

DOI: 10.11779/CJGE201812017

# 新型拉压复合型锚杆锚固性能研究: I 简化理论

涂兵雄<sup>1</sup>, 刘士雨<sup>1</sup>, 俞 缙<sup>1</sup>, 何锦芳<sup>1</sup>, 周建烽<sup>1</sup>, 贾金青<sup>2</sup>

(1. 华侨大学福建省隧道与城市地下空间工程技术研究中心, 福建 厦门 361021; 2. 大连理工大学土木工程学院, 辽宁 大连 116024)

**摘要:** 针对新型拉压复合型锚杆, 假定锚固体与岩土体之间的剪应力呈三角形分布, 对其锚固机理进行了研究。推导得出了拉压复合型锚杆的抗拔承载力计算公式和与拉力型锚杆抗拔承载力之比(承载比)。对承载比的曲线分析结果表明: 承载比随锚固段长度的增加而增加, 当锚固段长度系数  $k_1=2.0$  时, 承载比达到最大值 2.0; 承载比整体随承压锚固段长度系数  $k_2$  呈碟碗形对称分布, 且随  $k_2$  的增加而先增加后减小, 并在  $k_2=0.5$  时最大; 当  $k_1 \geq 2.0$  时, 承载比的最大值不再随锚固段长度增加而继续增加, 但是满足承载比达到最大值的  $k_2$  取值区间变大。对比拉压复合型锚杆室内试验成果, 推导的承载比计算值与试验值吻合较好。在相同锚固段长度下, 拉压复合型锚杆抗拔承载力可达拉力型锚杆 2.0 倍, 具有良好的工程应用前景。

**关键词:** 拉压复合型锚杆; 锚固机理; 黏结强度; 抗拔承载力

中图分类号: TU43 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2018)12-2289-07

作者简介: 涂兵雄(1984-), 男, 硕士生导师, 主要从事基坑工程、边坡工程及地下空间工程等领域的教学与科研工作。E-mail: tubingxiong@163.com。

## Analysis of anchorage performance on new tension-compression anchor: I simplified theory

TU Bing-xiong<sup>1</sup>, LIU Shi-yu<sup>1</sup>, YU Jin<sup>1</sup>, HE Jing-fang<sup>1</sup>, ZHOU Jian-feng<sup>1</sup>, JIA Jin-qing<sup>2</sup>

(1. Fujian Engineering Technology Research Center for Tunnel and Underground Space, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. School of Civil Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

**Abstract:** The anchorage mechanism of a new tension-compression composite anchor is studied based on the assumption of triangular distribution of the shear stress between anchorage body and rock mass. The formula for calculating the uplift bearing capacity of the tension-compression composite anchor and the bearing capacity ratio of tension-compression composite anchor to tension type anchor (BCA) are derived. The analysis results for BCA show that the value of BCA increases with the increase of the anchorage length. BCA has the maximum value of 2.0 when the anchorage length coefficient  $k_1 = 2.0$ . The curve, which is like a bowl, of BCA is symmetrical distributed over the compacted anchorage length coefficient  $k_2$ . The value of BCA increases first and then decreases with the increase of  $k_2$ , and it has the maximum value when  $k_2 = 0.5$ . The maximum value of BCA no longer continues to increase with the increase of the anchorage length when  $k_1 \geq 2.0$ , but the value range of  $k_2$  expands, with which BCA has the maximum value. The calculated value of the derived BCA agrees better with the test one as compared with the model test results of tension-compression composite anchor. The uplift bearing capacity of tension-compression composite anchor can reach 2.0 times that of the tension type anchor under the same anchorage length. So the tension-compression composite anchor has a very good prospect in engineering application.

**Key words:** tension-compression composite anchor; anchorage mechanism; bonding strength; uplift bearing capacity

## 0 引言

近 20 余年, 随着国家建设的飞速发展, 岩土锚固在边坡、基坑、水利、堤坝、矿井以及地下工程等建设中得到广泛应用<sup>[1-2]</sup>。大量的岩土锚固工程为锚固技术的应用及创新提供了良好的机遇, 各种新型锚固技术不断创新并应用于实际工程, 为国家的经济建设和城市发展做出了巨大贡献。如郭钢等<sup>[3-4]</sup>通过模型实验

研究了均质砂土中扩体锚杆的承载特性。张虎元等<sup>[5]</sup>针对楠竹加筋复合锚杆开展现场拉拔试验, 研究了楠竹加筋复合锚杆的静力学指标<sup>[6]</sup>。曹佳文<sup>[7]</sup>、彭文祥等<sup>[8]</sup>等通过模型试验研究了充气锚杆在砂土中的荷载

基金项目: 国家自然科学基金项目(51408242, 51678112, 51679093, 51874144); 中国博士后科学基金项目(2016M592082)

收稿日期: 2017-11-28

位移曲线规律, 得到了充气锚杆极限承载力的理论计算方法。刘钟等<sup>[9]</sup>研发了具有多重防腐功能的承压型囊式扩体锚杆。

对于新型锚杆技术, 需要从多个方面进行全面研究, 如锚杆的承载特性、锚固机理、锚固体与岩土体界面剪应力分布规律等。目前已有诸多学者在这些方面进行了研究并取得了较好的成果, 尤其是在锚固体与岩土体界面力学本构关系方面。如 Xiao 等<sup>[10]</sup>、何思明等<sup>[11-12]</sup>分别建立岩土体弹塑性模型探讨了锚固体的锚固机理。Yang 等<sup>[13]</sup>采用分离式模型建立了基于混凝土基质的锚杆二界面分布函数理论。Benmokrane<sup>[14]</sup>采用分段线性函数模式来表征锚固体与岩土体界面三个阶段的剪应力-剪切位移关系, 进而描述了锚杆界面的黏结-软化-滑移特性。段建等<sup>[15]</sup>采用更为简化的两个阶段的界面本构模型, 对锚杆的松动破坏进行了分析。孔宪宾等<sup>[16]</sup>, 张洁等<sup>[17]</sup>分别采用理想的弹塑性模型作为锚固体与岩土体界面的荷载传递模型, 研究了土-锚相互作用机理及锚杆临界锚固长度。基于众多学者在界面本构关系取得的成果, 诸多锚杆新技术的承载特性及锚固机理研究也取得了较好的研究成果。

本文针对发明的新型拉压复合型锚杆<sup>[18]</sup>, 对其锚固机理及承载力性能进行了研究, 为拉压复合型锚杆的后续理论试验研究及工程应用提供参考和依据。

## 1 拉压复合型锚杆

新型拉压复合型锚杆在传统拉力型锚杆锚固段的杆体中固定增设一个承压板, 并通过必要的技术和构造措施, 把传统单一的锚固段划分为同时具有 2 个受力状态不同的锚固段单元的新型锚杆。杆体制作时, 在承压板前端的锚杆杆体上设置套管, 使杆体与锚固体无黏结; 在承压板后端的锚杆杆体上不设置套管, 使杆体与锚固体黏结。当锚杆受力时, 承压板被拉动后, 一方面, 承压板挤压前面的锚固体, 使其处于受压状态, 形成承压锚固段; 另一方面, 拉动承压板后面的锚固体, 使其处于受拉状态, 形成受拉锚固段。拉压复合型锚杆结构示意图如图 1 所示。

传统荷载集中型锚杆受力后, 锚固体与岩土体界面的剪应力都是直接从一端向另一端传递(拉力型锚杆是从锚固段始端向末端传递, 压力型锚杆是从锚固段末端向始端传递), 使得荷载传递始端的界面存在明显的应力集中现象<sup>[19,20]</sup>, 当剪应力超过界面的极限黏结强度时, 便会出现界面软化<sup>[21]</sup>或渐进性破坏<sup>[22]</sup>。另外, 由于界面剪应力的传递沿锚固长度衰减, 导致锚固段后段界面的黏结强度得不到充分发挥, 使得锚杆抗拔承载力偏低。

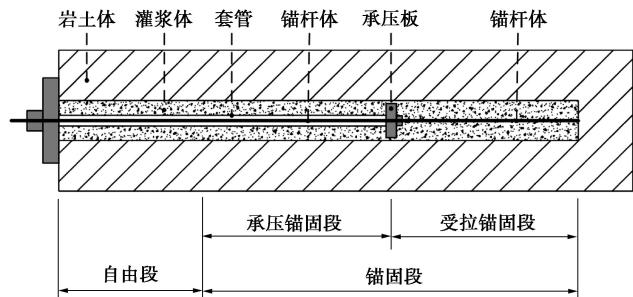


图 1 拉压复合型锚杆结构示意图

Fig. 1 Structure of tension-compression composite anchor

与荷载集中型锚杆相比, 拉压复合型锚杆具有以下优点: ①应力集中小。由于承压锚固段和受拉锚固段共同承担荷载, 使得承压锚固段和受拉锚固段分别承受的荷载大大减小, 大大缓解界面剪应力传递始端的应力集中现象, 同时可大幅减小锚固段界面受到的剪应力。②黏结强度充分发挥。界面剪应力从承压板处同时向承压锚固段和受拉锚固段两侧传递, 荷载传递长度更长, 剪应力分布相对更加均匀, 使得界面的黏结强度发挥更加充分。③抗拔承载力高。拉压复合型锚杆界面的剪应力达到极限黏结强度时, 由于界面应力传递长度大, 且黏结强度充分发挥, 使得其抗拔承载力大大提高。

## 2 理论假设

为便于对拉压复合型锚杆的锚固机理及承载力进行分析, 在现有研究成果的基础上, 进行如下假设:

(1) 锚固体与岩土体界面的剪应力呈三角形<sup>[23]</sup>分布, 拉力型锚杆端头剪应力达到极限时, 端头至剪应力零点的长度为临界锚固长度  $l_c$ <sup>[23]</sup>, 如图 2 (a) 所示。

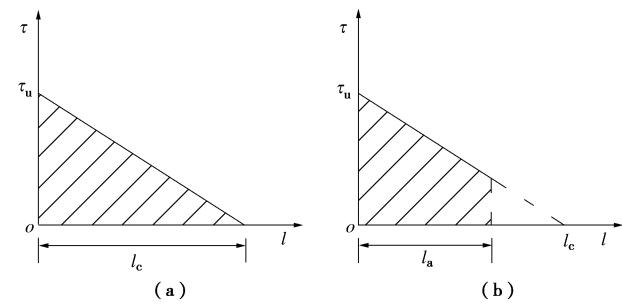


图 2 界面剪应力分布简化模型

Fig. 2 Simplified model for shear stress along anchorage length

(2) 锚固段长度小于临界锚固长度  $l_c$  时, 界面剪应力仍呈三角形分布, 端头剪应力达到极限时, 剪应力传递直线的斜率不变, 如图 2 (b) 所示。

(3) 承压锚固段和受拉锚固段在承压板处始终变形协调, 且在该处的界面剪应力相等。

(4) 锚杆锚固体与岩土体界面剪应力一旦达到极限黏结强度, 即判定锚杆失效, 此时锚杆受到的拉力

为锚杆的极限抗拔承载力。

### 3 理论推导

为便于对拉压复合型锚杆及拉力型锚杆的抗拔承载力进行推导及对比分析, 令锚杆的锚固段长度  $l_a = k_1 l_c$ ,  $k_1$  为锚固段长度系数; 承压锚固段长度为  $k_2 l_a$ ,  $k_2$  为承压锚固段长度系数; 则受拉锚固段长度为  $(1-k_2)l_a$ ; 锚固段周长取单位“1”。

$$(1) \quad 0 < l_a \leq l_c, \text{ 即 } 0 < k_1 \leq 1$$

锚固段的应力传递曲线如图 3 所示。图中曲线 1 表示拉力型锚杆, 受拉力的端头为坐标原点  $O$ , 线段  $OF$  表示锚固段长度  $l_a$ , 线段  $AB$  表示锚固段上的界面剪应力沿锚固段长度的分布曲线。线段  $OM$  表示临界锚固长度  $l_c$ 。图中曲线 2 表示拉压复合型锚杆锚固段上的界面剪应力传递曲线, 其中线段  $CD$  表示承压锚固段上的界面剪应力分布曲线, 线段  $DE$  表示受拉锚固段上的界面剪应力分布曲线。特别地, 当  $k_2=0$  时, 表示拉压复合型锚杆没有承压锚固段, 简化为普通拉力型锚杆; 当  $k_2=1$  时, 表示拉压复合型锚杆没有受拉锚固段, 简化为普通压力型锚杆。

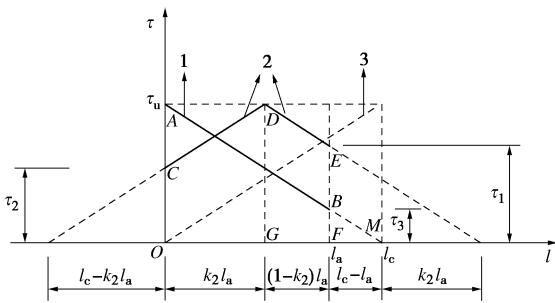


图 3  $l_a \leq l_c$  时锚固段应力传递曲线

Fig. 3 Curves of stress transfer on anchorage length for  $l_a \leq l_c$

图中曲线 3 表示锚固段长度为  $l_c$  的压力型锚杆的界面剪应力传递曲线, 由于拉力型锚杆和压力型锚杆界面剪应力传递规律的对称性, 则二者承载力相同, 故本文只分析拉力型锚杆即可。图 3 中, 拉压复合型锚杆的受拉锚固段在远离承压板的端头 ( $E$  点) 的剪应力为  $\tau_1$ , 承压锚固段在远离承压板的端头 ( $C$  点) 的剪应力为  $\tau_2$ , 拉力型锚杆在锚固段末端 ( $B$  点) 的剪应力为  $\tau_3$ 。

根据三角形相似原理可得

$$\tau_1 = (1 - k_1 + k_1 k_2) \tau_u, \quad (1)$$

$$\tau_2 = (1 - k_1 k_2) \tau_u, \quad (2)$$

$$\tau_3 = (1 - k_1) \tau_u. \quad (3)$$

则拉力型锚杆的抗拔承载力 ( $OABF$  面积) 为

$$T_{u,t} = 0.5 \tau_u l_c (2 - k_1) k_1. \quad (4)$$

相应地, 拉压复合型锚杆的抗拔承载力 ( $OCDEF$  面积) 为

$$T_{u,tc} = 0.5(\tau_2 + \tau_u) k_2 l_a + 0.5(\tau_1 + \tau_u)(1 - k_2) l_a. \quad (5)$$

将式 (1)、(2) 代入式 (5) 得

$$T_{u,tc} = 0.5\tau_u l_c (-2k_1^2 k_2^2 + 2k_2 k_1^2 - k_1^2 + 2k_1). \quad (6)$$

将式 (6) 除以式 (4) 可得拉压复合型锚杆与拉力型锚杆的抗拔承载力之比 (下文简称承载比):

$$N = \frac{2k_1}{2 - k_1} (k_2 - k_2^2) + 1. \quad (7)$$

式 (7) 中  $k_2 \in [0, 1]$ ,  $k_1 \in (0, 1]$ , 故  $\frac{2k_1}{2 - k_1} > 0$ ,  $(k_2 - k_2^2) \geq 0$ 。式 (7) 对  $k_1$  和  $k_2$  求导数得

$$\frac{\partial N}{\partial k_2} = \frac{2k_1}{2 - k_1} (1 - 2k_2), \quad (8)$$

$$\frac{\partial N}{\partial k_1} = \frac{4(k_2 - k_2^2)}{(2 - k_1)^2}. \quad (9)$$

显见, 取值区间内,  $N$  为  $k_1$  的增函数;  $N$  随  $k_2$  的增加而先增加后减小, 且在  $k_2=0.5$  时最大。令

$$\frac{\partial^2 N}{\partial k_1 \partial k_2} = \frac{4(1 - 2k_2)}{(2 - k_1)^2} = 0, \quad (10)$$

得  $k_2=0.5$  时,  $N$  取极值  $\frac{k_1}{2(2 - k_1)} + 1$ 。当且仅当  $k_1=1$  时,  $N$  取最大值 1.5。

当  $k_1=0$  时, 表示锚杆没有锚固段, 锚杆抗拔承载力均始终为零, 则拉压复合型锚杆与拉力型锚杆的抗拔承载力相等, 此时, 令  $N=1$ 。

$$(2) \quad l_c < l_a \leq 2l_c, \text{ 即 } 1 < k_1 \leq 2$$

锚固段的应力传递曲线如图 4 所示。由于锚固段长度  $l_a > l_c$ , 受锚固体与岩土体界面剪应力传递规律的影响, 拉力型锚杆锚固段实际发挥作用的长度为  $l_c$ , 故抗拔承载力始终为  $T_{u,t} = 0.5\tau_u l_c$ 。

a) 当  $k_2 l_a \leq l_a - l_c$ , 即  $k_1 k_2 - k_1 + 1 \leq 0$  时, 承压板位于图 4 所示的一区, 受拉锚固段实际发挥作用的长度始终为  $l_c$ , 如曲线 2 所示。

$$T_{u,tc} = 0.5\tau_u l_c (1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_1 k_2), \quad (11)$$

$$N = 1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_1 k_2. \quad (12)$$

b) 当  $l_a - l_c \leq k_2 l_a \leq l_c$ , 即  $k_1 k_2 - k_1 + 1 \geq 0$  且  $k_1 k_2 \leq 1$  时, 承压板位于图 4 所示的二区, 承压锚固段和受拉锚固段都发挥作用, 如曲线 3 所示。根据三角形相似原理可得

$$\tau_1 = (1 - k_1 + k_1 k_2) \tau_u, \quad (13)$$

$$\tau_2 = (1 - k_1 k_2) \tau_u. \quad (14)$$

则拉压复合型锚杆的抗拔承载力 ( $OCDEF$  面积) 为

$$T_{u,tc} = 0.5(\tau_2 + \tau_u) k_2 l_a + 0.5(\tau_1 + \tau_u)(1 - k_2) l_a. \quad (15)$$

将式 (13)、(14) 代入式 (15) 得

$$T_{u,tc} = 0.5\tau_u l_c (-2k_1^2 k_2^2 + 2k_2 k_1^2 - k_1^2 + 2k_1) \quad (16)$$

得承载比:

$$N = 2k_2 k_1^2 - 2k_1^2 k_2^2 - k_1^2 + 2k_1 \quad (17)$$

当  $k_1=1$ , 即  $l_a=l_c$  时, 式(17)化简为  $N=-2k_2^2+2k_2+1$ , 与  $k_1=1$  时的式(7)同解。

对式(17)求  $k_1$  和  $k_2$  的二阶导数得

$$\frac{\partial^2 N}{\partial k_1 \partial k_2} = 4k_1(1-2k_2) \quad (18)$$

令式(18)等于零, 得  $k_2=0.5$  时,  $N$  取极值:

$$N = 2k_1 - 0.5k_1^2 \quad (19)$$

显见  $k_1 \in (1, 2]$  时, 式(19)为  $k_1$  的递增函数。

当  $k_1=2$ ,  $k_2=0.5$  时,  $N$  取最大值 2.0。另当  $k_1=1$ ,  $k_2=0.5$  时,  $N$  取最大值 1.5。

c) 当  $l_c \leq k_2 l_a \leq 2l_c$ , 即  $1 \leq k_1 k_2 \leq 2$  时, 承压板位于图 4 所示的三区, 承压锚固段实际发挥作用的长度始终为  $l_c$ , 如曲线 4 所示。

$$T_{u,tc} = 0.5\tau_u l_c (-k_1^2 k_2^2 + 2k_2 k_1^2 - k_1^2 - 2k_1 k_2 + 2k_1), \quad (20)$$

$$N = 1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_2 k_1^2 - k_1^2 - 2k_1 k_2 + 2k_1 \quad (21)$$

当  $k_1=2$ ,  $k_2=0.5$  时,  $N$  取最大值 2.0。

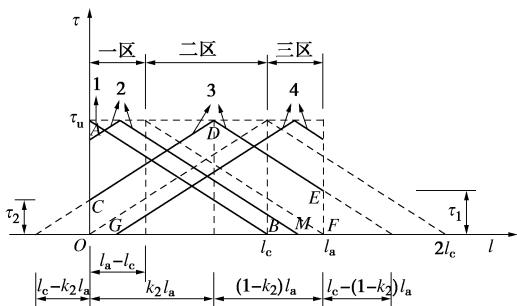


图 4  $l_c < l_a \leq 2l_c$  时锚固段应力传递曲线

Fig. 4 Stress transfer curve on the anchorage length for  $l_c < l_a \leq 2l_c$

(3)  $l_a > 2l_c$ , 即  $k_1 > 2$

锚固段的应力传递曲线如图 5 所示。拉力型锚杆锚固段实际发挥作用的长度为  $l_c$ , 故拉力型锚杆抗拔承载力始终为  $T_{u,t}=0.5\tau_u l_c$ 。

a) 当承压锚固段长度  $k_2 l_a \leq l_c$ , 即  $k_1 k_2 \leq 1$  时, 承压板位于图 5 所示的一区, 则受拉锚固段实际发挥作用的长度始终为  $l_c$ , 如曲线 2 所示。

$$T_{u,tc} = 0.5\tau_u l_c (1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_1 k_2) \quad (22)$$

$$N = 1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_1 k_2 \quad (23)$$

b) 当  $l_c \leq k_2 l_a \leq l_a - l_c$ , 即  $k_1 k_2 - k_1 + 1 \leq 0$  且  $k_1 k_2 \geq 1$  时, 承压板位于图 5 所示的二区, 则承压锚固段和受拉锚固段实际发挥作用的长度均始终为  $l_c$ , 如曲线 3 所示。显见, 恒有  $N=2.0$ 。

c) 当  $k_2 l_a \geq l_a - l_c$ , 即  $k_1 k_2 - k_1 + 1 \geq 0$  时, 承压板位于图 5 所示的三区, 承压锚固段实际发挥作用的长度始终为  $l_c$ , 如曲线 4 所示。

$$T_{u,tc} = 0.5\tau_u l_c [2 - (k_1 - k_1 k_2 - 1)^2] \quad (24)$$

$$N = 2 - (k_1 - k_1 k_2 - 1)^2 \quad (25)$$

由图 5 可以看出, 在一区内,  $k_2$  增加, 曲线 2 与坐标轴所包围面积增大, 即拉压复合型锚杆抗拔承载力增加; 在二区内,  $k_2$  增加, 曲线 3 与所包围面积不便, 即抗拔承载力不变; 在三区内,  $k_2$  增加, 曲线 4 与所包围面积减小, 即抗拔承载力减小。故承载比  $N$  随  $k_2$  的增加而先增加(一区), 达到最大值 2.0(二区)后, 再减小(三区)。特别地, 当  $k_1=2$ ,  $k_2=0.5$  时,  $N=2.0$ 。

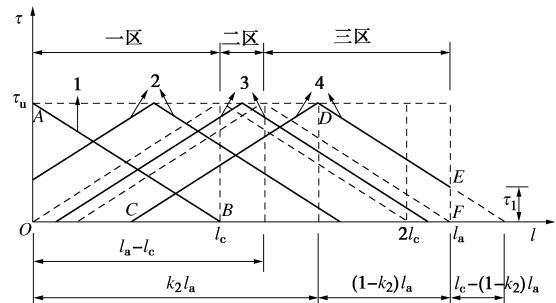


图 5  $l_a > 2l_c$  时锚固段应力传递曲线

Fig. 5 Curves of stress transfer on anchorage length for  $l_a > 2l_c$

## 4 机理分析

基于上述理论推导结果, 汇总得出拉压复合型锚杆与拉力型锚杆的抗拔承载力之比如表 1 所示, 并绘制承载比  $N$  成果曲线如图 6 所示。

表 1 承载比  $N$  计算公式

Table 1 Formulae for bearing capacity ratio  $N$

锚固长度	条件	$N$ 值
$l_a \leq l_c$ ( $k_1 \leq 1$ )	$k_2 \in [0, 1]$	$\frac{2k_1}{2-k_1}(k_2 - k_2^2) + 1$
$l_c \leq l_a \leq 2l_c$ ( $1 \leq k_1 \leq 2$ )	$k_2 \in [0, 1 - 1/k_1]$	$1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_1 k_2$
$l_a \geq 2l_c$ ( $k_1 \geq 2$ )	$k_2 \in [1/k_1, 1 - 1/k_1]$	$2k_2 k_1^2 - 2k_1^2 k_2^2 - k_1^2 + 2k_1$
	$k_2 \in [1 - 1/k_1, 1]$	$1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_2 k_1^2 - k_1^2 - 2k_1 k_2 + 2k_1$
	$k_2 \in [0, 1/k_1]$	$1 - k_1^2 k_2^2 + 2k_1 k_2$
	$k_2 \in [1/k_1, 1 - 1/k_1]$	2
	$k_2 \in [1 - 1/k_1, 1]$	$2 - (k_1 - k_1 k_2 - 1)^2$

从图(6)中可以看出, 拉压复合型锚杆与拉力型锚杆承载力之比  $N$  值随  $k_2$  的变化具有明显的对称性, 整体分布呈碟碗形。

当  $k_1 \leq 2.0$  时,  $N$  值曲线呈倒扣“弧底碗”形,  $N$  值随  $k_1$  的增加而增加, 但  $k_1$  值越大, 增幅越小;  $N$  值随  $k_2$  的增加而先增加后减小, 且当  $k_2=0.5$  时,  $N$  值最大。 $k_1=1$  时,  $N$  值在  $k_2=0.5$  时得到最大值 1.5;  $k_1=2$  时,  $N$  值在  $k_2=0.5$  时得到最大值 2.0。究其原因, 主要是由于以下几个方面的影响。

(1) 当锚固段长度小于临界锚固长度, 即  $k_1 \leq$

1.0 时, 无论承压板放置在哪个位置, 都能保证界面剪应力在承压锚固段和受拉锚固段上传递, 故锚杆抗拔承载力随锚固段长度的增加而增加, 且承压板设置在锚固段中间, 即  $k_2=0.5$  时, 能使承压锚固段和受拉锚固上的黏结强度都能得到最充分的发挥, 相应地获得最大的抗拔承载力。

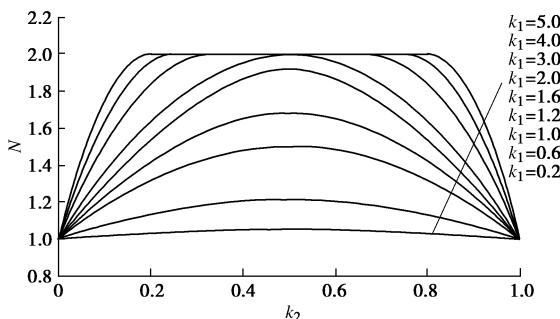


图 6 拉压复合型锚杆与拉力型锚杆承载力之比

Fig. 6 Bearing capacity ratios of tension-compression type anchor to tension type anchor

(2) 当拉压复合型锚杆锚固段长度介于 1~2 倍临界锚固长度之间, 即  $1.0 < k_1 < 2.0$  时, 如果承压板位置距离锚头太近(图 4 中一区), 尽管承压锚固段能全部发挥作用, 但会导致受拉锚固长度超过临界锚固长度, 从而使得部分受拉锚固段(图 4 中 MF 段)上的黏结强度无法发挥作用, 故承载力较小; 同理, 如果承压板位置距离锚头太远(图 4 中三区), 尽管受拉锚固段能全部发挥作用, 但会导致承压锚固长度超过临界锚固长度, 从而使得部分承压锚固段(图 4 中 OG 段)上的黏结强度无法发挥作用, 故承载力较小。当承压板位置放置在中部合适位置时(如图 4 中二区), 承压锚固段与受拉锚固段长度均小于临界锚固长度, 从而使锚固段界面黏结强度得到更充分、更合理的发挥, 故承载力较高。

(3) 当拉压复合型锚杆锚固段中长度等于临界锚固长度 2 倍(即  $k_1=2.0$ ), 且承压板设置在锚固段中间位置(即  $k_2=0.5$ )时, 承压锚固段和受拉锚固段长度刚好均为临界锚固长度, 界面黏结强度充分发挥作用, 此时, 拉压复合型锚杆抗拔承载力达到最大值,  $N_{\max}=2.0$ 。

当  $k_1>2.0$  时,  $N$  值曲线呈倒扣“平底碗”形, 即  $N$  值随  $k_2$  的增加而先增加, 达到最大值(即  $N_{\max}=2.0$ )后保持不变, 再减小; 锚固段越长, 即  $k_1$  越大, 使  $N$  值达到最大值 2.0 的  $k_2$  取值区间就越大。这是由于锚固段长度超过临界锚固长度 2 倍后, 当承压板位置在锚固段中间一定范围内变化时, 始终能满足承压锚固段和受拉锚固段实际发挥作用的长度均为临界锚固长度(图 5 中二区), 相应的拉压复合型锚杆抗拔承载力始终为拉力型锚杆的 2.0 倍。且锚固段长度越长, 即  $k_1$  越大, 满足  $N_{\max}=2.0$  的图 5 中二区范围越大, 即  $k_2$

取值区间越大。当承压板位置偏离该区间靠近锚头时(图 5 中一区), 实际发挥作用的受拉锚固段长度始终为临界锚固长度; 而承压锚固段长度小于临界锚固长度, 但会随  $k_2$  的增加而增加, 故锚杆抗拔承载力随  $k_2$  的增加而增加。当承压板位置偏离该区间远离锚头时(图 5 中三区), 实际发挥作用的承压锚固段长度始终为临界锚固长度; 实际发挥作用的受拉锚固段长度小于临界锚固长度, 且会随  $k_2$  的增加而减小, 故锚杆抗拔承载力随  $k_2$  的增加而减小。

综上, 拉压复合型锚杆抗拔承载力可达拉力型锚杆的 2.0 倍。拉力型锚杆锚固段长度不宜超过  $l_c$ , 而拉压复合型锚杆锚固段长度不宜超过  $2l_c$ 。

## 5 理论验证

为验证本文理论结果的合理性, 将本文理论计算分析结果与拉压复合型锚杆模型试验结果进行对比验证。该模型试验完成锚固长度 360 mm 试件 12 件, 其中 T360 拉力型锚杆 4 件; TC360-12(拉压长度比为 1:2, 即受拉锚固段长度与承压锚固段长度之比为 1:2)拉压复合型锚杆和 TC360-21(拉压长度比为 2:1)拉压复合型锚杆各 4 件, 试件采用 C30 混凝土。完成锚固长度 300 mm 试件 9 件, 其中 T300 锚杆 3 件; TC300-12 锚和 TC300-21 锚各 3 件; 试件采用 C40 混凝土。

模型试件断面尺寸均为 250 mm×250 mm; 锚杆杆体采用 8.8 级 M18 螺杆, 选用配套的 M18 螺母及配套的钢垫板(外径 44 mm, 内径 19 mm, 厚度 8 mm)制作承压板; 试件制作时采用直径 50 mm 的 PVC 管在中心预留注浆孔; 试件成型拆模后, 拔除 PVC 管, 对中放置杆体并灌注水泥浆; 水泥浆采用强度等级为 42.5 的龙泥牌普通硅酸盐水泥制作, 水灰比 0.5, 试验加载过程中, 同期测得水泥浆试块抗压强度平均值为 40.5 MPa。

试验制作过程如图 7 所示。试验加载采用杭州邦威机电控制工程有限公司制造的 MAS-100/250 伺服作动器, 额定最大加载量程为 100~250 kN, 试验全程按位移控制单调加载, 加载速率为 0.01 mm/s。试验采用江苏东华测试技术股份有限公司生产的静态应变测试系统 DH3816N 进行数据采集。汇总模型试验承载力结果如表 2 所示。



图 7 试件制作及加载

Fig. 7 Preparation of test materials and loading schemes

从表 2 中可以看出, 拉压复合型锚杆抗拔承载力相比拉力型锚杆有显著提高。TC360-12 组试验结果实测承载比  $N$  的平均值 1.78; TC360-21 组试验结果实测承载比  $N$  的平均值 2.59, 高于 TC360-12 组; 两组承载比  $N$  平均值 2.19。TC300-12 组试验结果实测承载比  $N$  的平均值 1.72; TC300-21 组试验结果实测承载比  $N$  的平均值 1.80, 略高于 TC300-12 组; 两组承载比  $N$  平均值 1.76。试验结果总体上满足  $N \in [1, 2]$ , 理论值与试验值比较吻合。因此, 拉压复合型锚杆抗拔承载力能比传统拉力型锚杆显著提高。

表 2 锚杆试验成果

Table 2 Results of anchor tests

锚固段长度 /m	编号	$P_u$ /kN	$\bar{P}_u$ /kN	极差 /%	$N$	$\bar{N}$
360	T360-1	53.64				
	T360-2	53.22				
	T360-3	43.24	51.10	21.47	—	—
	T360-4	54.21				
	TC360-12-1	82.02			1.61	
	TC360-12-2	99.88			1.95	1.78
	TC360-12-3	84.25	91.10	19.60	1.65	
	TC360-12-4	98.24			1.92	
	TC360-21-1	118.6			2.32	
	TC360-21-2	123.8			2.42	
	TC360-21-3	140.1	132.3	21.39	2.74	2.59
	TC360-21-4	146.9			2.87	
300	T300-1	44.74				
	T300-2	50.51	47.32	12.15	—	—
	T300-3	46.70				
	TC300-12-1	87.18			1.84	
	TC300-12-2	80.28	81.42	12.75	1.70	1.72
	TC300-12-3	76.80			1.62	
	TC300-21-1	90.58			1.91	
	TC300-21-2	83.81	85.26	10.77	1.77	1.80
	TC300-21-3	81.40			1.72	

注: 表中承载比  $N$  为各拉压复合型锚杆的抗拔承载力与拉力型锚杆抗拔承载力平均值之比。

## 6 结 论

(1) 拉压复合型锚杆由于同时具有承压锚固段和受拉锚固段, 能同时分担荷载, 使得锚固体与岩土体界面的黏结强度充分发挥, 承载力显著提高。

(2) 当锚固段长度不超过临界锚固长度 2 倍时, 承载比曲线呈“弧底碗”状,  $N$  值随承压锚固段长度系数  $k_2$  的增加而先增大后减小, 且在  $k_2=0.5$  时最大;  $N$  值随锚固段长度的增加而增大, 且当  $k_1=2$ ,  $k_2=0.5$  时,  $N_{\max}=2.0$ 。

(3) 当锚固段长度超过临界锚固长度 2 倍后, 承载比曲线呈“平底碗”状,  $N$  值随承压锚固段长度系数  $k_2$  的增加而先增大, 达到最大值 2.0 后保持不变, 随后再减小;  $N$  值随锚固段长度的增加而增大, 但最大值不超过 2.0, 且锚固段越长,  $k_2$  可以在更大区间内变化并获得最大值 2.0。

(4) 本文推导的拉压复合型锚杆与普通拉力型锚杆承载力之比, 与试验结果比较吻合。本文提出的研究方法对拉压复合型锚杆的进一步理论研究和工程应用具有很好的参考价值。

## 参 考 文 献:

- [1] 程良奎. 岩土锚固的现状与发展[J]. 土木工程学报, 2001, 34(3): 7 - 12. (CHENG Liang-kui. Present status and development of ground anchorages[J]. China Civil Engineering Journal, 2001, 34(3): 7 - 12. (in Chinese))
- [2] 贾 强, 应惠清, 张 鑫. 锚杆静压桩技术在既有建筑物增设地下空间中的应用[J]. 岩土力学, 2009, 30(7): 2053 - 2058. (JIA Qiang, YING Hui-qing, ZHANG Xin. Construction of basement in existing buildings by static bolt-pile[J]. Rock and Soil Mechanics, 2009, 30(7): 2053 - 2058. (in Chinese))
- [3] 郭 钢, 刘 钟, 邓益兵, 等. 砂土中扩体锚杆承载特性模型试验研究[J]. 岩土力学, 2012, 33(12): 3645 - 3652. (GUO Gang, LIU Zhong, DENG Yi-bing, et al. Model test research on bearing capacity characteristics of underreamed ground anchor in sand[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(12): 3645 - 3652. (in Chinese))
- [4] 郭 钢, 刘 钟, 李永康, 等. 扩体锚杆拉拔破坏机制模型试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(8): 1677 - 1684. (GUO Gang, LIU Zhong, LI Yong-kang, et al. Model test research on failure mechanism of underreamed ground anchor[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(8): 1677 - 1684. (in Chinese))
- [5] 张虎元, 王晓东, 王旭东, 等. 楠竹加筋复合锚杆内部界面黏结滑移模型[J]. 岩土力学, 2011, 32(3): 789 - 796. (ZHANG Hu-yuan, WANG Xiao-dong, WANG Xu-dong, et al. Bond-slip model for bamboo-steel cable composite anchor[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(3): 789 - 796. (in Chinese))
- [6] 王晓东, 张虎元, 吕擎峰. 楠竹加筋复合锚杆静力学性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2011, 44(12): 108 - 115. (WANG Xiao-dong, ZHANG Hu-yuan, LU Qing-feng. Laboratory study of the static properties of bamboo-steel cable composite anchor[J]. China Civil Engineering Journal, 2011, 44(12): 108 - 115. (in Chinese))
- [7] 曹佳文, 彭振斌, 彭文祥, 等. 充气锚杆在砂土中的模型试验研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(7): 1957 - 1962. (CAO Jia-wen, PENG Zhen-bin, PENG Wen-xiang, et al. Model test study of inflated anchors in sands[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(7): 1957 - 1962. (in Chinese))
- [8] 彭文祥, 张 旭, 曹佳文. 充气锚杆极限承载力计算方法

- [J]. 岩土力学, 2013, **34**(6): 1696 – 1702. (PENG Wen-xiang, ZHANG Xu, CAO Jia-wen. Calculation method for ultimate bearing capacity of inflatable anchor[J]. Rock and Soil Mechanics, 2013, **34**(6): 1696 – 1702. (in Chinese))
- [9] 刘 钟, 郭 钢, 张 义, 等. 囊式扩体锚杆施工技术与工程应用[J]. 岩土工程学报, 2014, **36**(增刊 2): 205 – 211. (LIU Zhong, GUO Gang, ZHANG Yi, et al. Construction technology and engineering applications of capsule-type under-reamed ground anchor[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2014, **36**(S2): 205 – 211. (in Chinese))
- [10] XIAO Shu-jun, CHEN Chang-fu. Mechanical mechanism analysis of tension type anchor based on shear displacement method[J]. Journal of Central South University of Technology, 2008, **15**(1): 106 – 111.
- [11] 何思明, 李新坡. 预应力锚杆作用机制研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(9): 1876 – 1880. (He Si-ming, LI Xin-po. Study on mechanism of prestressed anchor bolt[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(9): 1876 – 1880. (in Chinese))
- [12] 何思明, 田金昌, 周建庭. 胶结式预应力锚索锚固段荷载传递特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, **25**(1): 117 – 121. (He Si-ming, TIAN Jin-chang, ZHOU Jian-ting. Study on load transfer of bond prestressed anchor rope[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2006, **25**(1): 117 – 121. (in Chinese))
- [13] YANG S T, WU Z M, HU X Z, et al. Theoretical analysis on pullout of anchor from anchor-mortar-concrete anchorage system[J]. Eng Fract Mech, 2008, **75**(5): 961 – 985.
- [14] BENMOKRANE B, CHENNOUF A, MITRI H S. Laboratory evaluation of cement-based grouts and grouted rock anchors[J]. Int J Rock Mech Min Sci Geomech, 1995, **32**(7): 633 – 642.
- [15] 段 建, 言志信, 郭锐剑, 等. 土层锚杆拉拔界面松动破坏分析[J]. 岩土工程学报, 2012, **34**(5): 936 – 941. (DUAN jian, YAN Zhi-xin, GUO Rui-jian, et al. Failure analysis of soil anchors induced by loose interface under pullout load[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2012, **34**(5): 936 – 941. (in Chinese))
- [16] 孔宪宾, 余跃欣, 李 炜, 等. 土–锚杆相互作用机理的研究[J]. 工程力学, 2000, **17**(3): 80 – 86. (KONG Xian-bin, SHE Yue-xin, LI Wei, et al. The mechanism study of soil-anchor interaction[J]. Engineering Mechanics, 2000, **17**(3): 80 – 86. (in Chinese))
- [17] 张 洁, 尚岳全, 叶 彬. 锚杆临界锚固长度解析计算[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, **24**(7): 1134 – 1138. (ZHANG Jie, SHANG Yue-quan, YE Bin. Analytical calculations of critical anchorage length of bolts[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, **24**(7): 1134 – 1138. (in Chinese))
- [18] 涂兵雄, 贾金青, 俞 缙, 等. 一种拉压复合型锚杆: 中国, ZL201420450678.5[P]. 2014. (TU Bing-xiong, JIA Jin-qin, YU Jin, et al. A tension-compression composite anchor: China, ZL201420450678.5[P]. 2014. (in Chinese))
- [19] SERRANO A, OLALLA C. Tensile resistance of rock anchors[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1999, **36**(4): 449 – 474.
- [20] KILIC A, YASAR E, ATIS C D. Effect of bar shape on the pull-out load capacity of fully grouted rock bolt[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2002, **18**(1): 1 – 6.
- [21] 郭锐剑, 谌文武, 段 建, 等. 考虑界面软化特性的土层锚杆拉拔受力分析[J]. 中南大学学报, 2012, **43**(10): 4003 – 4009. (GUO Rui-jian, CHEN Wen-wu, DUAN Jian, et al. Pullout mechanical analysis of soil anchor based on softening behavior of interface[J]. Journal of Central South University, 2012, **43**(10): 4003 – 4009. (in Chinese))
- [22] 尤春安, 战玉宝. 预应力锚索锚固段界面滑移的细观力学分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2009, **28**(10): 1976 – 1985. (YOU Chun-an, ZHANG Yu-bao. Analysis of interfacial slip mesomechanics in anchorage section of prestressed anchor cable[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2009, **28**(10): 1976 – 1985. (in Chinese))
- [23] 龙 照, 赵明华, 张恩祥, 等. 锚杆临界锚固长度简化计算方法[J]. 岩土力学, 2010, **31**(9): 2991 – 2995. (LONG Zhao, ZHAO Ming-hua, ZHANG En-xiang, et al. A simplified method for calculation critical anchorage length of bolt[J]. Rock and Soil Mechanics, 2010, **31**(9): 2991 – 2995. (in Chinese))