

DOI: 10.11779/CJGE201602007

大变形锚杆支护效应分析

吴学震^{1,3}, 蒋宇静^{1,3}, 王刚^{*1,2}, 李博³, 王健华³, 王春光¹

(1. 山东科技大学矿山灾害预防控制省部共建国家重点实验室培育基地, 山东 青岛 266590; 2. 山东省土木工程防灾减灾重点实验室(山东科技大学), 山东 青岛 266590; 3. 长崎大学工学研究科, 长崎 852-8521)

摘要: 根据大变形锚杆的力学和变形特性, 建立大变形锚杆-围岩相互作用结构模型, 研究锚杆加固圆形隧道时的支护效应, 并通过数值模拟验证了模型和求解方法的有效性。采用上述求解方法, 定量分析了原岩应力、岩体强度以及大变形锚杆安装密度、长度和安装时间对其支护效果的影响规律。结果表明, 在高应力或极软岩等恶劣地质条件下, 围岩产生较大位移的情况下, 大变形锚杆可以更好的发挥支护效应。大变形锚杆加固的主要作用在于限制塑性区围岩的变形, 对塑性区边界的位置以及弹性区岩体变形的控制效果不明显。还通过改变安装锚杆时等效内支撑力的大小, 揭示了锚杆安装时间对其支护效应的影响规律。研究结果可为大变形锚杆支护设计及参数优化提供基础理论依据。

关键词: 大变形锚杆; 半解析解; 数值模拟; 参数分析; 支护设计

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2016)02-0245-08

作者简介: 吴学震(1988-), 男, 博士研究生, 主要从事深部岩石力学与工程等方面研究。E-mail: sdkdwxz@gmail.com。

Reinforcement effect of yielding bolts

WU Xue-zhen^{1,3}, JIANG Yu-jing^{1,3}, WANG Gang^{1,2}, LI Bo³, WANG Jian-hua³, WANG Chun-guang¹

(1. State Key Laboratory of Mining Disaster Prevention and Control Co-funded by Shandong Province and the Ministry of Science and Technology, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 2. Shandong Provincial Key Laboratory of Civil Engineering Disaster Prevention and Mitigation, Shandong University of Science and Technology, Qingdao 266590, China; 3. Graduate School of Engineering, Nagasaki University, Nagasaki 852-8521, Japan)

Abstract: According to the mechanical behaviors and deformation characteristics of yielding bolts, a coupling model is proposed to account for the interaction between the bolt and the rock mass. An analytical solution for the coupling model applied in a circular tunnel is achieved. The reinforcement mechanism of the yielding bolts is demonstrated through an illustrative case study and verified by numerical simulations. Based on the proposed model, the influences of different parameters, including stress condition of rock mass, strength of rock mass, density of bolts, length and installing time of bolts the, on reinforcement effect are estimated quantitatively. The parameter studies show that the performance of the yielding bolts is better in the case of large rock deformation. The yielding bolts can reduce the deformation of plastic zone significantly, while the control effect in the elastic zone is not very obvious. The influences of reinforcing time are studied by changing the artificial inner stress when the bolts are installed. The results may provide a necessary theoretical basis for the design and parameter optimization of yielding bolts.

Key words: yielding bolt; semi-analytical solution; numerical simulation; parameter study; support design

0 引言

在深部工程建设与资源开采过程中, 高应力引起的软岩挤压大变形和硬岩岩爆问题异常严重^[1-2]。为了应对这些问题, 开发了诸多类型的大变形锚杆, 如南非的 Cone bolt、澳大利亚的 Roofex 以及何满潮教授提出的恒阻大变形锚杆等^[3-9]。

目前, 国内外学者针对锚杆支护机理的研究主要集中在全长锚固锚杆^[10-11]。由于大变形锚杆通常属于

非连续锚固锚杆, 与全长锚固锚杆有较大差别, 而且其大变形特征在常规锚杆结构模型中无法表达^[12], 所以目前还没有可行的解析计算方法来定量评估大变形锚杆的支护效应。

由于大变形锚杆与围岩之间的相互作用机理不明

基金项目: 国家自然科学基金项目(51279097, 51379117, 51479108)
收稿日期: 2015-03-16

*通讯作者

确,相应的支护设计主要依赖于现场经验,存在较大的盲目性。通过研究不同围岩和锚杆参数对支护效应的影响,使大变形锚杆的加固能力得到充分发挥成为锚杆支护设计的关键问题^[13]。

本文将从锚杆-围岩相互作用的角度,建立大变形锚杆加固围岩的结构模型,进而定量分析不同地质条件以及锚杆参数对支护效果的影响规律,并在此基础上探讨锚杆支护参数优化设计的基本依据,对于大变形锚杆支护技术的发展具有一定的理论和实践意义。

1 大变形锚杆-围岩相互作用模型

在高应力条件下,软岩发生挤压大变形、硬岩发生岩爆、岩体裂隙部位产生剪切或张开位移的情况下,传统岩石锚杆很容易发生破坏,如图1所示^[14]。

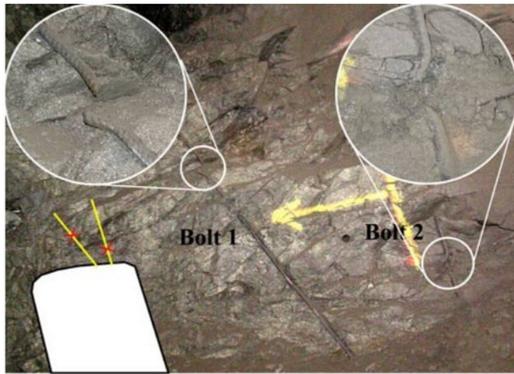
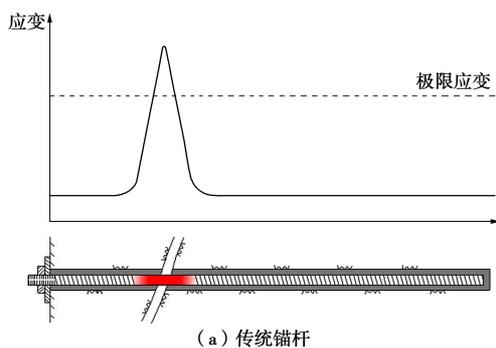


图1 全长锚固锚杆的破坏现象

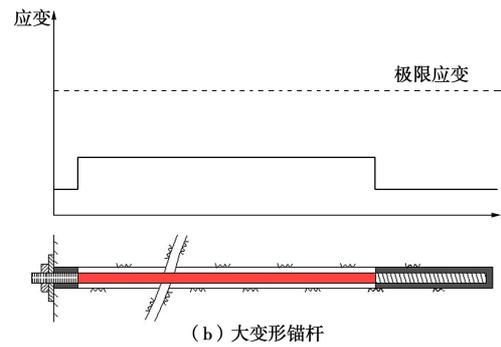
Fig. 1 Failure of two cement-encapsulated rebar bolts

传统锚杆破坏的机理如图2(a)所示^[15]。由于传统锚杆锚固段杆体表面粗糙,与锚固剂紧密结合,在围岩裂隙张开的情况下,锚杆不具有大变形特性,杆体应力集中和应变超限引起锚杆破坏。

为了克服传统锚杆不能适应围岩大变形的问題,大变形锚杆通过结构单元滑动或者杆体自身的伸长,来保证杆体的应变处于较低水平,防止了锚杆的拉断破坏,如图2(b)所示。



(a) 传统锚杆



(b) 大变形锚杆

图2 岩体裂隙张开时锚杆变形分析图

Fig. 2 Deformations induced in bolts subjected to opening of a single fracture: a) rebar bolt, b) yielding bolt

大变形锚杆加固围岩时,其作用机制可以归结为图3所示模型^[16]。锚杆全长分为外锚固段、自由段和内锚固段。工程开挖后,围岩向临空面运动(图3左侧),外锚固段对围岩的剪应力朝向内侧,起到积极的支护作用,内锚固段对围岩的剪应力则朝向临空面。随着围岩的位移逐渐增大,锚杆受力也随之增大,当大变形锚杆轴力达到预先设定的临界荷载时,自由段开始伸长,与围岩协同变形,防止了锚杆自身破坏。

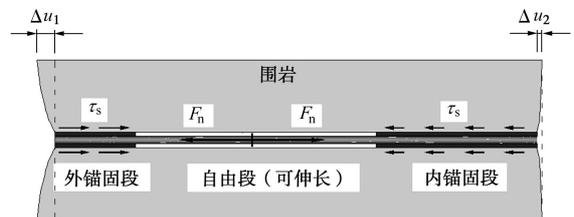


图3 大变形锚杆-围岩加固机制

Fig. 3 Reinforcement mechanism of yielding bolt

根据上述大变形锚杆力学和变形的特点,提出其加固围岩的结构模型如图4(a)所示。锚杆和孔壁之间的弹簧表征锚固剂的剪切刚度,控制锚杆内外锚固段与围岩的相互作用,其特性曲线如图4(b)所示。点A表示锚杆自由段开始伸长后,锚杆-围岩之间的剪切力不再增大,防止了剪应力过大导致的锚固段剪切破坏。模型中间部分的滑块和弹簧共同表征锚杆的自由段,变形特性曲线如图4(c)所示。滑块单元控制锚杆的滑动伸长特性,锚杆轴向的弹簧表征锚杆长度方向刚度,控制锚杆材料本身的受拉伸长特性。在本模型中,通过围岩临空面附近一段锚杆对围岩的剪应力代替外部托盘的作用,因此不必考虑该段锚杆和围岩之间的剪切破坏。对于内锚固段,合理的设计可以保证在锚杆-围岩之间剪切破坏发生前,锚杆自由段开始屈服伸长,因此也不会产生剪切破坏。

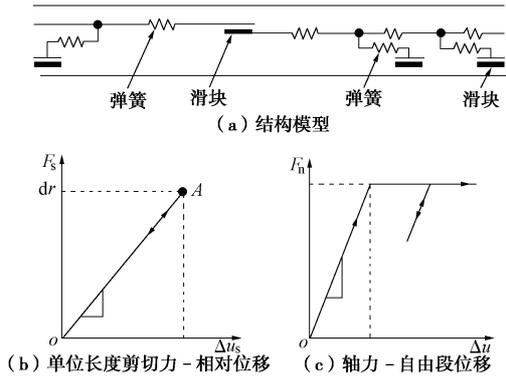


图 4 大变形锚杆-围岩相互作用模型

Fig. 4 Coupling model for yielding bolt and rock mass

模型中锚杆和围岩单位长度上的剪切力 F_s/dr 和相对位移 Δu_s 之间的关系如图 4 (b) 所示, 表达式如下:

$$F_s / dr = K_s \Delta u_s \quad (F_s \leq F_s^{set}) \quad (1)$$

式中, K_s 为剪切刚度 (N/m)。单位长度上的剪切力除以锚杆周长, 即得到锚杆剪应力的值; 在锚杆轴向对单位长度剪切力进行积分, 即可得到锚杆轴力:

$$\tau_s = \frac{F_s}{\pi D_s dr} = \frac{K_s \Delta u_s}{\pi D_s} \quad (\tau_s \leq \tau_s^{set}) \quad (2)$$

$$F_n = \int \frac{F_s}{dr} dr = \int K_s \Delta u_s dr \quad (F_n \leq F_n^{set}) \quad (3)$$

式中, F_n^{set} 为预先设定的临界滑动荷载, τ_s^{set} 和 F_s^{set} 分别为与之对应的最大剪应力和单位长度最大剪切力。根据锚杆本身的平衡可知, 锚杆内外锚固段引起的轴力相等, 且不大于预先设定的最大承载力。假设 a 和 b 为自由段内外边界, 锚杆总长度为 L_b , 则有

$$\int_0^a K_s \Delta u_s dr = - \int_b^{L_b} K_s \Delta u_s dr \leq F_n^{set} \quad (4)$$

随围岩变形的增加, 锚杆轴力会逐渐增大, 当锚杆轴力达到预先设定的滑动荷载时, 锚杆自由段开始伸长, 最大轴力不再变化。这种情况下在锚杆上的任意位置 r 处, 锚杆-围岩之间的相对位移 Δu_s 分别通过如下两式计算:

$$\Delta u_s(r) = u_m(r) - u_m(\rho) + u_e(r) + u_{slide} \quad (r > \rho) \quad (5)$$

$$\Delta u_s(r) = u_m(r) - u_m(\rho) - u_e(r) - u_{slide} \quad (r < \rho) \quad (6)$$

式中, $u_m(r)$ 为 r 位置处围岩位移, $u_m(\rho)$ 为名义中性点 (即锚杆和围岩相对位移为 0 的点) 锚杆位移, 此处锚杆位移等于该点围岩位移, ρ 可以根据式 (4) 确定, $u_e(r)$ 为 r 位置和 ρ 位置之间锚杆本身的弹性变形量, u_{slide} 为锚杆屈服后自由段产生的滑动伸长量, 可以根据锚杆轴力恒定这个条件, 通过数值迭代计算得到。

2 解析算法与数值模拟方法

基于上述理论模型, 求解大变形锚杆加固圆形隧道时锚杆和围岩响应特征, 并通过 FLAC^{3D} 进行同种工况的数值模拟, 验证该模型和解析计算结果的可靠性。

2.1 解析计算方法

本算例基于地层响应分析的收敛约束法进行求解 (convergence-confinement method)。该方法认为, 隧道开挖后掌子面前方未开挖岩体对后侧围岩仍然有一个等效内支撑力, 掌子面的推进过程即为这个等效内支撑力的卸载过程。随掌子面向前推进, 等效内支撑力 P_i 从隧道开挖前的原岩应力 P_0 , 逐渐减小到掌子面推进到远处时衬砌最终提供的荷载 P_{i_final} , 在此过程中围岩位移也逐渐增长到最大值。圆形隧道围岩应力和位移的具体求解方法参见 Carranza 等^[17]和 Guan 等^[18]文献, 在此不再详述。

结合龙格-库塔法, 通过 Visual Basic 编程进行求解。求解过程如图 5 所示, 计算路径为等效内支撑力 P_i 逐渐卸载的过程。假定前一步围岩的所有状态参数均为已知, 据此可进行围岩应力计算、围岩位移计算、锚杆-围岩相互作用分析, 这 3 个过程完成后, 即可得到当前计算步的所有数据, 包括围岩应力和位移、锚杆剪应力和轴力、应变软化区岩体的单轴抗压强度等, 这些数据进而用于下一步的计算。这种迭代不断重复, 直到最后状态 $P_i = P_{i_final}$ 。在等效内支撑力降低到 $P_{i_install}$ 时安装锚杆, 以此来体现的锚杆安装时间对支护效果的影响。

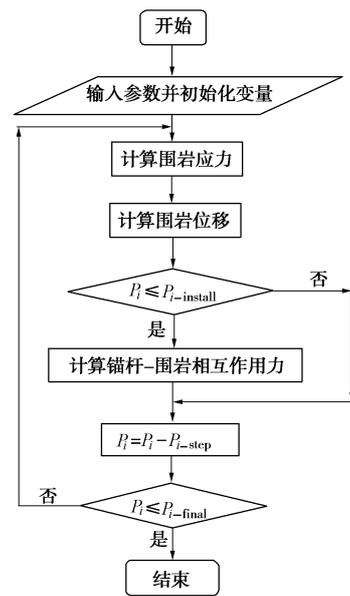


图 5 计算流程图

Fig. 5 Flow chart of calculation

2.2 数值模拟方法

通过数值模拟软件 FLAC^{3D} 对解析计算结果的正确性进行验证。在数值模拟中, 岩体和锚杆的各项参数根据 FLAC^{3D} 中的定义由解析模型参数直接换算得到^[19]。

锚杆的模拟采用 cable 单元, 通过将锚杆的端头、自由段和锚固段分别赋予不同的属性来模拟大变形锚杆。其中外侧端头锚固参数设为极大, 这样锚杆受力时端头将不会产生滑动破坏, 相当于托盘的作用, 与解析模型中的外锚固段相对应。由于大变形锚杆锚固段也不会发生剪切破坏, 所以其锚固参数同样设为极大。自由段与围岩没有黏结作用, 其本构模型与解析计算中采用的模型相同。

2.3 基本模型参数

在基本模型中, 取半径为 5 m 的均质圆形隧道, 如图 6 所示。

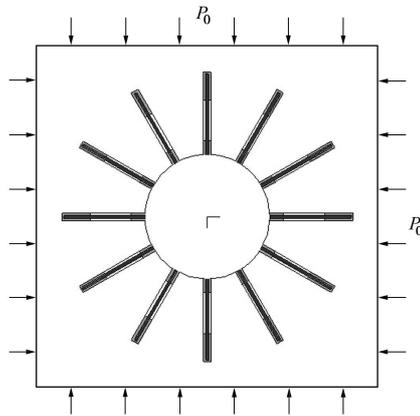


图 6 基本模型示意图

Fig. 6 Sketch of basic model

原岩应力 P_0 大小为 10 MPa。锚杆沿隧道轴向间距 1 m, 沿隧道周向间距为 1.12 m (沿隧道周向共 28 根锚杆); 锚杆总长度为 3 m, 外锚固段、自由段和内锚固段长度分别为 0.5, 1.8, 0.7 m, 自由段临界滑动荷载为 300 kN。模型采用的其他岩体基本参数: $E=1.0 \times 10^9$ Pa, $\nu=0.25$, $K_p=3.0$, $\sigma'_c=5.0 \times 10^6$ Pa, $\sigma_c^2=3.0 \times 10^6$ Pa, $K_\psi=1.33$, $\alpha=0.0025$; $E=2.1 \times 10^{11}$ Pa, $K_s=3.5 \times 10^7$ Pa, $c_s=2.0 \times 10^6$ Pa, $\tan \varphi_s=0.84$, $D_b=0.02$ m, $D_s=0.04$ m。随着工作面推进, 等效内支撑力逐渐降低, 当隧道围岩开始发生塑性破坏时安装锚杆。本文研究的岩体服从莫尔-库仑破坏准则, 并且表现出应变软化的性质。

K_p 和 K_ψ 分别为岩体塑性系数和膨胀系数, σ_c 为单轴抗压强度, 根据主应变的变化, 从 σ_c^1 逐渐减小到 σ_c^2 , α 为应变软化区和塑性流动区交界处软化系数的值。 E 为锚杆材料的弹性模量, D_b 和 D_s 分别为锚杆和锚固剂的外径, K_s , c_s , φ_s 分别为锚固剂的剪切刚度、

黏聚力和摩擦角。

2.4 计算结果

在等效内支撑力降低到 0 MPa, 即工作面推进到远处时, 围岩应力、围岩位移和锚杆轴力分布如图 7~9 所示。其中, 解析计算结果通过实线和虚线表示, 数值模拟结果通过离散点表示。图 7 中, σ/P_0 表示围岩应力与原岩应力的比值, 即无量纲围岩应力, r 为沿隧道径向与隧道中心的距离。图 8 中 u/R_0 表示围岩位移和隧道半径之比, 即无量纲的围岩位移。图 9 中 F_n 为锚杆轴力。

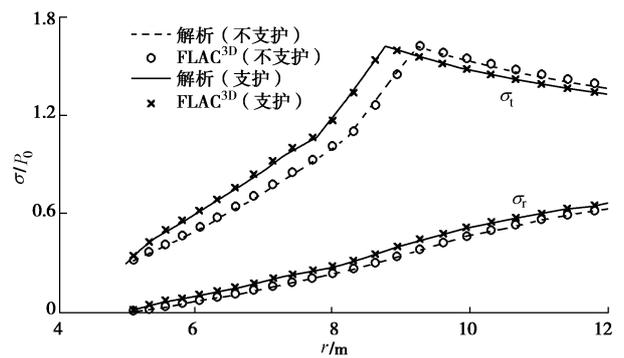


图 7 沿隧道径向围岩应力分布

Fig. 7 Distribution of stresses along radial direction

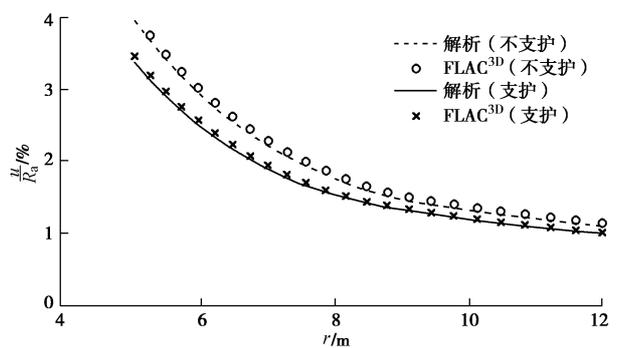


图 8 沿隧道径向围岩位移分布

Fig. 8 Distribution of displacements along radial direction

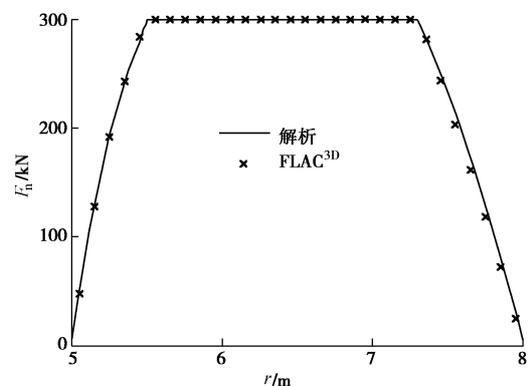


图 9 沿长度方向锚杆轴力分布

Fig. 9 Distribution of axial forces along bolt length

对比两种方法计算得到的岩体应力、位移以及锚杆轴力分布可知, 其结果相符程度较高。针对数值模

拟和解析计算的优缺点, Carranza 等指出, 对于具有复杂几何形状的岩土设计问题采用数值模拟也可以提供精确的解答。但为了洞察结果的本质规律, 分析不同变量的影响以及评估数值模拟结果的正确性, 解析分析的意义更为重要^[20]。本文采用的解析计算方法不仅可以快速得到上述结果, 还可以方便的得到锚杆支护条件下的地层相应曲线, 研究不同锚固参数对锚杆支护效果的影响规律, 从根本上探究大变形锚杆的支护机理。

3 锚固效应的参数分析

基于上述模型和计算方法, 单一改变影响围岩稳定性和锚固效果的因素, 包括岩体应力、强度, 锚杆间距、长度以及等效安装时间参数, 分析其对大变形锚杆支护效果的影响规律。

锚杆支护的直接目的是将围岩变形控制在一定范围内, 因此把围岩变形控制效果作为支护设计的基本依据。本文取工作面推进到远处时围岩位移作为定量评价指标, 定义锚杆支护系数 η ,

$$\eta = \frac{u_0 - u_s}{u_0}, \quad (7)$$

式中, u_0 为无支护条件下围岩位移, u_s 为支护条件下围岩位移。

3.1 原岩应力的影响规律

本节选取原岩应力为变量, 研究大变形锚杆的应用环境对其支护效果的影响。3 个算例中原岩应力大小分别为 5, 10, 15 MPa, 除此之外的参数与基本模型相同。

沿隧道径向围岩位移分布如图 10 所示, 虚线和实线分别表示未支护和支护的情况。位移分布曲线上的 \times 号对应的横坐标为此条件下围岩塑性区半径。随围岩位移的增大, 锚杆最大轴力变化曲线如图 11 所示, 其中 \times 号表示围岩达到最大位移, 锚杆轴力也不再变化。

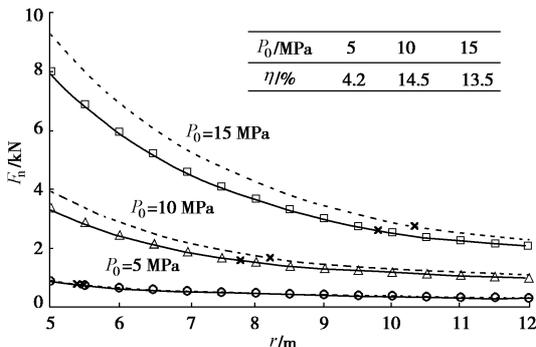


图 10 原岩应力对锚杆支护效果的影响

Fig. 10 Influence of stress of surrounding rock mass on reinforcement effect

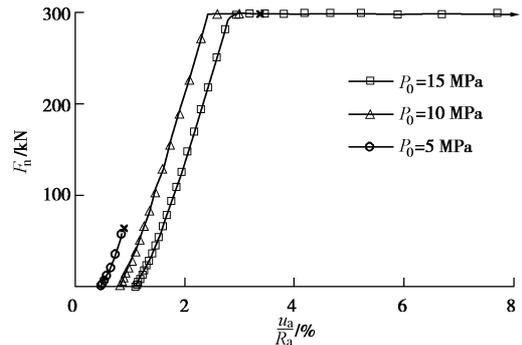


图 11 随围岩位移增大锚杆最大轴力的演化规律

Fig. 11 Evolution of maximum axial force with increase of rock displacement

根据图 10, 11 可知, 当 $P_0=5$ MPa 时, 围岩塑性区范围很小, 围岩整体基本处于弹性状态, 隧道内壁产生的最大变形量仅为隧道半径的 1% 左右, 锚杆受力处于较低水平, 最大轴力为 64 kN。锚杆对围岩变形基本没有影响, 起不到支护作用。

随着原岩应力增大, 围岩变形显著增加, 从而导致锚杆轴力的增加, 锚杆的支护作用逐渐显现。当 $P_0=10$ MPa 时, 锚杆荷载达到 300 kN, 并发生屈服。当 $P_0=15$ MPa 时, 大变形锚杆随围岩变形产生较大位移, 充分体现了大变形锚杆的变形特性。

原岩应力为 15 MPa 的时, 围岩变形达到隧道半径的 8%~10% (即 0.4~0.5 m), 这样的变形量很可能会导致普通锚杆拉断破坏^[21], 严重威胁围岩稳定和工程安全。因此, 在围岩大变形条件下, 采用大变形锚杆代替常规锚杆进行支护是非常必要的。

3.2 岩体强度的影响规律

本节选取围岩强度为变量, 算例中岩体峰值抗压强度和残余抗压强度值分别为 9 和 6 MPa, 6 和 4 MPa, 以及 3 和 2 MPa, 如图 12, 13 所示。

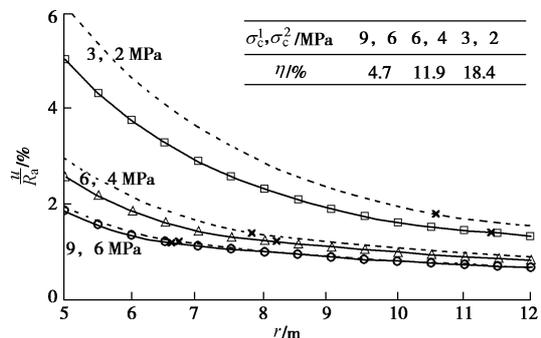


图 12 岩体强度对锚杆支护效果的影响

Fig. 12 Influence of rock strength on reinforcement effect

根据图 12, 13 可知, 岩体强度对支护效果的影响类似于原岩应力的影响。典型特征是随岩体强度降低, 围岩变形量、塑性区范围、锚杆轴力都相应增加。在上述 3 种情况中, 锚杆的最终荷载大小基本一致, 但是在围岩强度较低的情况下, 锚杆的变形特性可以充

分发挥出来，其支护效果也更好，体现了大变形支护的优势。

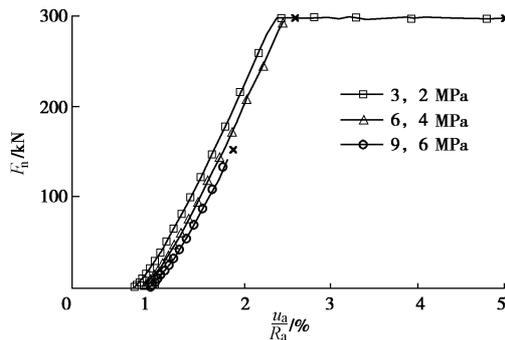


图 13 随围岩位移增大锚杆最大轴力的演化规律

Fig. 13 Evolution of maximum axial force with increase of rock displacement

3.3 锚杆间排距的影响规律

本节将研究锚杆布设间距对支护效果的影响。各组锚杆间排距分别为 0.6 m×0.6 m，0.9 m×0.9 m 和 1.2 m×1.2 m，计算结果如图 14，15 所示。

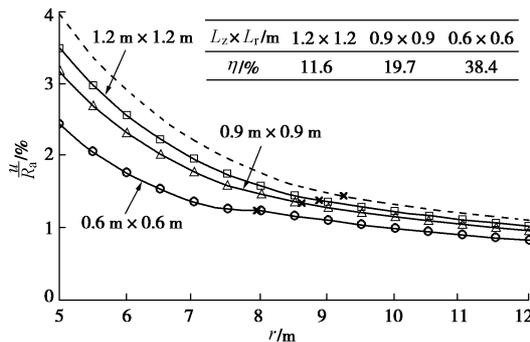


图 14 锚杆间距对支护效果的影响

Fig. 14 Influence of bolt density on reinforcement effect

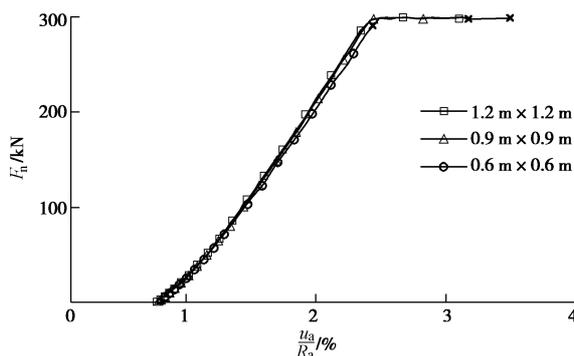


图 15 随围岩位移增大锚杆最大轴力的演化规律

Fig. 15 Evolution of maximum axial force with increase of rock displacement

随锚杆间排距的降低，其对围岩的支护效果越来越明显。当锚杆间排距为 0.6 m×0.6 m 时，围岩的变形量以及塑性区范围都大幅减小，壁面位移由 4% 锐减到 2.4%。但是，此算例中锚杆的大变形特性没有发挥出来，造成了锚杆材料浪费。针对本模型条件，建议的锚杆间距应该在 0.9 m 左右。

图 14 还反映出锚杆的支护作用主要体现在对塑性区围岩位移的约束，其对弹性状态岩体变形的影响不明显。根据不同条件下围岩位移及塑性区的范围的变化可知，减小锚杆的间排距，即增加锚杆的安装密度，可以显著提高支护效果，保证围岩的稳定性。当锚杆用于高应力、极软岩等恶劣条件下时，减小锚杆的间排距是一个行之有效的措施。

3.4 锚杆长度的影响规律

本节中 3 组锚杆长度分别为 1.5，3.0，4.5 m 其内锚固段和外锚固段长度与基本模型相同，自由段长度分别为 0.3，1.8，3.3 m，计算结果如图 16，17 所示。

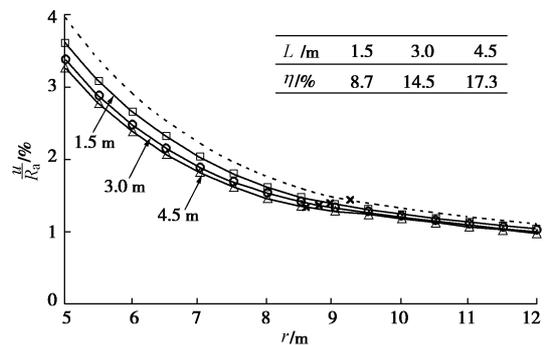


图 16 锚杆长度对支护效果的影响

Fig. 16 Influence of bolt length on reinforcement effect

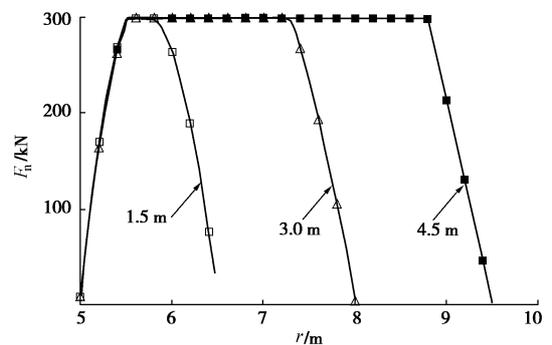


图 17 不同长度锚杆轴力分布

Fig. 17 Distribution of axial forces along bolt length

如图 16 所示，当锚杆长度小于 3 m 时，随长度增加，围岩变形显著减小。当锚杆长度大于 3 m 时，增加锚杆长度所发挥的支护效果极不明显。由此可知，过大的锚杆长度不能显著提高其对围岩的支护效果，虽然此结论已成为岩土锚固领域的共识，然而其本质原因却有待探讨。

传统观点主要基于对锚杆荷载传递机理的研究，认为锚杆轴力和界面剪应力沿锚杆轴向从荷载点到岩锚远端以指数形式衰减，如果锚杆过长的话，锚杆底端杆体轴力和界面剪应力都衰减到零而无法起到支护作用^[22-23]。然而这种观点仅适用于全长锚固锚杆的拉拔试验条件，该条件与锚杆在现场的受力条件差别较大。如图 17 所示锚杆轴力分布规律可知，在锚杆较长的情况下，由于锚杆底端和围岩之间同样存在相对变

形, 所以锚杆底端会产生一定的轴力。

分析围岩位移分布规律以及塑性区范围可知, 锚杆加固围岩的主要作用在于限制塑性区范围内围岩的变形。当锚杆深入围岩弹性区域较大距离时, 其对弹性区的加固效果微乎其微(限连续变形介质)。该理论与上一节结论一致, 本文认为这才是过大的锚杆长度不能有效提高支护效果的根本原因。另外, 增加锚杆长度对围岩塑性区半径的影响也不明显, 因此没有必要使锚杆延伸到塑性区外部太多。

3.5 锚杆安装时间的影响规律

本节将分析锚杆安装时间对支护效果的影响。由收敛约束法可知, 通过改变安装锚杆时等效内支撑力 $P_i(k)$ 的值, 即可研究锚杆安装时间的影响。本节 3 个算例中锚杆安装时间分别对应于等效内支撑力 $P_i(k)=2.0, 1.0, 0.5$ MPa 的情况(即 P_i/P_0 的大小分别为 0.20, 0.10 和 0.05)。

如图 18 所示, 左侧纵轴表示无量纲的等效内支撑力, 四条横坐标轴均代表围岩位移变化, 右侧 3 个纵轴代表不同安装时间锚杆轴力变化情况。图中 I, M 和 N 3 点及相应曲线分别对应上述 3 个算例。GRC (ground reaction curve: 地层响应曲线) 表示隧道开挖后, 在没有支护情况下, 随等效内支撑力减小, 围岩表面收敛情况。BRC 为锚杆响应曲线。BGRC 表示在锚杆支护情况下的地层响应曲线。

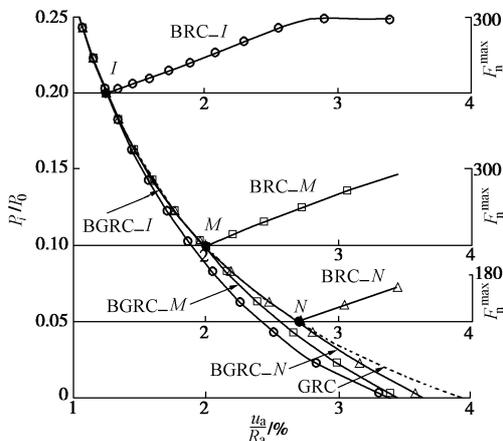


图 18 锚杆安装时间对支护效应的影响

Fig. 18 Influence of installing time of bolt on reinforcement effect

当 $P_i(k)=2.0$ MPa 时安装锚杆, 其最大轴力逐渐增大, 直至达到临界荷载 300 kN 后轴力不再变化, 锚杆随围岩变形不断伸长。大变形锚杆不仅可以有效控制围岩的早期变形, 对于围岩的最终变形也有良好的约束作用。同种条件下, 如果安装的锚杆不具有大变形特性, 围岩变形超过锚杆的限度后, 锚杆则会发生拉断破坏。因此, 在围岩变形过大或锚杆安装较早的情况下, 宜选用大变形锚杆支护。

当 $P_i(k)=1.0$ MPa 时安装锚杆, 锚杆最大轴力也逐

渐增大, 最终荷载达到 282 kN, 没有达到锚杆的屈服荷载。此时安装锚杆, 对围岩后期变形有明显的束缚作用。但此条件下, 大变形锚杆不能发挥大变形特性。

当 $P_i(k)=0.5$ MPa 时安装锚杆, 锚杆最终荷载仅为 171 kN, 对围岩的束缚效果也不明显, 原因在于锚杆安装前围岩已经发生较大变形, 锚杆安装后围岩产生的变形量不能充分调动锚杆的承载力。因此, 锚杆安装太晚的话, 不能充分发挥支护效应。建议锚杆安装不晚于 $P_i(k)/P_0=0.1$ 对应的时间。

除了以上因素外, 影响锚杆支护效果的因素还有锚固条件, 锚杆的弹性模量等性质。由于这些因素受限于相关的技术条件, 不能人为控制其参数以达到更好的效果, 故本文不再赘述。

4 结 论

本文基于大变形锚杆-围岩相互作用模型, 定量分析了大变形锚杆加固圆形隧道时的支护效应, 并通过实例分析对影响锚固效果的因素进行了系统研究, 结论如下:

(1) 随着围岩变形增大, 大变形锚杆的轴力也逐渐增大, 达到屈服荷载后轴力不再变化, 锚杆继续随围岩变形, 防止了由于围岩变形过大造成的杆体拉断破坏。在高应力或极软岩等恶劣地质条件下, 围岩发生大变形时, 大变形锚杆可以充分发挥其支护作用。

(2) 根据不同条件下围岩位移及塑性区范围的变化可知, 减小锚杆的间排距可以显著提高支护效果。但是, 过小的间排距不利于锚杆充分发挥支护作用。

(3) 在塑性区范围外增加锚杆长度不能有效提高支护效果, 本质原因在于锚杆加固的主要作用在于限制围岩塑性区的变形, 对弹性区岩体的加固效果不明显。

(4) 支护时机是影响大变形锚杆支护效应的重要因素, 本文通过改变安装锚杆时等效内支撑力的大小, 揭示了锚杆安装时间对支护效应的影响规律。

参考文献:

- [1] 何满潮, 谢和平, 彭苏萍, 等. 深部开采岩体力学研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(16): 2803 - 2813. (HE Man-chao, XIE He-ping, PENG Su-ping, et al. Study on rock mechanics in deep mining engineering[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2005, 24(16): 2803 - 2813. (in Chinese))
- [2] 徐林生, 王兰生. 二郎山公路隧道岩爆发生规律与岩爆预测研究[J]. 岩土工程学报, 1999, 21(5): 569 - 572. (XU Lin-sheng, WANG Lan-sheng. Study on the laws of rockburst and its forecasting in the tunnel of Erlang Mountain road[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1999, 21(5):

- 569 - 572. (in Chinese))
- [3] JAGER A J. Two new support units for the control of rockburst damage[J]. *Rock Support in Mining and Underground Construction*, 1992: 621 - 631.
- [4] OZBAY U, NEUGEBAUER E. In-situ pull testing of a yieldable rock bolt, Roofex[J]. *Controlling Seismic Hazard and Sustainable Development of Deep Mines*, 2009: 1081 - 1090.
- [5] ANSELL A. Laboratory testing of a new type of energy absorbing rock bolt[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2005, **20**: 291 - 300.
- [6] LI C C. A new energy-absorbing bolt for rock support in high stress rock masses[J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2010, **47**: 396 - 404.
- [7] WANG Gang, WU Xue-zhen, JIANG Yu-jing, et al. Quasi-static laboratory testing of a new rock bolt for energy-absorbing applications[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2013, **38**: 122 - 128.
- [8] 王 飞, 刘洪涛, 张胜凯, 等. 高应力软岩巷道可接长锚杆让压支护技术[J]. *岩土工程学报*, 2014, **36**(9): 1666 - 1673. (WANG Fei, LIU Hong-tao, ZHANG Sheng-kai, et al. Lengthened bolt yieldable technology in high stress soft rock roadway[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(9): 1666 - 1673. (in Chinese))
- [9] 连传杰, 王 阁. 预应力让压锚杆设计参数对深埋巷道稳定性影响分析[J]. *岩土工程学报*, 2013, **35**(增刊 2): 452 - 458. (LIAN Chuan-jie, WANG Ge. Influence of design parameters of prestressed yieldable bolts on stability of deep mine roadway[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, **35**(S2): 452 - 458. (in Chinese))
- [10] CAI Y, ESAKI T, JIANG Y. 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.
- [11] 张季如, 唐保付. 锚杆荷载传递机理分析的双曲函数模型[J]. *岩土工程学报*, 2002, **22**(2): 188 - 192. (ZHANG Ji-ru, TANG Bao-fu. Hyperbolic function model to analyze load transfer mechanism on bolts[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2002, **22**(2): 188 - 192. (in Chinese))
- [12] 王 刚, 刘传正, 吴学震. 端锚式锚杆-围岩耦合流变模型研究[J]. *岩土工程学报*, 2014, **36**(2): 363 - 375. (WANG Gang, LIU Chuan-zheng, WU Xue-zhen. Coupling rheological model for end-anchored bolt and surrounding rock mass[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(2): 363 - 375. (in Chinese))
- [13] 徐立功, 李 浩, 陈祥林, 等. 锚杆参数对围岩稳定性影响的数值分析[J]. *岩土工程学报*, 2010, **32**(增刊 2): 249 - 252. (XU Li-gong, LI Hao, CHEN Xiang-lin, et al. Numerical analysis on the impact of rock bolt parameters on stability of surrounding rock[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, **32**(S2): 249 - 252. (in Chinese))
- [14] LI C C. Performance of d-bolts under static loading[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2012, **45**(2): 183 - 192.
- [15] 吴学震, 王 刚, 蒋宇静, 等. 拉压耦合大变形锚杆作用机理及其实验研究[J]. *岩土工程学报*, 2015, **37**(1): 139 - 147. WU Xue-zhen, WANG Gang, JIANG Yu-jing, et al. Mechanism of and experimental research on CTC-yield bolts[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2015, **37**(1): 139 - 147. (in Chinese))
- [16] 王 刚, 吴学震, 蒋宇静, 等. 大变形锚杆-围岩耦合模型及计算方法[J]. *岩土力学*, 2014, **35**(3): 887 - 895. (WANG Gang, WU Xue-zhen, JIANG Yu-jing, et al. Coupling model and calculation method of yielding bolt and rockmass[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(3): 887 - 895. (in Chinese))
- [17] CARRANZA-TORRES C, FAIRHURST C. Application of the convergence-confinement method of tunnel design to rock masses that satisfy the hoek-brown failure criterion[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2000, **15**(2): 187 - 213.
- [18] GUAN Z, JIANG Y, TANABASHI Y. Ground reaction analyses in conventional tunnelling excavation[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2007, **22**(2): 230 - 237.
- [19] ITASCA Consulting Group. FLAC^{3D}, fast Lagrange analysis of continua in 3 dimensions, version 2.0, user manual. Itasca inc[S]. 1997.
- [20] CARRANZA-TORRES C, FAIRHURST C. The elastoplastic response of underground excavations in rock masses that satisfy the Hoek-Brown failure criterion[J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 1999, **36**(6): 777 - 809.
- [21] LI C C. Field observations of rock bolts in high stress rock masses[J]. *Rock Mech Rock Eng*, 2010, **43**: 491 - 496.
- [22] FARMER I W. Stress distribution along a resin grouted rock anchor[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 1975, **12**(11): 347 - 351.
- [23] 林 杭, 曹 平. 锚杆长度对边坡稳定性影响的数值分析[J]. *岩土工程学报*, 2009, **31**(3): 470 - 474. (LIN Hang, CAO Ping. Numerical analysis for effect of bolt length on stability of slopes[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2009, **31**(3): 470 - 474. (in Chinese))