试验条件所限，并不能剥离分析剪应力对砂浆强度的单独影响，表 2 显示的是在常见剪应力范围以内，侧向正应力和剪应力的综合作用。

不同配合比的试件在相同侧向压力和剪应力条件下影响系数很接近，说明这两种配合比对强度提高的幅度影响不大。

如前所述，试验采用的侧压力和剪应力可以代表从软岩到较硬岩的实践条件。如果围岩是坚硬岩，预计影响系数可以进一步增高。

4 现场试验情况分析和建议公式

在文[13]的现场试验中，锚索为 130 mm 孔径，6 束钢绞线，锚固段的岩石抗压强度在 20 MPa 左右，砂浆单轴强度 32 MPa，试验获得了软质岩中各种锚固长度下，承载板前锚固体强度如表 3 所示。

表 3 现场试验中的锚固体强度

Table 3 Strengths of anchoring mortar specimens by field tests

编号	锚固段长度/m	锚固体压坏荷载/kN	锚固体强度/MPa
#7	1.0	320	28
#8	1.5	400	35
#9	2.0	530	47

现场试验的结果表明，砂浆体的强度不仅与岩体强度相关，还与锚固段长度相关，即锚固段长时，锚固段整体位移小，更有利于砂浆体的侧向膨胀和围岩约束的发挥，而三向作用反过来又增加界面摩阻力。建议在压力型或压力分散型锚索中，限制单远锚固段的最小锚固长度，同时有利于三向作用的发挥和应力传递长度的完整。

采用特制的试验架终将#7 锚索锚固段整体完全拔出，直接观察承载板前砂浆体的破坏情况，如图 15 所示。承载板前的砂浆体沿斜向面破裂，四周的砂浆呈粉末状脱落，中间形成一个角锥形硬核，与单轴破坏类似。由于钻头的转动，孔道存在肋环状突起，在整体拔出过程中，砂浆体与孔道剧烈摩擦，使已破裂的部分粉碎脱落。本锚索的锚固段处在已风化的软质岩中，实际强度只有约 5 MPa，而且锚固段设计得很短，这都是为了获得注岩界面极限锚固力和整体拔出的需要，这种条件下三向作用并不明显，应当注意。

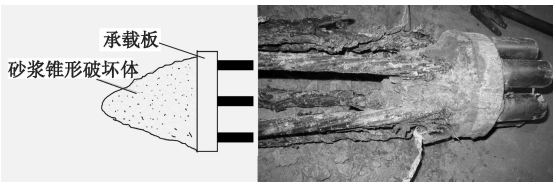

图 15 现场试验中承载板前砂浆体的破坏情况

Fig. 15 Failure photo of mortar in front of bearing plate by field tests

有关砂浆体三向受压的强度研究较少。黏结摩擦形成的剪应力一般不能达到很高的数值，其变化不如正应力大，因此在下面的分析中，主要考虑了在一般

剪应力强度范围内，正应力变化对强度的影响。定义侧向应力对强度提高的影响系数为 K（见式（1）），K=（多向应力强度－单轴强度）/侧压应力。两种不同的配合比下，影响系数 K 很接近，取平均值后，影响系数与侧压应力存在明显的线性关系，经回归分析，按下式计算影响系数 K 时，R^2 值为 0.96：

$$K = 0.407 f_{\mathrm{L}} \quad (R^2=096) \ , \tag{1}$$

式中，K 为影响系数，f_{L} 为侧向压应力（MPa）。

进而可用下式计算砂浆在多向应力下的强度：

$$f'_{\mathrm{cc}} = f'_{\mathrm{c}} + K \cdot f_{\mathrm{L}} \quad , \tag{2}$$

式中，f'_{cc}为多向应力作用下砂浆抗压强度（MPa），f'_{c}为砂浆试件单轴抗压强度（MPa）。

从图 16 可见，式（1）、（2）的计算值与试件实测值极为相近，抗压强度上升曲线基本重合。

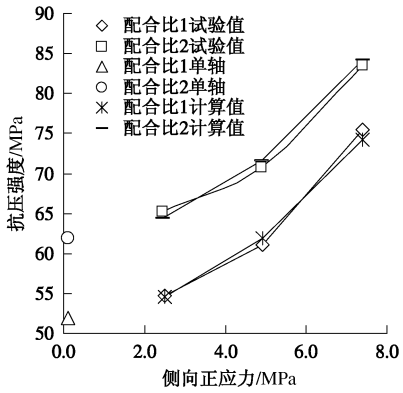

图 16 砂浆强度计算值与试验值的对比

Fig. 16 Comparison between calculated and test strengths of mortar

与现场试验情况对比，以#9 锚索为例，偏保守地取侧压力为 5 MPa，可得抗压强度计算值为 42 MPa，实测值为 47 MPa，比较吻合。

为方便工程应用，最好取得岩石条件与f_{L}的关系，准确的数据尚需更多的现场试验支撑。根据本单位已完成的工作，建议在完整性较好的岩体中，可近似按表 4 取得侧向压应力f_{L}的数值。

表 4 岩石强度与侧压应力关系建议值

Table 4 Empirical relation between rock strength and normal stress on side face of mortar

(MPa)

岩石单轴强度	10~20	20~40	40~60
侧压力强度f_{L}	2~4	4~6	6~8

根据上述分析，式（1）、（2）和表 4 建议值的应用条件是：岩体质量在较完整以上，岩石强度从较软岩到较硬岩范围，压力型锚索的单元锚固段长度不小于 2 m。

5 结　　论

设计制作的辅助机械加载装置对带孔圆柱形砂浆体同时施加了侧面正应力和剪应力，在单向压力机上实现了多向应力加载，根据理论和现场试验的结果，分析了作用于压力型岩锚承载板前砂浆体上的侧压应力和剪应力的大小，以此为依据研究了圆柱型带孔砂浆试件在多向应力作用下的抗压强度，拟合了相关预测公式并与试验结果进行了对比，吻合较好。得到以下 3 点结论。

（1）获得了圆柱形砂浆试件在多向应力条件下的应力应变关系，与单轴条件下对比，其应变增长更慢，极限应变更大，受力性能有明显改善。

（2）在侧面正应力和剪应力的综合影响下，试件强度明显提高。本试验的 2 种配合比对强度提高幅度无明显影响。

（3）与现场实测结果对比，分析了压力型岩锚承载板前砂浆强度的主要影响因素，并提出了简明的计算公式和建议取值表格。

参考文献：

[1] 尤春安. 压力型锚索锚固段的受力分析[J]. 岩土工程学报, 2004, **26**(6): 828－831. (YOU Chun-an. Mechanical analysis of anchorage segment of pressure-type cable[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, **26**(6): 828－831. (in Chinese))

[2] 杨　庆, 朱训国, 栾茂田. 压力型锚索锚固段应力分布及影响参数分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(增刊 2): 4065－4070. (YANG Qing, ZHU Xun-guo, LUAN Mao-tian. Analysis of stress distribution and influential parameters of anchorage segment of pressure-type cable[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(S2): 4065－4070. (in Chinese))

[3] 金永军, 何满潮, 王树仁, 等. 适用于软岩边坡加固的压力分散型预应力锚索锚固机制研究[J]. 土木工程学报, 2006, **39**(4): 63－67. (JIN Yong-jun, HE Man-chao, WANG Shu-ren, et al. Study on the anchoring mechanism of pre-stressed anchor cable with dispersive pressure suitable for soft-rock slope reinforcing[J]. China Civil Engineering Journal, 2006, **39**(4): 63－67. (in Chinese))

[4] 芮　瑞, 夏元友, 顾金才, 等. 压力分散型锚索锚固段受力特性试验分析[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(5): 917－923. (RUI Rui-, XIA Yuan-You, GU Jin-Cai, et al. Field test and mechanical analysis of anchorage segment of pressure-dispersion anchors[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(5): 917－923. (in Chinese))

[5] 王虎法. 压力分散型锚索现场抗拔试验测试与分析[J]. 探矿工程, 2007(6): 47－49. (WANG Hu-fa. In situ pull-out test and analysis on the new anchor cable with scattered compression force[J]. Exploration Engineering, 2007(6): 47－49. (in Chinese))

[6] 张四平, 候 庆. 压力分散型锚杆剪应力分布与现场试验研究[J]. 重庆建筑大学学报, 2004, **26**(2): 41－47. (ZHANG Si-ping, HOU Qing. Study on shear stress distribution and in-situ test of pressure-dispersive anchor[J]. Journal of Chongqing Jianzhu University, 2004, **26**(2): 41－47. (in Chinese))

[7] 杨雪林, 林国潘. 压力分散型锚索的基本试验及分析[J]. 福建建筑, 2008(4): 99－102. (YANG Xue-lin, LIN Guo-pan. The fundamental trial and analysis of pressure-dispersed anchor cable[J]. Fujian Architecture & Construction, 2008(4): 99－102. (in Chinese))

[8] 张四平, 陈 超. 基于岩层的压力型锚杆抗拔试验研究[J]. 重庆建筑大学学报, 2003, **25**(3): 22－25. (ZHANG Si-ping, CHEN Chao. Study on pull - out tests of pressure type anchor in rock[J]. Journal of Chongqing Jianzhu University, 2003, **25**(3): 22－25. (in Chinese))

[9] 夏元友, 范卫琴, 芮 瑞. 压力分散型锚索作用效果的数值模拟分析[J]. 岩土力学, 2008, **29**(11): 3144－3148. (XIA Yuan-you, FAN Wei-qin, RUI Rui. Numerical simulation analysis of pressure diffusion anchor cable's effect mechanism[J]. Rock and soil Mechanics, 2008, **29**(11): 3144－3148. (in Chinese))

[10] 庞有师, 刘汉龙, 陈育民. 可回收式锚杆拉拔试验的数值模拟与影响因素分析[J]. 解放军理工大学学报(自然科学版), 2009, **10**(2): 170－174. (PANG You-shi, LIU Han-long, CHEN Yu-min. Numerical simulation of removable anchor pullout test and influence factors[J]. Journal of PLA University of Science and Technology(Natural Science Edition), 2009, **10**(2): 170－174. (in Chinese))

[11] 饶枭宇, 唐树名, 张永兴, 等. 注浆体配合比改善岩锚抗拔特性的试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, **27**(2): 390－396. (RAO Xiao-yu, Tang Shu-ming, ZHANG Yong-xing, et al. Experimental study on mixture ratios of grouting material for improvement of pull-out behaviors of rock cables[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(2): 390－396. (in Chinese))

[12] 卢 黎, 张永兴, 吴曙光. 压力型锚杆锚固段的应力分布规律研究[J]. 岩土力学, 2008, **29**(6): 1517－1520. (LU Li, ZHANG Yong-xing, WU Shu-guang. Distribution of stresses on bonded transmission length of compression type rock bolt[J]. Rock and soil Mechanics, 2008, **29**(6): 1517－1520. (in Chinese))

[13] 卢 黎, 张四平, 张永兴. 压力型锚索力学机理现场试验研究[J]. 岩土力学, 2010, **31**(8): 2435－2440. (LU Li, ZHANG Si-ping, ZHANG Yong-xing. On-situ test and behavior analysis of compression type rock anchor cables[J]. Rock and soil Mechanics, 2010, **31**(8): 2435－2440. (in Chinese))

[14] 卢 黎, 张永兴, 张四平. 软质岩中压力型锚索锚固段应力分布特征[J]. 土木建筑与环境工程, 2011, **33**(5): 69－74. (LU Li, ZHANG Yong-xing, ZHANG Si-ping. Stress distribution in fixed anchor length of compression type anchor in soft rock mass[J]. Journal of Civil, Architectural & Environmental Engineering, 2011, **33**(5): 69－74. (in Chinese))