文章编号：1001-4632（2025）06-0123-10
引用格式：王浩，李少华，杨新安，等. 超大断面隧道预应力组合锚固体系参数研究[J]. 中国铁道科学，2025，46(6)：123-132.
Citation：WANG Hao，LI Shaohua，YANG Xin'an，et al. Study on Anchoring Parameter of Combined Anchorage System for Super-Large-Section Tunnel [J]. China Railway Science，2025，46 (6)：123-132.

超大断面隧道预应力组合锚固体系参数研究

王 浩[1]，李少华[1]，杨新安[2]，姚铁军[1]，廖立坚[3]

（1. 中铁十五局集团有限公司，上海 200070；
2. 同济大学 交通运输工程学院，上海 201804；
3. 中国铁路设计集团有限公司，天津 300308）

摘 要：针对超大断面隧道组合锚固体系参数设计问题，将组合拱理论与Mohr-Coulomb强度准则进行融合，并引入均匀化等效处理，系统地分析锚杆与锚索的组合效应；建立以最小主应力分布为判据的锚固参数评价体系，通过数值模拟开展预应力、锚固长度和间排距的参数组合分析，提出可直接应用于工程的参数匹配设计。结果表明：锚杆与浅部围岩形成组合拱，其受力状态和力学参数较单一锚固体系得到改善，锚索须发挥深部围岩的承载能力才能进一步加固组合拱；锚杆预应力应保证形成组合拱的稳定性，锚索预应力超过850 kN时并不能提高锚固效果；锚杆长度超过11 m时，继续增大长度对组合拱的挤压效果不会明显增大，而锚索过短时将与锚杆作用相互叠加；锚杆间排距为0.8～1.2 m时锚索才能发挥作用，过大或过小的锚杆间排距均不利于发挥锚固作用。研究成果对超大断面隧道组合锚固体系设计具有参考价值。

关键词：超大断面隧道；组合锚固体系；预应力锚杆；预应力锚索；锚固参数
中图分类号：U455.7 **文献标识码**：A **doi**：10.3969/j.issn.1001-4632.2025.06.12

随着铁路交通和公路交通的快速发展，隧道作为交通建设的配套工程，开挖截面积逐渐增大，部分特殊结构铁路隧道、多车道公路隧道的开挖截面积达到了200～500 m^2，超大断面隧道开始大规模出现。与普通隧道相比，超大断面隧道围岩塑性区范围大、应力分布复杂、围岩自稳能力差，因此对支护结构承载需求更高。当传统的锚杆锚固不能满足支护要求时，预应力锚索锚固成为必然，锚杆与锚索组成的预应力组合锚固体系为超大断面隧道支护带来了新方法。然而实际隧道工程中锚杆与锚索组合效应尚不明确，设计理念和方法不成熟，组合锚固体系的设计参数存在较大的差异，因此有必要对组合效应及其锚固参数进行研究。

锚杆、锚索属于主动支护技术，可以实现对围岩主动加固，尤其是锚杆-锚索-围岩三者变形相互协调时，充分发挥各自的作用，可组成稳定的锚固结构[1]。锚固结构可改善围岩的应力状态、补偿应力卸载、减少应力集中、限制围岩变形，并能显著提高锚固围岩的承载能力、抗变形能力和整体稳定性，从而更好地实现围岩稳定控制[2-4]。特别是在软弱围岩中，组合锚固结构可以有效地控制极端大变形的产生[5]。虽然锚杆与锚索存在明显的组合效应，但锚固体系是由锚杆、锚索、围岩等多个系统组成的非线性系统，不是子系统的简单叠加，而是子系统相互作用对整个系统贡献。锚杆之间、锚索之间以及两者的组合之间存在组合效应，组合参数主要包括预应力、部件的长度和密度、锚固方式等[6]。赵庆彪等[7-8]提出了组合锚固的2个重要指标：锚索承载能力和锚索延伸量。孙晓明等[9-10]指出组合锚固中锚杆发挥作用的前提是其与围岩刚度耦合、锚索与围岩结构耦合，才能利用深部稳定围岩的承载能力。高明中[11]指出锚杆、锚索的直径及锚固方式决定了锚固刚度，布置方式和间排距决定了锚固体的破坏过程。刘刚等[12-13]和李元

收稿日期：2024-07-22；修订日期：2025-11-27
基金项目：国家自然科学基金铁路基础研究联合基金资助项目（U2468219）
第一作者：王 浩（1991—），男，山东滕州人，工程师，博士。E-mail：770893890@qq.com

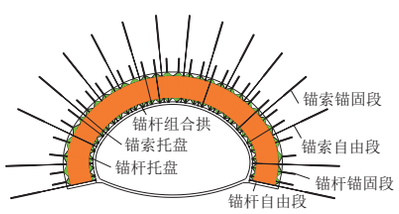
等[14]以预应力为基础研究了其他锚固参数与预应力的组合性，以及锚杆预应力与锚索预应力的协同作用。张镇等[15]和王金华[16]认为预应力是锚固的核心，根据FLAC3D软件的计算认为锚杆预紧力矩选择在300～400 N·m之间、锚索预应力为200～300 kN时的组合效应最明显。祖自银[17]基于耦合支护原理，提出了对组合锚固的参数优化方法。Ghadimi等[18]指出锚杆的材质和间排距对提高抗剪强度有重要的作用，锚索的长度对控制径向位移有重要作用。

目前，针对组合锚固效应和组合锚固参数的研究比较多，但这些研究主要针对小断面隧道，对超大断面隧道组合锚固的研究较少，锚固参数对组合锚固效果的影响不明确。

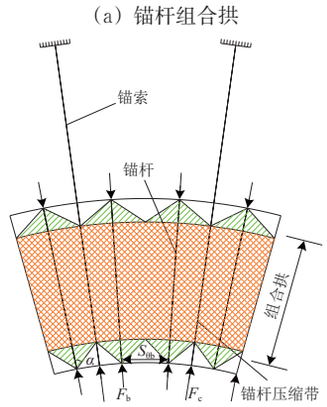
本文根据组合拱理论明确锚杆、锚索的组合效应，在此基础上利用数值模拟对预应力、长度、间排距的组合进行研究，通过组合拱应力变化明确锚固参数的组合关系。

1 组合效应

预应力锚杆与预应力锚索组合锚固时，由于间排距、预应力、长度和承载特点等原因，锚杆与锚索发挥的作用并不相同，取部分区域的预应力锚杆与锚索组合锚固进行分析，其作用示意图如图1所示。图中：α为压力扩散角；$S_{\theta b}$为锚杆间距；F_b为锚杆初始预应力；F_c为锚索预应力。



（a）锚杆组合拱



（b）组合拱力学模型

图1 预应力锚杆与锚索组合作用示意图

当隧道开挖后围岩由弹性状态转化为塑性状态时，围岩承载能力下降，浅部围岩稳定性较差。组合锚固中锚杆的作用与单独锚固类似，根据组合拱理论，锚固段与锚杆托盘之间预应力F_b挤压围岩，在岩体中形成1个角度为α的压缩区，多个锚杆的压缩区共同形成1个边缘重叠的压缩带。在压缩带内，锚杆预应力作用提高了最小主应力σ_3，围岩由二向应力状态转变为三向应力状态。

与预应力锚杆相比，预应力锚索长度更长，预应力F_c更大，锚固段位于深部稳定的岩体中，因此可以看作1个稳定的受力点。根据锚索的锚固特点，一方面锚索预应力进一步提高了最小主应力σ_3，另一方面减小组合拱内部的不均匀变形，使组合拱更均匀的承受荷载。

由以上锚杆与锚索的锚固机理分析可知，其组合关系可以总结为：锚杆挤压、加固浅部围岩，使相邻锚杆压缩带相互叠加，形成1个具有较强承载能力的组合拱，预应力锚索充分发挥深部围岩的承载能力，进一步加固组合拱，减小围岩位移和荷载不均匀性。

根据图1所示几何关系，实际条件下外侧的压力扩散角α大于内侧，由于这种差别较小，因此，一般选择内侧压力扩散角作为计算参数，则组合拱厚度d_b的计算式为

$$d_b = L_1 - 0.5\frac{r+L_1}{r\tan\alpha}S_{\theta b} - 0.5\frac{S_{\theta b}}{\tan\alpha} \tag{1}$$

式中：L_1为锚杆自由段长度；r为隧道曲率半径。

由于锚杆预应力传递状态不同，不同深度的最小主应力σ_3增量有明显差异，采用均匀化的处理方法计算最小主应力增量$\Delta\sigma_3$，计算式为

$$\Delta\sigma_3 = \frac{F_b}{S_{\theta b}S_{lb}} + \frac{K_b\Delta u_0}{S_{\theta b}S_{lb}} \tag{2}$$

式中：K_b为锚杆刚度；Δu_0为隧道围岩径向位移；S_{lb}为锚杆排距。

根据均匀化处理方法，加固后组合拱的等效强度参数由围岩原始参数和锚杆参数共同决定，则

$$E_aA_a = E_bA_b + EA \tag{3}$$

式中：E_a和A_a分别为组合拱的弹性模量和面积；E_b和A_b分别为锚杆的弹性模量和面积；E和A分别为围岩的弹性模量和面积。

根据式（3），组合拱的弹性模量计算式为

$$E_a = E_b\frac{\pi\varphi_b^2}{4S_{\theta b}S_{lb}} + E\left(1-\frac{\pi\varphi_b^2}{4S_{\theta b}S_{lb}}\right) \tag{4}$$

式中：φ_b为锚杆直径。

均匀化处理之后组合拱仍然服从 Mohr-Coulomb 强度准则，根据岩石力学试验结果，当围压变化较大时岩体强度包络线为 1 条曲线，内摩擦角 φ 和内聚力 c 均随破坏面上所承受的正应力大小变化而变化，两者均不是固定常量。Mohr-Coulomb 准则在主应力坐标系中的屈服轨迹如图 2 所示。式中：f 为围岩屈服轨迹梯度；σ_c 为围岩截距；f' 为组合拱屈服轨迹梯度；σ_c' 为组合拱截距。

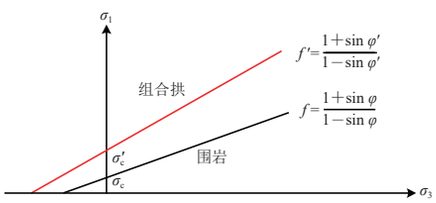


图 2　屈服轨迹

当岩体的围压较小时，岩体的莫尔强度包络线可以近似的看作 1 条直线，如图 3 所示。图中：黑线和红线分别表示加固前、后屈服轨迹和包络圆。

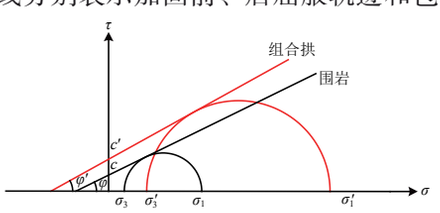


图 3　强度包络线

锚杆加固前后，屈服轨迹梯度的关系可表示为

$$f'=(1+\zeta)f \tag{5}$$

式中：ζ 为锚杆密度参数。

加固前后屈服轨迹截距的关系为

$$\sigma_c'=(1+\zeta)\sigma_c \tag{6}$$

参考文献［19］中的锚杆密度参数，定义锚杆密度因子 ζ 为

$$\zeta=\frac{\pi\varphi_b\eta}{S_{\theta b}S_{lb}} \tag{7}$$

根据式（5）、式（6）及 Mohr-Coulomb 准则得

$$\frac{1+\sin\varphi'}{1-\sin\varphi'}=(1+\zeta)\frac{1+\sin\varphi}{1-\sin\varphi} \tag{8}$$

$$\frac{2c'\cos\varphi'}{1-\sin\varphi'}=(1+\zeta)\frac{2c\cos\varphi}{1-\sin\varphi} \tag{9}$$

因此，求得加固后组合拱的内摩擦角 φ' 和内聚力 c' 计算式分别为

$$\varphi'=\arcsin\left[\frac{(1+\sin\varphi)\zeta+2\sin\varphi}{(1+\sin\varphi)\zeta+2}\right] \tag{10}$$

$$c'=\frac{c(1+\zeta)(1-\sin\varphi')\cos\varphi}{(1-\sin\varphi)\cos\varphi'} \tag{11}$$

基于上述分析，组合拱强度 σ_1' 可表示为

$$\sigma_1'=\frac{1+\sin\varphi'}{1-\sin\varphi'}(\sigma_3+\Delta\sigma_3)+\frac{2c'\cos\varphi'}{1-\sin\varphi'} \tag{12}$$

由此可知，预应力锚杆与围岩组成 1 个组合拱结构，与未锚固围岩相比，组合拱应力状态和力学参数得到改善。

锚索锚固段是主要受力构件，其钢绞线抗拉强度、钢绞线与注浆体之间黏结力以及注浆体与围岩之间的黏结力是决定锚索承载力的重要因素，根据预应力锚索的破坏特征，锚索极限承载力取三者的最小值，即：

$$F_{cmax}=\min(F_1,F_2,F_3) \tag{13}$$

式中：F_{cmax} 为锚索极限承载力；F_1 为锚索钢绞线抗拉强度设计值；F_2 为锚索钢绞线与注浆体之间的黏结力；F_3 为注浆体与围岩之间的黏结力。

实测数据显示，7 芯锚索的理论抗拉强度为 1 822 kN，实测为 1 488 kN，折减系数 0.82；5 芯锚索的理论抗拉强度为 1 302 kN，实测为 1 120 kN，折减系数 0.86。张拉后锚索钢绞线的抗拉强度 F_1 为

$$F_1=\xi f_{py}A_s \tag{14}$$

式中：ξ 为折减系数；f_{py} 为钢绞线抗拉强度设计值；A_s 为钢绞线截面面积。

锚索钢绞线与注浆体之间的黏结力 F_2 可按式（15）计算。

$$F_2=f_{ms}'n\pi dL_a\psi \tag{15}$$

式中：f_{ms}' 为注浆体与钢绞线黏结强度标准值；n 为单根锚索钢绞线根数；d 为钢绞线直径；L_a 为锚固段长度；ψ 为采用 2 根或 2 根以上钢绞线时界面黏结强度降低系数，取 0.70～0.85。

注浆体与围岩之间的黏结力 F_3 直接决定了锚索极限承载力，注浆体与围岩之间的黏结力 F_3 计算式为

$$F_3=\frac{\pi DL_b\phi f_{ms}}{K} \tag{16}$$

式中：D 为锚索钻孔直径；L_b 为锚索注浆体与围岩的黏结长度；ϕ 为锚固段长度对极限黏结强度的影响系数；f_{ms} 为注浆体与岩体的极限黏结强度标准值；K 为注浆体与岩体的极限黏结抗拔安全系数。

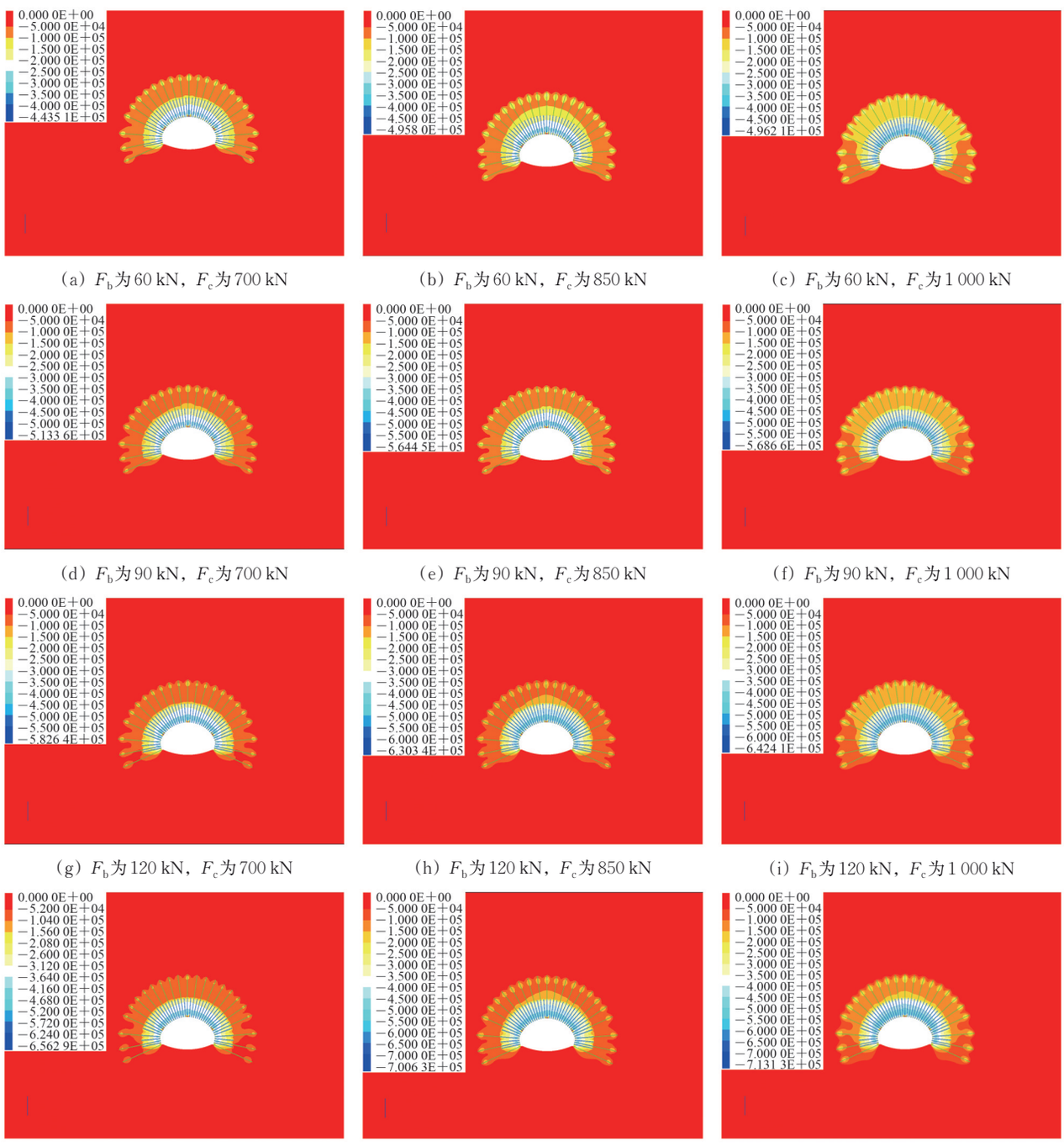
2　锚固参数匹配

从前文的分析可以看出，预应力、长度和间排距是影响锚固效果的重要参数，也是支护设计中的

常见参数，这些参数之间必然存在最佳匹配值，只有设计值接近最佳匹配值时才能最大限度发挥锚固作用。为分析锚固参数的匹配效应，以文献［20］中八达岭长城站为分析对象，围岩级别为Ⅴ级，使用三台阶预留核心土开挖，支护措施为锚杆和锚索，通过锚固应力场的分布确定匹配关系。

2.1 预应力分析

预应力决定了组合拱的应力分布，组合是否合理取决于锚杆、锚索各自形成的压缩范围以及与其他参数是否匹配等。根据工程统计，锚杆预应力主要分布在60～150 kN之间，锚索预应力值分布在700～1 000 kN之间，根据锚杆和锚索预应力值及其他参数的分布情况选择计算工况为：锚杆长度L_b为11 m、间排距$S_{\theta b}$和S_{lb}均为1.2 m，锚索长度L_c为24 m、间排距$S_{\theta c}$和S_{lc}均2.4 m，锚杆预应力F_b分别为60，90，120和150 kN，锚索预应力F_c分别为700，850和1 000 kN。不同工况组合下最小主应力分布云图如图4所示。



（a）F_b为60 kN，F_c为700 kN　（b）F_b为60 kN，F_c为850 kN　（c）F_b为60 kN，F_c为1 000 kN

（d）F_b为90 kN，F_c为700 kN　（e）F_b为90 kN，F_c为850 kN　（f）F_b为90 kN，F_c为1 000 kN

（g）F_b为120 kN，F_c为700 kN　（h）F_b为120 kN，F_c为850 kN　（i）F_b为120 kN，F_c为1 000 kN

（j）F_b为150 kN，F_c为700 kN　（k）F_b为150 kN，F_c为850 kN　（l）F_b为150 kN，F_c为1 000 kN

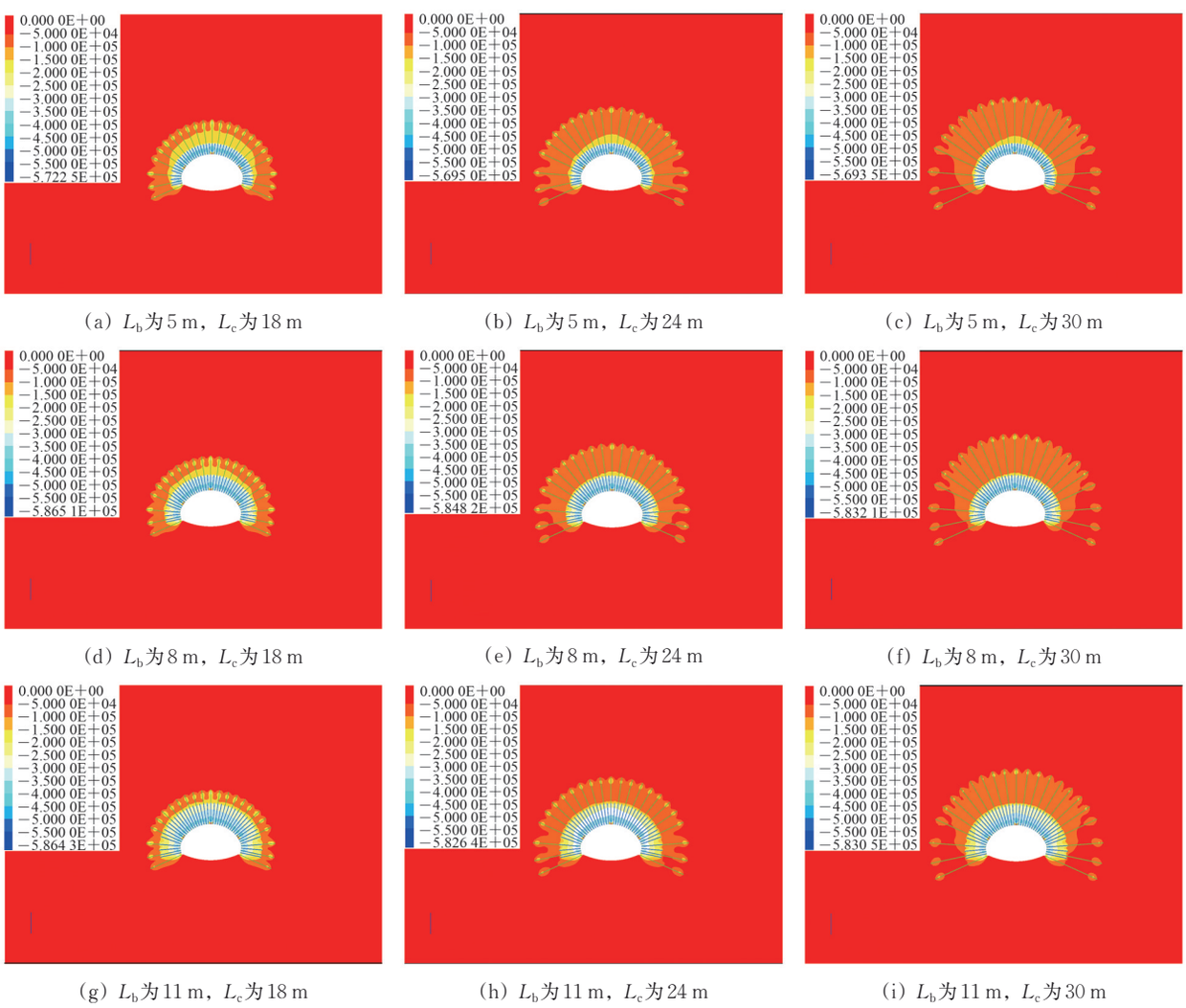
图4　不同预应力组合时最小主应力分布云图（单位：Pa）

从图4可以看出：若其他条件不变，在不同预应力的作用下，被锚固岩体中挤压带的分布和应力是不同的，当锚杆、锚索预应力较小时，单个锚杆形成的挤压范围并不能相互重叠，挤压带厚度较小；当锚索预应力不变、锚杆预应力增大时，挤压带应力明显增大，但锚杆预应力过大时单个锚杆形成的挤压范围过度重叠，锚杆预应力超过90 kN就可以生成连续压缩带；当锚杆预应力不变，锚索预应力由700 kN增大至850 kN时应力明显增大，锚索预应力由850 kN增大至1 000 kN时应力变化较小，说明锚索预应力增大至某一值时，继续增大预应力并不能明显增强锚固效果。

2.2　长度分析

根据式（1），锚杆长度决定了组合拱厚度，锚索长度决定了是否能充分利用深部稳定围岩的锚固作用，因此两者长度的选取尤为重要。根据工程统计锚杆长度主要分布在5～14 m，锚索长度分布范围较广，交通隧道长度值主要分布在16～32 m。根据其他参数的分布情况，本次计算工况为：锚杆预应力F_b为120 kN，间排距$S_{\theta b}$和S_{lb}均为1.2 m，长度L_b分别为5，8，11和14 m；锚索预应力F_c为700 kN，间排距$S_{\theta c}$和S_{lc}均为2.4 m，长度L_c分别为18，24和30 m。不同长度组合下锚固岩体最小主应力分布云图如图5所示。

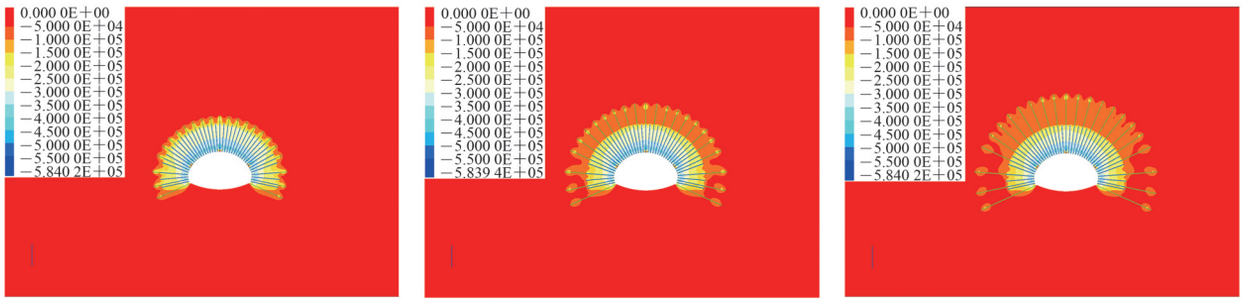
从图5可以看出：当锚杆、锚索间排距、预应力不变时，在不同长度组合作用下，锚固岩体中形成的加固区域范围是不同的，但应力基本不变；当锚索长度不变时，随着锚杆长度的增加，其挤压范围也不断增大，锚杆长度超过11 m时挤压范围继续增大但不明显；若锚杆长度不变，当锚索较短时，二者产生的挤压范围相互叠加，随锚索长度的增加，拱部挤压范围明显增大，但拱腰挤压范围基本不变甚至减小。因此，锚杆与锚索长度存在最优组合，若锚杆过短或锚索过长，锚固效果不能达到最优，综合计算结果建议锚杆长度为锚索长度的1/3～1/2。



（a）L_b为5 m，L_c为18 m　（b）L_b为5 m，L_c为24 m　（c）L_b为5 m，L_c为30 m

（d）L_b为8 m，L_c为18 m　（e）L_b为8 m，L_c为24 m　（f）L_b为8 m，L_c为30 m

（g）L_b为11 m，L_c为18 m　（h）L_b为11 m，L_c为24 m　（i）L_b为11 m，L_c为30 m



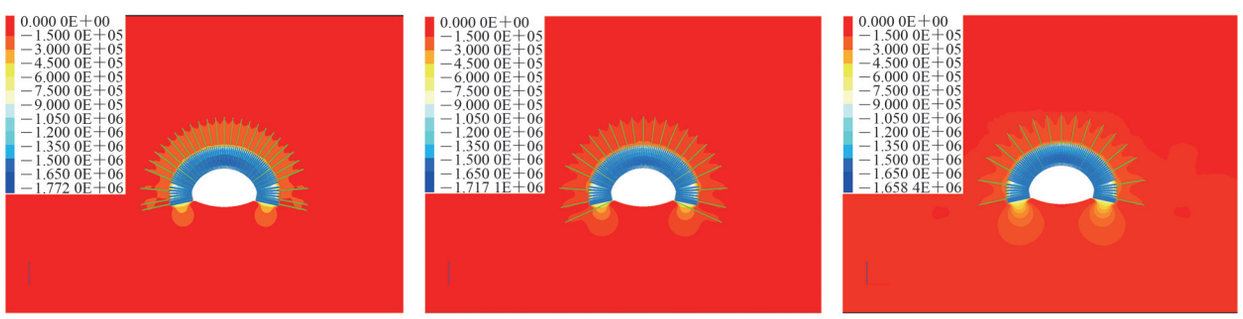
(j) L_b为14 m，L_c为18 m　(k) L_b为14 m，L_c为24 m　(l) L_b为14 m，L_c为30 m

图5　不同长度组合时最小主应力分布云图（单位：Pa）

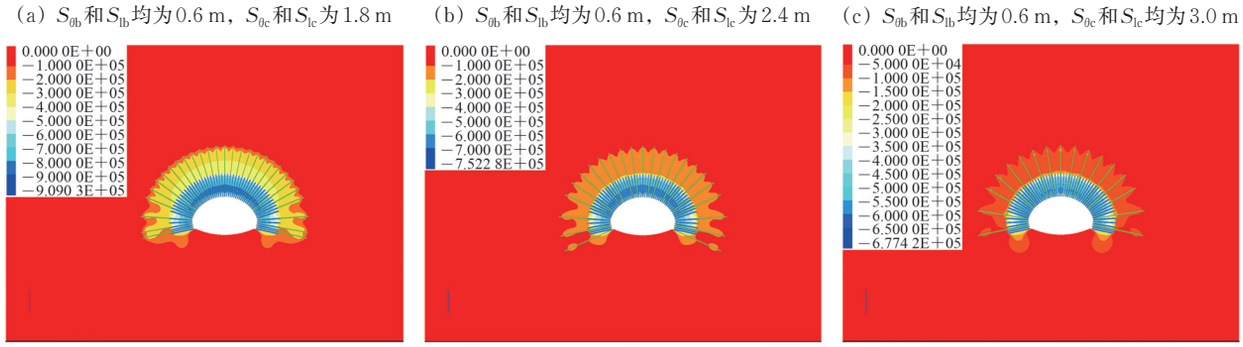
2.3　间排距分析

锚杆间排距决定了单根锚杆的应力压缩带是否连接，同时，若锚索间排距过大，则不能将锚杆锚固围岩与深部围岩锚固在一起，甚至造成锚杆压缩带的应力集中，若锚索间排距过小，则与锚杆的作用相互重叠。根据工程统计，交通隧道锚杆间排距主要分布在0.6～1.5 m之间，锚索间排距除个别超过4.0 m外，主要分布在1.8～3.0 m。根据其他参数的分布情况，本次计算工况为：锚杆长度L_b为11 m，预应力F_b为120 kN，锚杆间排距$S_{\theta b}$和S_{lb}分别为0.6，0.9，1.2和1.5 m；锚索长度L_c为24 m，预应力F_c为700 kN，锚索间排距$S_{\theta c}$和S_{lc}分别为1.8，2.4和3.0 m。不同间排距组合下锚固岩体最小主应力分布云图如图6所示。

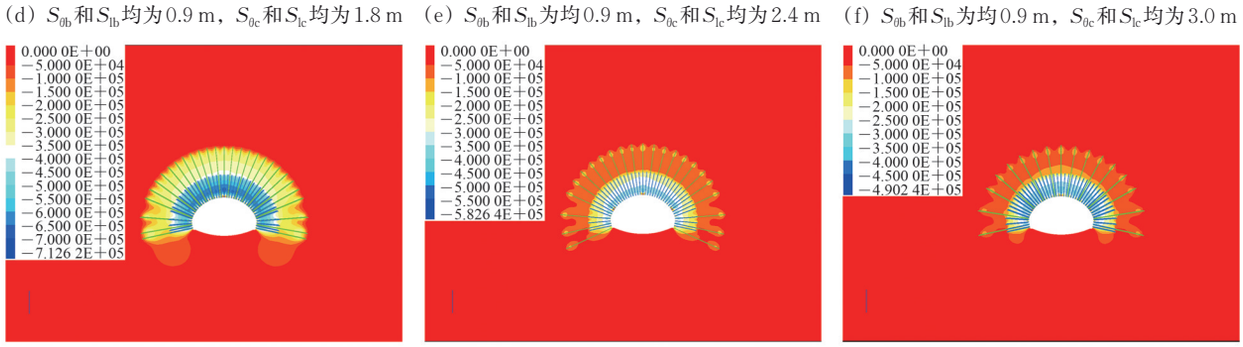
从图6可以看出：随着锚杆、锚索间排距的持续增大，压缩带和应力明显减小，当锚杆间排距分



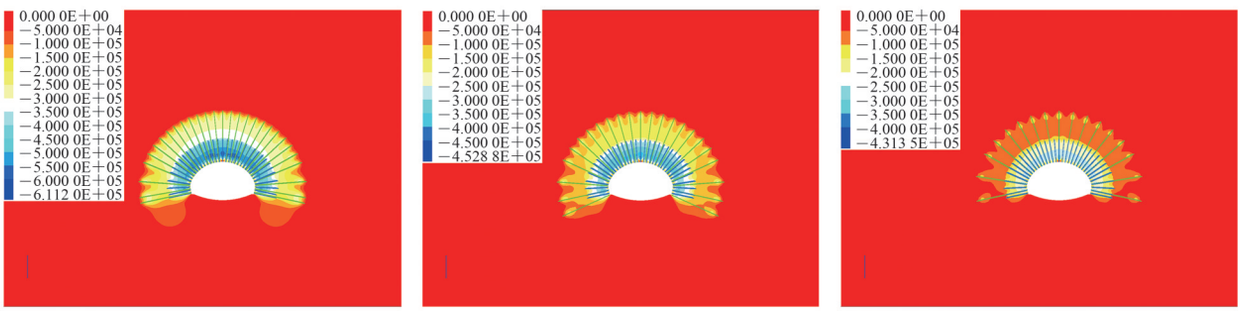
(a) $S_{\theta b}$和S_{lb}均为0.6 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}为1.8 m　(b) $S_{\theta b}$和S_{lb}均为0.6 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}为2.4 m　(c) $S_{\theta b}$和S_{lb}均为0.6 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为3.0 m



(d) $S_{\theta b}$和S_{lb}均为0.9 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为1.8 m　(e) $S_{\theta b}$和S_{lb}为均0.9 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为2.4 m　(f) $S_{\theta b}$和S_{lb}为均0.9 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为3.0 m



(g) $S_{\theta b}$和S_{lb}均为1.2 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为1.8 m　(h) $S_{\theta b}$和S_{lb}为均1.2 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为2.4 m　(i) $S_{\theta b}$和S_{lb}均为1.2 m，$S_{\theta c}$和S_{lc}均为3.0 m



（j）S_{0b}和S_{1b}均为1.5 m，S_{0c}和S_{1c}均为1.8 m　（k）S_{0b}和S_{1b}为均1.5 m，S_{0c}和S_{1c}均为2.4 m　（l）S_{0b}和S_{1b}为均1.5 m，S_{0c}和S_{1c}均为3.0 m

图6　不同间排距组合时最小主应力分布云图（单位：Pa）

别为0.6，0.9，1.2和1.5 m，锚索间排距由1.8 m增加至3.0 m时，应力分别减小了0.11，0.23，0.22和0.17 MPa；当锚杆间排距过小时，由于锚杆压缩带过度重叠，锚杆锚固范围内围岩压力过于集中，因此锚索间排距对其影响较小；当锚杆间排距过大时，锚杆未形成连续压缩带，锚杆锚固范围内应力较小，因此锚索间排距对其影响同样较小；当锚索间排距不变，锚杆间排距由小增大时，应力同样呈减小趋势，锚杆间排距由0.6 m增大至0.9 m时减小幅度最大，此后减小趋势逐渐变缓，说明只有锚杆与浅部围岩形成压缩带后才能充分发挥锚索的作用。

根据GB 50086－2015《岩土锚杆与喷射混凝土支护工程技术规范》及工程实践，Ⅴ级围岩的锚杆间距应控制在较小范围内以增强整体稳定性，排距与间距一致或略大，一般为0.5～1.25 m，具体需根据围岩破碎程度调整。

3　锚固参数设计

锚杆与锚索组合锚固时，其锚固参数设计需要参考的控制变量主要有隧道的几何尺寸，围岩力学性质主结构、锚杆和锚索的力学性能，开挖工法和使用要求等。根据实际工程需要和锚固效果，组合锚固参数主要有预应力、间排距、长度、锚固方式和锚固构件等，控制变量不仅单独影响锚固效果，同时变量之间通过组合作用也影响锚固效果。

1）初始预应力设计

结合2.1节锚杆与锚索预应力组合关系，通过数值模拟得出初始预应力对组合拱应力的影响如图7所示。从图7可以看出：锚杆预应力是影响组合拱应力的主要因素，低于80 kN时组合拱应力较小，锚杆预应力增大时组合拱应力线性增大；锚索预应力超过850 kN时，再继续增大，组合拱应力变化不明显。此外，若初始预应力过大，则杆体和索体拉伸产生的锚固力较小，甚至出现杆体和索体破断。

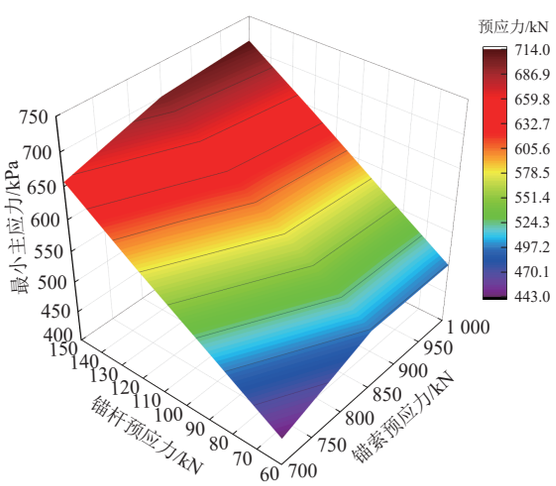


图7　初始预应力对组合拱应力影响

综上，锚杆预应力超过80 kN即可，但若要实现抗压强度较高的组合拱，预应力应超过120 kN，锚索预应力应在700～850 kN。

2）锚杆、锚索长度设计

结合2.2节长度组合关系，通过数值模拟得出锚杆和锚索长度对组合拱应力的影响如图8所示。从图8可以看出：当锚杆长度超过8 m时，继续增大锚杆长度则组合拱应力不再增大，锚索长度对组合拱应力基本没有影响。考虑到锚索的承载力及承载特点，锚索长度应大于塑性软化区半径，保证锚索锚固于弹性区围岩。

3）锚杆、锚索间排距设计

确定锚杆、锚索间排距时应该首先遵循低密度原则，当锚杆间排距过小时将进一步破坏围岩。结合2.3节锚杆与锚索间排距组合关系，通过数值模拟得出间排距对组合拱应力的影响如图9所示。

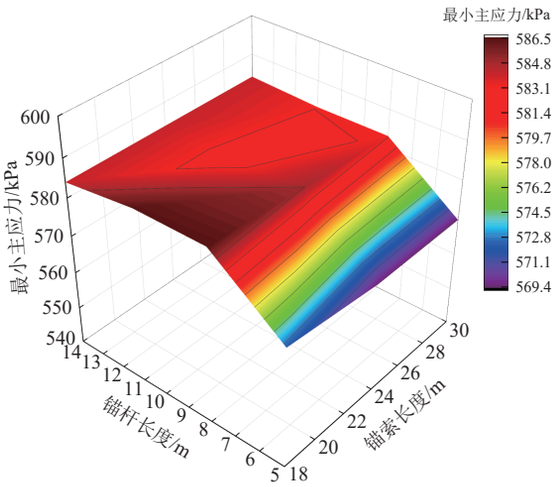


图8 长度对组合拱应力影响

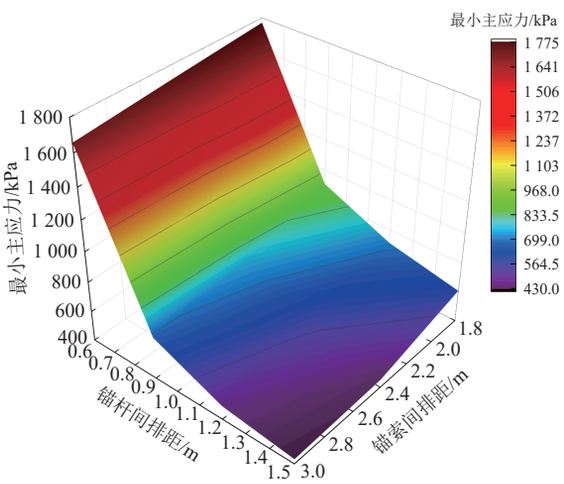


图9 间排距对组合拱应力影响

从图9可以看出：锚杆间排距是影响组合拱应力的主要因素，当间排距超过1.2 m时组合拱压力较小，间排距小于0.8 m时组合拱应力快速增大；锚索间排距超过2.4 m时对组合拱应力影响较小。

综上，锚杆间排距建议为0.8～1.2 m，锚索间排距建议为1.8～2.4 m，可以根据岩性做适当调整。

4 结 论

（1）锚杆与锚索存在明显的组合效应。锚杆与浅部围岩形成稳定的组合拱结构，可改善被锚固围岩的受力状态和力学参数；锚索利用深部围岩的稳定，进一步加固了组合拱。因此，组合锚固时应首先保证锚杆的组合拱效应。

（2）进行锚杆和锚索预应力设计时，锚杆预应力需保证形成稳定的组合拱，锚索预应力可以利用深部围岩的稳定性，同时必须保证杆体和索体拉伸产生的锚固力。

（3）锚杆长度增大至某一值以后，继续增大长度不能明显提升锚固效果，且与锚索的锚固作用相互叠加；锚索长度应保证其锚固段位于深部稳定岩层中。

（4）进行锚杆和锚索间排距设计时，应首先遵循低密度原则，结合数值模拟结果，锚杆间排距建议为0.8～1.2 m，锚索间排距建议为1.8～2.4 m。

参 考 文 献

[1] 龙景奎,鲜扬,周金泽,等.巷道围岩-锚杆-锚索协同锚固结构研究[J].采矿与安全工程学报,2023,40(3):498-506.
(LONG Jingkui, XIAN Yang, ZHOU Jinzhe, et al. Study on the Co-Anchoring Structure within Roadway Surrounding Rock, Bolt and Anchor Cable [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2023, 40 (3): 498-506. in Chinese)

[2] 龙景奎,刘玉田.预紧力锚杆作用下锚固体协同锚固效应试验研究[J].岩石力学与工程学报,2016,35(增1):2795-2802.
(LONG Jingkui, LIU Yutian. Experiment Study of Synergistic Anchorage Efficiency in Anchorage Body with Preload Bolt [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35 (Supplement 1): 2795-2802. in Chinese)

[3] 龙景奎,蒋斌松,刘刚,等.巷道围岩协同锚固系统及其作用机理研究与应用[J].煤炭学报,2012,37(3):372-378.
(LONG Jingkui, JIANG Binsong, LIU Gang, et al. Study on the Mechanism and Application of Synergistic Anchoring Systems in Roadway Surrounding Rocks [J]. Journal of China Coal Society, 2012, 37 (3): 372-378. in Chinese)

[4] SINGH R, MANDAL P K, SINGH A K, et al. Cable-Bolting-Based Semi-Mechanised Depillaring of a Thick Coal Seam [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2001, 38 (2): 245-257.

[5] MENG Q B, HAN L J, SUN J W, et al. Experimental Study on the Bolt-Cable Combined Supporting Technology for the Extraction Roadways in Weakly Cemented Strata [J]. International Journal of Mining Science and Technology, 2015, 25 (1): 113-119.

[6] 龙景奎.深部巷道围岩协同锚固机理研究与应用[D].徐州:中国矿业大学,2015.

(LONG Jingkui. Research and Application of the Synergistic Anchorage Mechanism to the Surrounding Rock in Deep Roadways [D]. Xuzhou: China University of Mining and Technology, 2015. in Chinese)

[7] ZHAO Q B, ZHANG S H, GUO L S. Applied on Bolting-Cable Anchor Support of Full-Seam Roadway in Weaker Thick Coal Seam [J]. Journal of Coal Science & Engineering (China), 2003, 9 (1): 61-66.

[8] 赵庆彪,侯朝炯,马念杰.煤巷锚杆-锚索支护互补原理及其设计方法[J].中国矿业大学学报,2005,34(4):490-493.
(ZHAO Qingbao, HOU Chaojiong, MA Nianjie. Supplementary Principle and Design Method of Bolt and Cable Anchor Supporting Technique [J]. Journal of China University of Mining and Technology, 2005, 34 (4): 490-493. in Chinese)

[9] 孙晓明,何满潮.深部开采软岩巷道耦合支护数值模拟研究[J].中国矿业大学学报,2005,34(2):37-40.
(SUN Xiaoming, HE Manchao. Numerical Simulation Research on Coupling Support Theory of Roadway with in Soft Rock at Depth [J]. Journal of China University of Mining and Technology, 2005, 34 (2): 37-40. in Chinese)

[10] SUN X M, CAI F, YANG J, et al. Numerical Simulation of the Effect of Coupling Support of Bolt-Mesh-Anchor in Deep Tunnel [J]. Mining Science and Technology: China, 2009, 19 (3): 352-357.

[11] 高明中.煤巷锚杆锚索支护体刚度分析[J].采矿与安全工程学报,2007,24(4):396-400.
(GAO Mingzhong. Stiffness Analysis of Bolt and Anchor Cable Supporting for Coal Roadway [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2007, 24 (4): 396-400. in Chinese)

[12] 刘刚,龙景奎,刘学强,等.巷道稳定的协同学原理及应用技术[J].煤炭学报,2012,37(12):1975-1981.
(LIU Gang, LONG Jingkui, LIU Xueqiang, et al. Synergetic Principle for Roadway Stability and Its Application Technique [J]. Journal of China Coal Society, 2012, 37 (12): 1975-1981. in Chinese)

[13] LIU G, LONG J K, CAI H D, et al. Design Method of Synergetic Support for Coal Roadway [J]. Procedia Earth and Planetary Science, 2009, 1 (1): 524-529.

[14] 李元,刘刚,龙景奎.深部巷道预应力协同支护数值分析[J].采矿与安全工程学报,2011,28(2):204-208,213.
(LI Yuan, LIU Gang, LONG Jingkui. Numerical Analysis of Theory of Pre-Stress Synergetic Support in Deep Mine Roadway [J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2011, 28 (2): 204-208, 213. in Chinese)

[15] 张镇,康红普,王金华.煤巷锚杆-锚索支护的预应力协调作用分析[J].煤炭学报,2010,35(6):881-886.
(ZHANG Zhen, KANG Hongpu, WANG Jinhua. Pre-Tensioned Stress Coordination Function Analysis of Bolt-Cable Anchor Support in Coal Roadway [J]. Journal of China Coal Society, 2010, 35 (6): 881-886. in Chinese)

[16] 王金华.全煤巷道锚杆锚索联合支护机理与效果分析[J].煤炭学报,2012,37(1):1-7.
(WANG Jinhua. Analysis on Mechanism and Effect of Rock Bolts and Cables in Gateroad with Coal Seam as Roof [J]. Journal of China Coal Society, 2012, 37 (1): 1-7. in Chinese)

[17] 祖自银.基于耦合支护技术的煤巷锚杆-锚索支护参数优化[J].湖南科技大学学报(自然科学版),2013,28(2):7-11.
(ZU Ziyin. Optimization of Cable-Anchor Supporting Parameters in Coal Road Based on the Technology of Coupling Support [J]. Journal of Hunan University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2013, 28 (2): 7-11. in Chinese)

[18] GHADIMI M, SHAHRIAR K, JALALIFAR H. A New Analytical Solution for the Displacement of Fully Grouted Rock Bolt in Rock Joints and Experimental and Numerical Verifications [J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2015, 50: 143-151.

[19] INDRARATNA B, KAISER P K. Analytical Model for the Design of Grouted Rock Bolts [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 1990, 14 (4): 227-251.

[20] 陈彬.八达岭长城站超大断面过渡段暗挖施工新技术[J].隧道建设:中英文,2018,38(增2):261-267.
(CHEN Bin. Mining Excavation Technology for Super-Arge Cross Section Transition Section of Badaling Great Wall Station [J]. Tunnel Construction, 2018, 38 (Supplement 2): 261-267. in Chinese)

Study on Anchoring Parameter of Combined Anchorage System for Super-Large-Section Tunnel

WANG Hao[1], LI Shaohua[1], YANG Xin'an[2], YAO Tiejun[1], LIAO Lijian[3]

(1. China Railway 15th Bureau Group Co., Ltd., Shanghai 200070, China;
2. College of Transportation Engineering, Tongji University, Shanghai 201804, China;
3. China Railway Design Corporation, Tianjin 300308, China)

Abstract: To address the parameter design of combined anchorage systems for super-large-section tunnels, this study integrates the composite arch theory with the Mohr-Coulomb strength criterion and introduces a homogenized equivalent treatment to systematically analyze the combined effect of rock bolts and cables. An evaluation framework for anchorage parameters was established using the distribution of minimum principal stress as the primary indicator. Numerical simulations were conducted to analyze the combined influence of prestress level, anchorage length, and spacing parameters, and an engineering-oriented parameter matching method was proposed. The results indicate that rock bolts form a composite arch with the shallow surrounding rock, improving its stress state and mechanical properties compared to a single anchorage system. Cables can further strengthen the composite arch only when the bearing capacity of the deep surrounding rock is sufficiently mobilized. Bolt prestress should ensure the stability of the composite arch, whereas increasing cable prestress beyond 850 kN does not improve anchorage performance. When bolt length exceeds 11 m, further extension does not significantly improve the compression effect on the composite arch, while excessively short cables may overlap with bolts action. Effective cable action requires a bolt spacing of 0.8 - 1.2 m, as excessively small or large bolt spacing adversely affects anchorage performance. The findings provide a useful reference for the design of combined anchorage systems in super-large-section tunnels.

Key words: Super-large-section tunnel; Combined anchorage system; Prestressed bolt; Prestressed cable; Anchoring parameter

(责任编辑 张 琪)