

# 海底隧道复合注浆技术及其工程应用

张顶立, 孙振宇, 陈铁林

(北京交通大学 城市地下工程教育部重点实验室, 北京 100044)

**摘要:** 针对海底隧道不良地质体注浆加固必须同时满足稳定性、致密性和承受高水压作用的特殊要求, 提出复合注浆新理念, 即通过材料复合和工艺复合在围岩中形成功能型复合结构以实现安全控制和高效堵水。为此, 首先建立浆液扩散机制模型, 揭示注浆范围与浆脉厚度等空间分布特性及其影响因素; 创建复合加固体的壳体力学模型, 可对加固体的稳定性进行预测及评价, 进而提出宏观力学参数的确定方法; 系统分析加固体力学性能的主要影响因素, 提出注浆参数的设计方法, 由此可对复合注浆实现全过程工艺控制; 基于复合注浆体功能型结构特点, 创造隧道周边帷幕注浆技术, 并首次提出采用堵水率、加固体强度和整体稳定性作为注浆效果的评价指标, 较日本青函隧道等采用的全断面注浆方式显著提高了效率和可靠性。最后介绍复合注浆技术在厦门翔安海底隧道 F1 风化槽强透水地段的应用, 达到了预期效果, 确保了工程安全, 由此形成了海底隧道穿越不良地质体的地层加固技术模式。

**关键词:** 隧道工程; 海底隧道; 复合注浆; 复合结构体; 成型控制; 工艺实现

**中图分类号:** U 45

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1000 - 6915(2019)06 - 1102 - 15

## Composite grouting technology for subsea tunnels and its engineering application

ZHANG Dingli, SUN Zhenyu, CHEN Tielin

(Key Laboratory for Urban Underground Engineering of Ministry of Education, Beijing Jiaotong University, Beijing 100044, China)

**Abstract:** In order to meet the special requirements of stability, compactness and capacity of high water pressure, a new concept of composite grouting, adopting composite material and process to form a functional composite structure and further to realize the dual effect of safety control and efficient water plugging, was proposed. A diffusion model of slurry vein was established, and the spatial distribution characteristics of the grouting range and the thickness of slurry vein and the influencing factors were revealed. A mechanical model of slurry vein skeleton and composite shell for evaluating the stability of the grouted region was established, and a determining method of macro-mechanical parameters was proposed. The main influencing factors of mechanical properties of the grouted region were analyzed, and a design method of grouting parameters was put forward. As a result, the whole process control of composite grouting can be realized. Based on the feature of composite grouting body functional structure, a technology of peripheral curtain grouting of tunnels was developed, and the water plugging rate, grouting region strength and overall stability were proposed as the evaluation indices of grouting effect. Compared with the full-sectional grouting method, the efficiency and reliability of the developed technology are significantly improved. Finally, the application of the composite grouting technique in the highly permeable area of F1

**收稿日期:** 2018 - 11 - 15; **修回日期:** 2019 - 01 - 27

**基金项目:** 国家自然科学基金重点项目(51738002); 国家重点研发计划(2017YFC0805401)

Supported by the State Key Program of National Natural Science Foundation of China(Grant No. 51738002) and National Key Research and Development Plan of China(Grant No. 2017YFC0805401)

**作者简介:** 张顶立(1963 - ), 男, 1995 年于中国矿业大学采矿工程专业获博士学位, 现任教授、博士生导师, 主要从事隧道及地下工程方面的教学与研究。E-mail: dlzhang@bjtu.edu.cn

**DOI:** 10.13722/j.cnki.jrme.2018.1348

weathering trough of Xiang'an subsea tunnel in Xiamen was introduced, and it is shown that, by using the technology, the expected effect is achieved and the engineering safety is ensured.

**Key words:** tunnelling engineering; subsea tunnel; composite grouting; composite structure; molding control; technical realization

## 1 引言

穿越不良地质体和地层结构界面通常成为海底隧道建设的控制性工程,直接影响到施工安全,若处理不当将诱发灾难而导致工程失败<sup>[1]</sup>。为了实现不良地质段围岩的稳定性控制,注浆加固技术在世界范围内得到了广泛应用<sup>[2]</sup>,对工程安全和质量保障起到了重要作用,也有力地促进了水下隧道和富水地层隧道建造技术的持续进步和快速发展。

然而,由于海底隧道断面大、水量补给无限且承受持续高水压作用,针对稳定性极差的不良地质条件,其加固体需同时满足稳定性和堵水的双重作用,这就要求加固体必须同时达到强度、整体稳定性和致密性的控制指标,既要防止地层失稳造成突涌水事故,又要可靠地堵水以减少隧道排水量,因此注浆机制与适应性便成为海底隧道注浆设计的关键问题。

国内外学者和工程界对注浆加固进行了诸多研究与实践,分析了不同注浆方式的作用机制并提出了相应适用条件,但大多针对单一注浆方式<sup>[3-6]</sup>。而由于传统单一注浆方式经验性较强,注浆加固体性能和可靠性难以保证,因注浆失败而导致突涌水的工程案例时有发生。如日本青函海底隧道穿越断层破碎带施工时,由于注浆体与围岩脱离而发生突水事故,造成大量人员伤亡<sup>[7]</sup>;圆梁山隧道穿越泥沙型溶洞时由于注浆加固的局部薄弱环节而导致初期支护破坏,多次发生大规模涌水突泥<sup>[8]</sup>。显然,采用传统的单一注浆方式难以满足海底隧道极复杂不良地质条件下地层可靠加固的性能指标要求。

本质上,加固体同时满足稳定性和抗水压作用就是要求在隧道开挖面周边形成一个具有一定强度、完整和致密的壳体结构,即兼顾稳定性和抗渗性的结构物,而如何构建这种功能型结构物便成为海底隧道工程面临的核心问题。

为此,本文提出复合注浆的新理念,即首先针对不同地层条件采用劈裂方式形成浆脉骨架结构,继而对浆脉之间被挤压的围岩实施渗透注浆,从而形成完整致密的复合结构体系。基于复合注浆技术思路,首先按照加固体结构功能与强度要求,建立

了浆脉骨架及复合结构力学模型,提出了结构失稳模式、判别方法和控制原则,进而对加固体宏观性能与注浆参数对应关系进行系统研究,为复合注浆的成型控制与工艺实现提供依据。由此可为极复杂、强透水地段海底隧道的安全施工提供保障,同时也对富水地层的隧道工程建造具有重要的借鉴意义。

## 2 复合注浆设计理念

注浆加固是隧道穿越不良地质体安全施工的靈魂技术,其作用效果主要由注浆工艺和注浆材料所决定。而针对海底隧道复杂的地质条件和特殊的水边界,传统的单一注浆方式难以满足其对地层加固和堵水的双重要求。为此,本文提出复合注浆的技术思路,根据具体地层条件按照一定的时空顺序对地层进行注浆,从而最大限度地提高加固地层的稳定性和致密性。

复合注浆作用机制在于其采用多种注浆方式和注浆材料,分步改善工程载荷作用的边界条件、应力传递的连续性和完整性<sup>[9]</sup>,其本质为通过材料复合和工艺复合形成功能型复合结构,解决地层的抗渗、强度和稳定性问题。

采用复合注浆形成的隧道围岩加固圈通常由浆脉骨架及其之间的挤压地层复合而成,如图 1 所示。劈裂注浆形成的浆脉构成相互交错的骨架结构,但考虑到其承受高水压作用,对浆脉之间的地层实施了渗透和挤压注浆,从而与前序形成的骨架复合成整体结构,其中浆脉骨架作为复合加固体的主体结构,直接关系到复合注浆技术的成败。

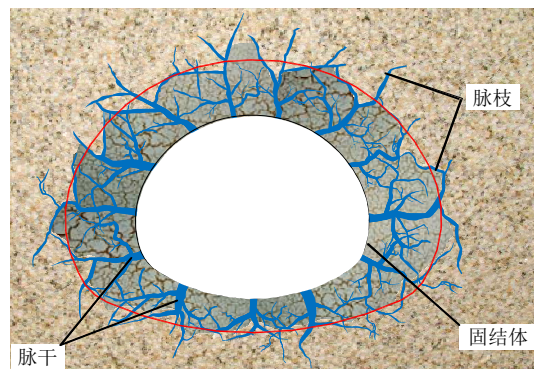


图 1 复合注浆新理念

Fig.1 New concept of composite grouting

根据作用原理和几何尺寸的不同，可将浆脉骨架划分为脉干和脉枝 2 类，其中脉干是沿钻孔方向形成的粗大的浆脉结构，通过与周边固体之间的黏结作用保证浆脉骨架的整体稳定性；脉枝则是由脉干向周边扩展分别形成环向和径向细小的浆脉结构，其相互之间的有效搭接使得浆脉结构封闭成环，保证了浆脉结构的完整性。脉干与脉枝在地层中相互胶结，最终形成纵横交错的网状结构，实现了浆脉骨架的整体堵水性能。

为了保证高水压作用下的围岩稳定性，必须对浆脉结构的成型进行控制。首先采取后退式注浆方式在孔底部位进行高压注浆，形成浆脉骨架并对后序注浆形成约束；然后在整个拟注浆方位内的地层中进行地层应力场预测，通过调整注浆工艺、注浆压力等参数控制主应力方向，实现对浆液扩散过程的诱导。最终在注浆范围内的地层中形成复杂网络结构，并进一步建立浆脉结构的力学模型，获得结构失稳判据以及与隧道围岩变形的对应关系。据此获得的浆脉骨架既能满足围岩需求，其自身结构安全性也能得到保障。

需要指出，在掌子面前方形成的致密性复合结构受施工扰动后将会发生变形，并产生新的裂缝，为了保证无支护空间的安全，为初期支护施作留有余地，宜进行补强注浆。针对初期支护背后的空隙也应进行注浆填充，保证支护 - 围岩接触良好，从而使得围岩变形速率得到有效控制。隧道支护体系成型后，若隧道渗水量仍大于容许排水量或仍有局部出水点时，应实施径向补充注浆，进一步提高加固圈完整性和致密性，降低运营期间排水费用<sup>[10]</sup>。

### 3 复合注浆体的力学特性分析

复合注浆的核心在于形成功能型复合结构，由

浆脉和挤压地层复合而成，本质上可视为一个完整的结构体。通过对加固体力学性能的研究，可实现注浆范围和形态可控，而对浆脉形成机制以及复合结构体承载机制的分析则是准确预测加固体状态及稳定性的基础，其理论意义不言而喻。

#### 3.1 复合注浆体系的浆脉形成机制

在注浆过程中，当注浆压力较高而使得地层结构破坏时，浆液沿最小主应力面发生初始劈裂形成浆脉，当地层较均匀时浆脉方向为垂直向。前序劈裂通道饱和后，注浆压力再次上升，地层应力重分布使得水平向主应力转化为被动土压力状态，此时浆液需要更大压力方能形成新的裂缝，即发生二次劈裂，如图 2 所示。实际工程中注浆压力变化区间较大，浆液在地层中反复劈裂、流动和充填，各注浆孔形成的浆脉相互交织而形成网状浆脉体系。

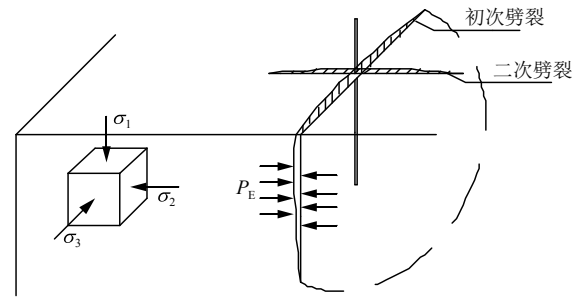


图 2 浆脉形成机制简化模型

Fig.2 Simplified model of pulp vein formation mechanism

浆脉网状结构是复合注浆加固体结构的主要骨架结构形式，其力学性能决定了其作用效果，而其几何位态则是其能否有效发挥作用的关键。为此，将浆液视为宾汉流体，岩土体视为各向同性介质，考虑浆液流变参数的时变性，则可将其简化成图 3 所示的力学模型。图 3 中， $p$  为注浆压力； $R$  为浆液扩散方向； $R_m$  为浆液扩散范围； $p_w$  为水压力； $h_p$  为留核区高度； $\delta$  为劈裂通道宽度； $\tau$  为剪切应力；

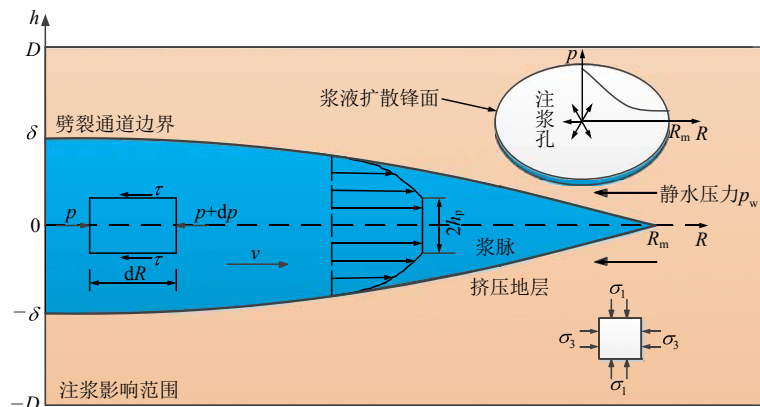


图 3 劈裂注浆扩散过程力学模型

Fig.3 Mechanical model of split grouting diffusion process

$v$  为浆液流动速率； $h$  为  $D$  为注浆影响范围，即  $|h| \leq D$  时土体被压缩，在  $|h| = D$  处因土体压缩而产生的位移为 0。

浆液在注浆过程中流型保持不变，则其本构方程<sup>[11]</sup>为

$$\tau = \tau_s + \mu \dot{\gamma} \quad (1)$$

式中： $\tau_s$  为静切力； $\mu$  为浆液塑性黏度； $\dot{\gamma}$  为剪切速率，且  $\dot{\gamma} = -dv/dh$ 。

根据孙峰等<sup>[11]</sup>研究成果，注浆材料黏性随时间  $t$  变化规律满足：

$$\mu = \mu_0 e^{kt} \quad (2)$$

式中： $\mu_0$ ， $k$  为浆液黏性时变参数。

通过对流体单元进行受力分析可得当  $h_p \leq |h| \leq \delta$  时，浆液流速分布为

$$v = \frac{1}{\mu} \left[ \frac{dp}{dR} (h^2 - \delta^2) + \tau_s (|h| - \delta) \right] \quad (3)$$

当  $|h| \leq h_p$  时浆液流速为定值，则有

$$v_p = \frac{1}{\mu} \left[ \frac{dp}{dR} (h_p^2 - \delta^2) + \tau_s (h_p - \delta) \right] \quad (4)$$

浆液在劈裂通道的平均流速为总流量在劈裂通道宽度范围内的均值，则有

$$\bar{v} = \frac{q}{2\delta} = \frac{1}{\delta} \left( \int_{h_p}^{\delta} v dh + v_p h_p \right) \quad (5)$$

式中： $q$  为单位时间注浆量。

将式(3)和(4)代入式(5)可得

$$\bar{v} = \frac{2}{\mu \delta} \left[ \left( \frac{h_p^3 - \delta^3}{3} \right) \frac{dp}{dR} + \frac{h_p^2 - \delta^2}{2} \tau_s \right] \quad (6)$$

注浆过程中由质量守恒条件可得

$$q = 4\pi R \delta \bar{v} \quad (7)$$

联立式(6)与(7)可得劈裂通道内浆液压力梯度为

$$\frac{dp}{dR} = \frac{3}{h_p^3 - \delta^3} \left( \frac{\mu q}{4\pi R} - \frac{h_p^2 - \delta^2}{2} \tau_s \right) \quad (8)$$

注意到岩土体压缩变形量与劈裂通道宽度处处相等，则有

$$\delta = \Delta \varepsilon D = (\varepsilon - \varepsilon_0) D \quad (9)$$

式中： $\varepsilon_0$  为岩土体初始应变。

注浆前地层竖向应力为  $\sigma_3 + p_w$ ，则由岩土体应力 - 应变关系可将式(9)写为

$$\delta = \frac{(p - \sigma_3 - p_w) D}{E_0} \quad (10)$$

式中： $E_0$  为初始压缩模量。

联立式(8)与(10)可得

$$\frac{d\delta}{dR} = \frac{3D}{(h_p^3 - \delta^3) E_0} \left( \frac{\mu q}{4\pi R} - \frac{h_p^2 - \delta^2}{2} \tau_s \right) \quad (11)$$

由边界条件  $R = R_m$ ， $\delta = 0$  可知所求  $\delta$  的解可展开为  $R$  的幂级数如下：

$$\delta = \sum_{n=1}^{\infty} a_n (R - R_m)^n \quad (12)$$

式中： $a_n$  为待定系数。

联立式(11)和(12)即可求得待定系数  $a_n$ ，再代回式(12)可得劈裂通道宽度与浆液扩散半径关系式，进一步将  $R = R_0$  ( $R_0$  为注浆孔半径)代入式(10)即可得到注浆压力与浆液扩散半径的关系。

### 3.2 浆脉骨架结构体的稳定性分析

由于注浆压力和注浆孔布置的差异性，浆脉之间搭接形式也具有多样性。假定浆脉厚度均匀且考虑相对粗壮脉枝之间的连接，则相邻浆脉之间可能出现滑动连接、活动铰接、刚性连接以及固定铰接 4 种连接形式，最终形成的浆脉骨架也必然是这 4 种基本形式的组合，以 1/4 圆弧为例进行分析，如图 4 所示。图中， $\theta$  为方向角； $q_x$ ， $q_y$  分别为水平和垂直方向荷载。

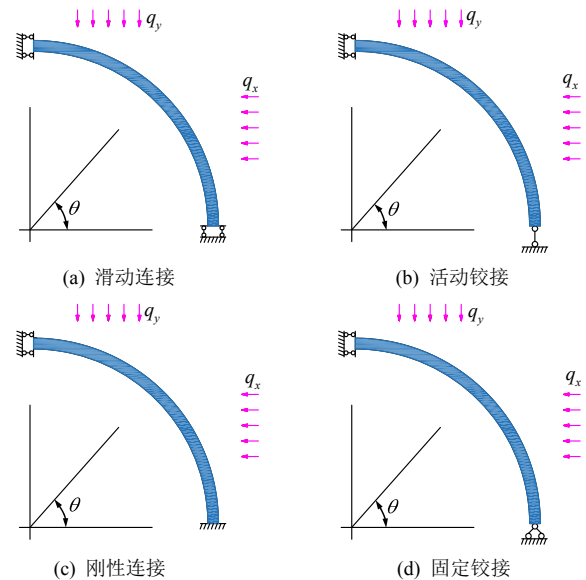


图 4 浆脉骨架搭接模式力学模型

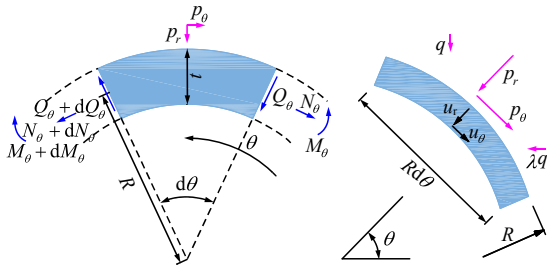
Fig 4 Mechanical model of slurry skeleton overlapping modes

为偏于安全考虑，注浆加固体不允许出现破坏，故可采用壳体理论对上述模型进行求解<sup>[12]</sup>。由于围岩条件和工程尺度的差异性，注浆加固厚度也不尽相同，因此浆脉骨架所形成的壳体厚度与其半径之比  $t/R$  存在较大波动性，当  $t/R > 0.25$  时应采用厚壳理论进行分析，否则可简化为薄壳进行求解<sup>[13]</sup>。

截取受力单元  $Rd\theta$  如图 5(a)所示，其中径向位



移为  $u_r$ ，环向位移为  $u_\theta$ ； $p_r$ 、 $p_\theta$  为极坐标下的荷载，可通过图 5(b) 中坐标转换求得； $t$  为衬砌厚度；起始断面弯矩为  $M(\theta)$ ；剪力为  $Q(\theta)$ ；轴力为  $N(\theta)$ ；上述各力和位移均以图示方向为正向。



(a) 壳单元受力平衡分析 (b) 荷载坐标转换  
图 5 浆脉骨架壳体模型受力分析

Fig.5 Stress analysis of slurry skeleton shell model

将浆脉所受荷载进行坐标转换，则有

$$\left. \begin{aligned} p_r &= q_x \cos^2 \theta + q_y \sin^2 \theta \\ p_\theta &= \frac{(1-\lambda)q_x}{2} \sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式中： $\lambda$  为侧压力系数，有  $\lambda = q_x / q_y$ 。

对于  $t/R > 0.25$  的厚壳模型，建立以径向位移  $u_r$  表示的平衡方程为

$$\frac{d^5 u_r}{d\theta^5} + \frac{d^3 u_r}{d\theta^3} + \frac{R^2}{K_s} \left( p_\theta + \frac{dp_r}{d\theta} \right) = 0 \quad (14)$$

对于  $t/R \leq 0.25$  的薄壳模型，该方程表达式为

$$\frac{d^5 u_r}{d\theta^5} + \frac{d^3 u_r}{d\theta^3} + \frac{R^2}{D_s} \left( p_\theta + \frac{dp_r}{d\theta} \right) = 0 \quad (15)$$

式中： $D_s$  和  $K_s$  分别为壳体的抗压刚度和抗弯刚度，可表示为

$$\left. \begin{aligned} D_s &= \frac{E_s b t}{1-\nu^2} \\ K_s &= \frac{E_s b t^3}{12(1-\nu^2)} \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

式中： $E_s$  为衬砌弹性模量， $\nu$  为泊松比， $b$  为结构纵向单位长度。

(1) 工况(a)解答

对于图 4 中 4 种工况，在  $\theta = \pi/2$  处边界条件均可表示为

$$u_{\theta|\theta=\pi/2} = 0, Q_{\theta|\theta=\pi/2} = 0, (du_r / d\theta)_{\theta=\pi/2} = 0 \quad (17)$$

考虑到模型的对称性，工况(a)在  $\theta = 0$  处边界条件为

$$u_{\theta|\theta=0} = 0, Q_{\theta|\theta=0} = 0, (du_r / d\theta)_{\theta=0} = 0 \quad (18)$$

令  $q = (q_x + q_y) / 2$ ，则当  $t/R > 0.25$  时，对式(14)

进行积分并与式(17)和(18)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= \frac{M}{qR^2} = -\frac{m}{2} \cos(2\theta) - \frac{1}{1+n} \\ \bar{N} &= \frac{N}{qR} = -1 - m \cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= \frac{Q}{qR} = -m \sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

式中： $\bar{M}$ 、 $\bar{N}$ 、 $\bar{Q}$  分别为归一化弯矩、轴力和剪力； $m$ 、 $n$  为中间变量，其表达式分别为  $m = (1-\lambda)/(1+\lambda)$ ， $n = DR^2 / K$ 。

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= \frac{u_r}{qR^2 / D} = \frac{n}{1+n} - \frac{mn}{6} \cos(2\theta) \\ \bar{u}_\theta &= \frac{u_\theta}{qR^2 / D} = \frac{m}{12} (3+n) \sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

式中： $\bar{u}_r$ 、 $\bar{u}_\theta$  分别为归一化径向和环向位移。

同理当  $t/R \leq 0.25$  时，对式(15)进行积分并与式(17)和(18)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= -\frac{m}{2} \cos(2\theta) \\ \bar{N} &= -1 - m \cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= -m \sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= 1 - \frac{mn}{8} \cos(2\theta) \\ \bar{u}_\theta &= \frac{m}{16} (8+n) \sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

(2) 工况(b)解答

对于工况(b)，其边界条件除需满足式(17)外，尚需满足下式：

$$u_{\theta|\theta=0} = 0, Q_{\theta|\theta=0} = 0, M_{\theta|\theta=0} = 0 \quad (23)$$

当  $t/R > 0.25$  时，对式(14)进行积分并与式(17)和(23)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= m \sin^2 \theta \\ \bar{N} &= -1 - m \cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= -m \sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= \frac{\pi l}{4} \sin \theta - \frac{mn}{6} [3 + \cos(2\theta)] \\ \bar{u}_\theta &= \frac{m \sin(2\theta)}{12} (3+n) - \frac{l}{4} (\pi - 2\theta - \pi \cos \theta) \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

其中，

$$l = 1 + mn + \frac{2}{1+k}$$

对于工况(b), 当  $t/R \leq 0.25$  时浆脉结构内力解答与式(24)相同, 由式(15)可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= 1 - \frac{mn}{24}(\pi^2 - 6\pi\theta + 6\theta^2) - \frac{mn}{8}\cos(2\theta) \\ \bar{u}_\theta &= \frac{mn\theta}{24}(\pi^2 - 3\pi\theta + 2\theta^2) + \frac{m}{16}(8+n)\sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

(3) 工况(c)解答

对于工况(c), 其边界条件除需满足式(17)外, 尚需满足下式:

$$u_{\theta|\theta=0} = 0, \quad u_{r|\theta=0} = 0, \quad (du_r / d\theta)_{\theta=0} = 0 \quad (27)$$

当  $t/R > 0.25$  时, 对式(14)进行积分并与式(17)和(24)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= \frac{2B}{3A}\pi\sin\theta - \frac{m}{2}\cos(2\theta) - \frac{C}{A} \\ \bar{N} &= \frac{2B}{3A}\pi\sin\theta - 1 - m\cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= -\frac{2B}{3A}\pi\cos\theta - m\sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

其中,

$$\begin{aligned} A &= \pi^2 + (\pi^2 - 8)n \\ B &= \frac{5+7k}{1+k} - mn \\ C &= \pi^2 - \frac{4}{3}mn \end{aligned}$$

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= \frac{nC}{A} - \frac{\pi n B}{6A} [2\sin\theta + (\pi - 2\theta)\cos\theta] - \frac{mn}{6}\cos(2\theta) \\ \bar{u}_\theta &= \frac{nB}{6A} [(\pi - 2\theta)(4 + \pi\sin\theta) - 4\pi\cos\theta] + \frac{m}{12}(3+n)\sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

同理当  $t/R \leq 0.25$  时, 对式(15)进行积分并与式(17)和(27)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= \frac{F}{H}(\pi\sin\theta - 2) - \frac{m}{2}\cos(2\theta) \\ \bar{N} &= \frac{\pi F}{H}\sin\theta - 1 - m\cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= -\frac{F}{H}\pi\cos\theta - m\sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

其中,

$$\left. \begin{aligned} F &= 6 - \frac{3}{4}mn \\ H &= 12 + (12 - \pi^2)n \end{aligned} \right\}$$

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= \frac{mn}{4}\sin^2\theta + \frac{nF}{H}(\pi\sin\theta - \pi\theta + \theta^2) \\ \bar{u}_\theta &= \frac{m}{16}(8+n)\sin(2\theta) + \frac{\pi F}{H}(1+n)\cos\theta - \frac{8-mn}{8H}(\pi - 2\theta)[6 + (6 + \pi\theta - \theta^2)n] \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

(4) 工况(d)解答

对于工况(d), 其边界条件除需满足式(17)外, 尚需满足下式:

$$u_{\theta|\theta=0} = 0, \quad u_{r|\theta=0} = 0, \quad M_{\theta|\theta=0} = 0 \quad (32)$$

当  $t/R > 0.25$  时, 对式(14)进行积分并与式(17)和(30)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= m\sin^2\theta - \frac{8}{3}m\frac{\sin\theta}{\pi} \\ \bar{N} &= -\frac{8}{3}m\frac{\sin\theta}{\pi} - 1 - m\cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= \frac{8}{3}m\frac{\cos\theta}{\pi} - m\sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= \frac{\pi\sin\theta}{4} \left( \frac{3+k}{1+k} + \frac{mn}{3} \frac{3\pi^2 - 16}{\pi^2} \right) - \frac{mn}{6} \left[ 3 + \cos(2\theta) - 4(\pi - 2\theta) \frac{\cos\theta}{\pi} \right] \sin^2\theta \\ \bar{u}_\theta &= \frac{m}{12} \left[ (3+n)\sin(2\theta) - 8n \frac{\pi - 2\theta}{\pi} \sin\theta \right] - \frac{1}{4}(\pi - 2\theta - \pi\cos\theta) \left( \frac{3+k}{1+k} + mn \right) \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

同理当  $t/R \leq 0.25$  时, 对式(15)进行积分并与式(17)和(32)联立可得归一化浆脉结构内力解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{M} &= m\sin^2\theta + \frac{\pi a \sin\theta}{2(1+n)} \\ \bar{N} &= \frac{\pi a \sin\theta}{2(1+n)} - 1 - m\cos(2\theta) \\ \bar{Q} &= -\frac{\pi a \sin\theta}{2(1+n)} - m\sin(2\theta) \end{aligned} \right\} \quad (35)$$

其中,

$$a = 1 - \frac{mn}{24}(3 + \pi^2)$$

从而可得归一化浆脉结构位移解答为

$$\left. \begin{aligned} \bar{u}_r &= \frac{mn}{8} [1 + 2\pi\theta - 2\theta^2 - \cos(2\theta)] + \frac{n\pi a \sin \theta}{2(1+n)} \\ \bar{u}_\theta &= \frac{m}{16} (8+n) \sin(2\theta) + \frac{\pi a \cos \theta}{2} - \\ &\quad \frac{1}{24} (\pi - 2\theta) [12a - mn\theta(\pi - \theta)] \end{aligned} \right\} \quad (36)$$

### 3.3 复合结构体的稳定性分析

浆液流动过程中由于地应力分布以及岩体中结构面发育的差异性，在隧道围岩中形成不同的加固分区，由脉干和挤压地层组成的复合体结构层以及脉枝搭接形成的浆脉结构层交替出现，由此可建立注浆加固体的复合壳模型如图6所示。其中浆脉结构层各项力学性能最高，但其厚度较小，因此对加固体稳定性的影响较小；而复合体结构层厚度较大，且脉干的存在使得该层呈现出加筋壳的特征，是复合注浆加固体稳定性的决定性因素。

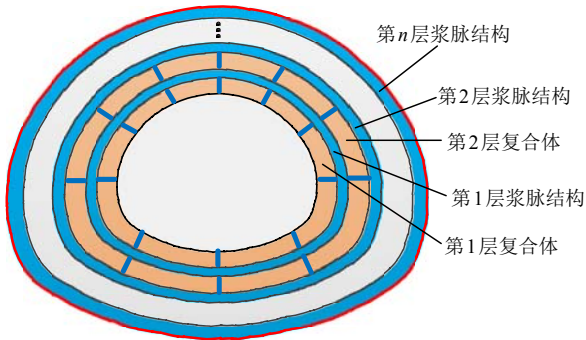


图6 注浆加固体结构分区特性的复合壳模型

Fig.6 Composite shell model of structural zonal property of grouted ground

对于图6所示的复合壳体模型，总弯矩为各壳体单元弯矩之和，则有

$$M = \sum_{i=1}^n (M_{ic} + M_{is}) \quad (37)$$

式中：下标c和s分别为复合体结构层单元和浆脉结构层单元。

各壳体单元弯矩均满足：

$$u_r + \frac{d\varphi}{d\theta} = -\frac{M_i R_i^2}{K_i} \quad (38)$$

基于小挠度假定，即壳体挠度相对于其厚度很小，注意到各层转角相同，由于相邻复合体与浆脉结构能量耗散相近，可将其视为一组结构，在变形破坏过程中近乎同时失稳，由变形协调条件可得

$$\frac{M_{ic} R_{ic}^2}{K_{ic}} = \frac{M_{is} R_{is}^2}{K_{is}} = \frac{M R_{eq}^2}{K_{eq}} \quad (39)$$

式中： $R_{eq}$ 为等效半径， $K_{eq}$ 为等效刚度。

对于复合体结构层，将脉干等效为相同厚度的矩形截面，则其抗弯刚度为

$$K_{ic} = \frac{bt_{ic}^3}{12(1-\nu^2)} \left( E_{sg} + \frac{1}{2\pi R_{ic}} \sum_{i=1}^N E_{mi} a_{mi} \right) \quad (40)$$

式中： $N$ 为脉干数，理论上与注浆钻孔数相等； $E_{sg}$ 为挤压地层弹性模量； $E_{mi}$ 为各脉干弹性模量； $a_{mi}$ 为各脉干沿环向长度。

将式(37)与(39)联立得第j层壳体结构弯矩为

$$M_j = \frac{MK_j}{R_j^2 \sum_{i=1}^n \left( \frac{K_{ic}}{R_{ic}^2} + \frac{K_{is}}{R_{is}^2} \right)} \quad (41)$$

考虑到作用于壳体单元上的剪力应与弯矩相平衡，剪力分布直接由弯矩决定，故有

$$Q = \sum_{i=1}^n (Q_{ic} + Q_{is}) \quad (42)$$

由壳体结构荷载-位移方程可得

$$\frac{du_r}{d\theta} + \frac{d^2\varphi}{d\theta^2} = \frac{Q_i R_i^3}{K_i} \quad (43)$$

同理可得

$$\frac{Q_{ic} R_{ic}^3}{K_{ic}} = \frac{Q_{is} R_{is}^3}{K_{is}} = \frac{Q R_{eq}^3}{K_{eq}} \quad (44)$$

将式(42)与(44)联立得第j层壳体结构剪力为

$$Q_j = \frac{QK_j}{R_j^3 \sum_{i=1}^n \left( \frac{K_{ic}}{R_{ic}^3} + \frac{K_{is}}{R_{is}^3} \right)} \quad (45)$$

类似地，由壳体平衡条件可得总轴力满足：

$$N = \sum_{i=1}^n (N_{ic} + N_{is}) \quad (46)$$

当  $t/R > 0.25$  时，由轴力和弯矩表示的荷载-位移方程为

$$u_r + \frac{du_\theta}{d\theta} = \frac{M_i - N_i R_i}{D_i} \quad (47)$$

对于同一组结构，层间不存在相对滑动，则有

$$\frac{M_{ic} - N_{ic} R_{ic}}{D_{ic}} = \frac{M_{is} - N_{is} R_{is}}{D_{is}} = \frac{M - N R_{eq}}{D_{eq}} \quad (48)$$

对于复合体结构层，将脉干弹性模量进行折减，则其抗压刚度为

$$D_{ic} = \frac{bt_{ic}}{1-\nu^2} \left( E_{sg} + \frac{1}{2\pi R_{ic}} \sum_{i=1}^N E_{mi} a_{mi} \right) \quad (49)$$

将式(46)与(49)联立可得第j层壳体结构轴力满足：

$$N_j = \frac{MK_j}{R_j^3 \sum_{i=1}^n \left( \frac{K_{ic}}{R_{ic}^2} + \frac{K_{is}}{R_{is}^2} \right)} - \frac{M - \sum_{i=1}^n (N_{ic}R_{ic} + N_{is}R_{is})}{\frac{R_j}{D_j} \sum_{i=1}^n (D_{ic} + D_{is})} \quad (50)$$

显然式(50)为隐式解，而当  $n$  确定后联立形如式(50)的  $n$  个方程即可求得各结构层轴力的显式解。

当  $t/R \leq 0.25$  时各结构层弯矩和剪力表达式与前述相同，而轴力则满足：

$$u_r + \frac{du_\theta}{d\theta} = -\frac{N_i R_i}{D_i} \quad (51)$$

由前述假设条件可得

$$\frac{N_{ic}R_{ic}}{K_{ic}} = \frac{N_{is}R_{is}}{K_{is}} = \frac{NR_{eq}}{K_{eq}} \quad (52)$$

将式(46)与(52)联立得第  $j$  层壳体结构剪力为

$$N_j = \frac{NK_j}{R_j \sum_{i=1}^n \left( \frac{K_{ic}}{R_{ic}} + \frac{K_{is}}{R_{is}} \right)} \quad (53)$$

根据式(39)和(48)可求得具体工程中复合结构的等效刚度和等效厚度，再代入节 3.2 相应公式中即可求得复合壳体结构总内力。进一步结合以上各式计算各壳体结构层的内力，将不同内力进行组合即可对其安全性进行判断。

## 4 复合注浆的成型控制及工艺实现

复合注浆加固体结构应满足地层加固与堵水的双重要求，其本质特征为可控制注浆，包括对注浆体性能和形状的控制，为此需要建立复合加固体宏观力学特性与细观结构的量化关系，并针对复合注浆技术特点和具体工程要求，提出注浆技术要点，为复合注浆技术的工艺实现提供指导。

### 4.1 复合注浆体成型控制与性能参数设计

复合注浆体的内部结构是影响其力学性能的重要因素，包括空间分布形态、尺寸和聚集度等。通过对注浆性能参数进行优化，以获得理想的复合体内部结构，实现对浆脉形状、范围及方向的控制，是解决围岩强度、稳定性和致密性问题的关键。

#### (1) 复合注浆体内部结构成型控制

掌握各因素的影响关系与变化趋势，即可对浆脉骨架结构形式进行控制，由此可进行合理的注浆工艺设计。为此，采用数值模拟方法对不同埋深条件下浆脉分布形态与岩土体参数的变化关系进行研

究，具体方法参考董 葳<sup>[14]</sup>。在注浆过程中，土体产生拉破坏和剪切破坏，分别采用拉破坏准则和莫尔-库仑破坏准则进行描述。一旦土体单元发生劈裂即认定该单元已破坏，裂缝产生同时刚度下降，此时其刚度可用下式计算：

$$E' = Ee^{-b/\zeta} \quad (54)$$

式中： $b$  为单元上的裂缝总宽度； $E$  为土体的初始弹性模量； $\zeta$  为换算系数，程序中取值  $10^{-4}$  m。

为了研究浆脉形状的演变规律，分别取不同的埋深和土体模量进行计算，计算后提取浆脉形状，统计结果如表 1 所示，其中  $K$  为邓肯模型参数。

可见埋深越大，浆脉扩展范围越小，这是由于埋深大时岩土致密性更好，浆液流动扩散阻力越大；同理，参数  $K$  越大表明岩土体整体性和刚性越好，浆液劈裂阻力大，仅向其中的弱结构部位发展，因此呈现出明显的空间差异性。

表 1 不同埋深浆脉形状的演变规律

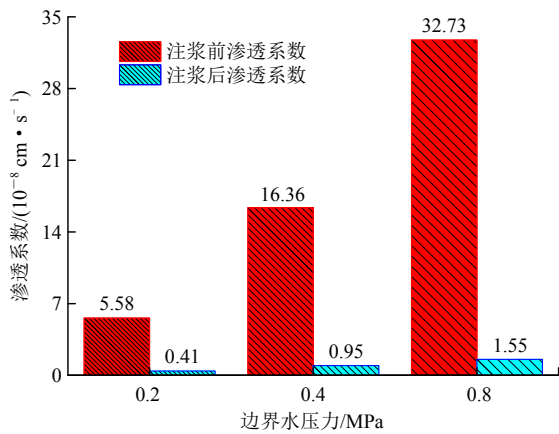
Table 1 Evolution rules of the shape of pulps at different buried depths

埋深/m	演变规律			
	$K = 100$	$K = 200$	$K = 300$	$K = 500$
10				
20				
30				
50				

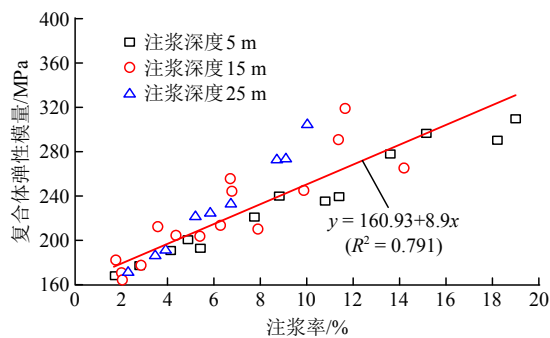
#### (2) 复合体力学特性

注浆复合体本质上是一种宏观复合材料，其力学性能与组分结构之间的联系主要包括强度、渗透性以及损伤特性等方面。明确复合体宏观力学特性与细观组分结构的关系，方可主动设计出满足工程性能要求的注浆复合体。通过对不同注浆压力和注浆率下复合体力学特性的变化规律进行研究，结果如图 7 所示。

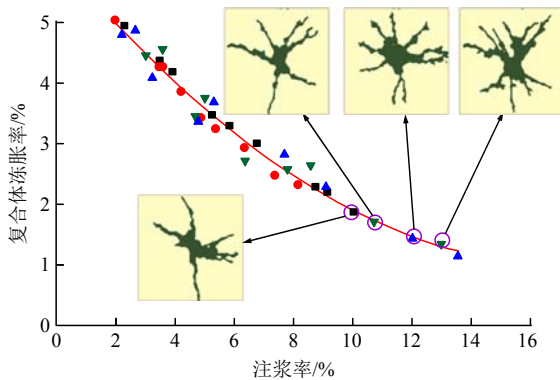




(a) 不同边界水压力下注浆前后地层渗透率



(b) 复合体弹性模量与注浆率关系



(c) 复合体冻胀率与注浆率关系

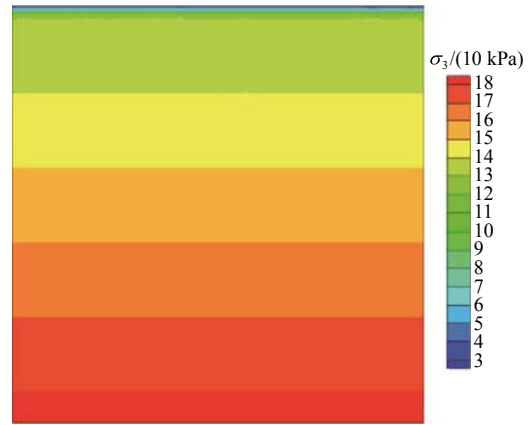
图7 注浆压力与注浆率对复合体力学特性的影响

Fig.7 Influence of the grouting pressure and the grouting rate on the mechanical properties of the complex structure

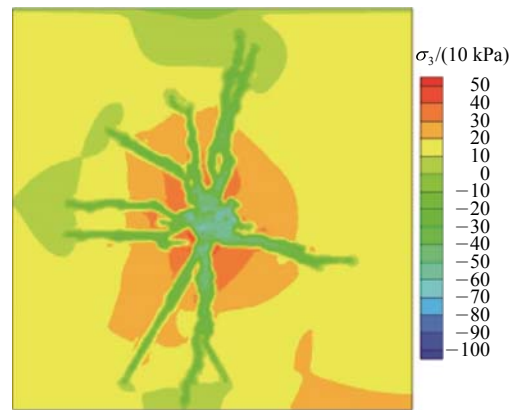
由图7分析可知：① 注浆加固体渗透系数相对于原岩降低了90%以上，围岩致密性明显提高，且随着注浆压力的增大该趋势更为显著；② 随着地层注浆率的增加，复合注浆体的弹性模量呈线性增大，围岩刚度和抗变形能力增强；③ 复合注浆体的冻胀率随注浆率的增大呈现明显降低趋势，并表现为浆脉骨架结构的加密，围岩整体稳定性显著提升。

进一步研究表明，注浆复合体的增强机制与一般金属基复合材料大为不同，主要体现在以下方面：

(1) 注浆复合体力学性能的增加主要来自基质而非增强相，其机制为基质中围压的增大，因此保持高围压是注浆成功的重要条件。注浆前后围压对比如图8所示，其中负号一方面表示浆脉的注浆压力，另一方面则表示正在浆脉尖端土体因劈裂而受拉。



(a) 注浆前

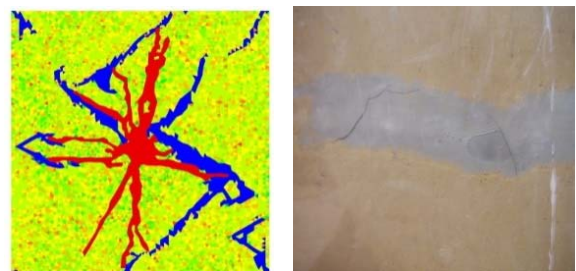


(b) 注浆后

图8 地层压力等值线

Fig.8 Contour lines of ground pressure

(2) 基质仍然是荷载的承担者，损伤主要发生在基体和界面，增强相的损伤主要发生在分支末端，如图9所示。对于不同的功能需求，复合体内部结构要求也不同，加固需要的方向角较小，而堵水需要的方向角相对较大。



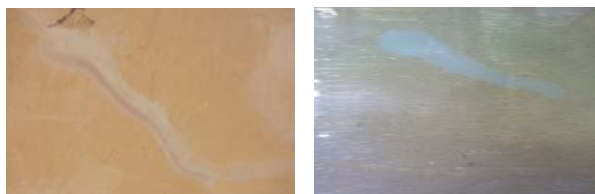
(a) 模拟结果

(b) 试验局部

图9 复合体损伤分布

Fig.9 Damage distribution of the complex structure

(3) 界面的主要作用是保持围压，当界面不稳定时将造成基体中围压松弛以及剪切约束的丧失。影响界面性质的主要因素为浆液特性，以水灰比为例，室内试验结果如图 10 所示，可见高水灰比浆液形成的浆脉具有明显的分层特性，界面厚而不稳定。



(a) 高水灰比浆液形成浆脉 (b) 低水灰比浆液形成浆脉

图 10 浆液性质对浆脉分布的影响

Fig.10 Influence of slurry characteristics on the distribution of slurry vein

### 4.2 复合注浆参数的确定

根据节 3.1 中理论分析，注浆压力、速率等参数是控制浆液运动的关键因素；为了满足设计要求，注浆加固应能形成严密的堵水帷幕，因而注浆孔的布置也应与地层条件相适应。通过上述各参数的合理调整，可使得浆液在岩土体内实现控制性扩散。

#### (1) 注浆压力

注浆压力是注浆控制技术中的重要参数，其设计原则为既能克服浆液流动扩散阻力，又不超出岩土体承载能力而诱发围岩失稳。现场试验表明，在进行饱和土体渗透注浆时，当注浆压力超过一定量值后，浆液将由渗透转化为劈裂，将该值称为极限压力，则其表达式<sup>[15]</sup>为

$$p_{\max} = \ln \frac{r_1}{r_0} \frac{2(1-\mu)(\sigma_c + 2k_0\gamma H)}{2 + (1-2\mu)} \quad (55)$$

式中： $\sigma_c$  为饱和土体抗压强度， $\gamma$  为饱和土体容重， $H$  为注浆孔长度， $\mu$  为泊松比， $k_0$  为静止侧压力系数， $r_1$  为浆液扩散半径， $r_0$  为注浆孔半径。

如前所述，在复合注浆技术中，劈裂注浆形成的浆脉是复合加固的主体结构。在进行劈裂注浆时，随着注浆压力的增大，浆液在土体中的流动先后经历了鼓泡压密、劈裂流动和被动土压力共 3 个阶段。前一个阶段浆液主要以渗透方式进入岩土体，后 2 个阶段岩土体发生劈裂，而其条件则为注浆终压大于起劈压力，其表达式为

$$p_u = \frac{3\mu_0\delta v^{-2} (e^{\frac{kR}{v}} - 1) - 3\tau_s k R_m (h_p^2 - \delta^2)}{2k(\delta^3 - h_p^3)} + c \quad (56)$$

式中： $c$  为浆液锋面界限压力， $k$  为浆液损失系数。

#### (2) 注浆孔的布置

注浆孔的布置应与浆液扩散半径相适应，保证各注浆孔浆液扩散范围相互联通，消除注浆盲区，因此注浆孔距应小于浆液扩散半径( $L < R$ )，同时注浆孔的布置尽量均匀，并有利于钻孔。

此外，为了保证浆液沿预定方向劈裂形成环状浆脉结构，可人为改变注浆孔周围的应力场，对浆液扩散进行应力诱导，如采取跳孔注浆或开挖诱导孔的方式，从而实现控制性注浆。

#### (3) 注浆量及注浆速率

复合注浆总注浆量为劈裂注浆和渗透注浆之和，渗透注浆的注浆量可根据浆液扩散半径和土体孔隙率用下式<sup>[15]</sup>计算：

$$Q_s = \pi R^2 H n \beta_0 \quad (57)$$

式中： $n$  为土体孔隙率； $H$  为注浆段长； $\beta_0$  为有效充填系数，取 0.8~0.9。

考虑到劈裂注浆时浆液不规则扩散，可用“有效扩散半径”表示浆液扩散范围，通过对注浆压力、浆液凝胶时间、注浆量和浆液浓度等参数进行控制和调整。浆液注入量应为地层孔隙体积，可按下式<sup>[15]</sup>估算：

$$Q_p = \pi R_m^2 H k \alpha \quad (58)$$

式中： $\alpha$  为孔隙充填系数， $Q_p$  为注浆量。

#### (4) 注浆圈参数的确定

海底隧道采用“堵水限排”理念设计防排水体系，其中注浆加固圈作为海底隧道防排水的第一道防线，其堵水效率更高，堵水率一般可达 90% 以上，同时承担水荷载也较大<sup>[16]</sup>。合理的注浆圈参数应由隧道原始渗水量以及围岩稳定性两方面综合确定。

注浆圈参数主要包括注浆加固圈厚度和渗透系数，其中渗透系数是控制隧道渗水量的关键因素，而厚度则决定其承载水平。因此，通常应根据排水量控制标准对注浆圈参数进行优化设计。

### 4.3 注浆材料与工艺选择

对于复合注浆技术而言，注浆材料是基础，而其工艺实现则是关键。在进行复合注浆设计时，应根据具体地层条件，采用多种注浆材料，如图 11(a) 所示，如此充分发挥各自优点，互为补充，必要时还可采用新型注浆材料进行堵水设计。工程中常见的注浆工艺包括分段前进式注浆、钻杆后退式注浆

以及钢管孔底注浆3种,如图11所示。三者适应性各有差异,而由于海底隧道水量大、水压高,通常需要组合使用,分步施工以达到最佳效果。

#### 4.4 注浆效果的检测与评价方法

注浆效果是指浆液在地层中的实际分布状态与预期目标的吻合程度及注浆加固体参数的提高状况,可为隧道开挖和支护方案的确定提供依据。由于复合注浆是分步进行的,通过分步控制压力、注浆量、注浆顺序以及注浆速率,最终可获得不同的

浆脉结构形式和注浆效果。

为了客观评价复合注浆效果,应针对其功能要求建立相应的评价指标体系。鉴于海底隧道对地层加固的高可靠性要求,本文提出以注浆加固地层的堵水率、加固体强度和整体稳定性共3个方面组成的控制指标,如图12所示。其中前一个指标对应堵水效果,后2个指标则对应其加固效果。在以上3个指标中,渗流量的变化最为直接,加固体整体稳定性则更为关键。

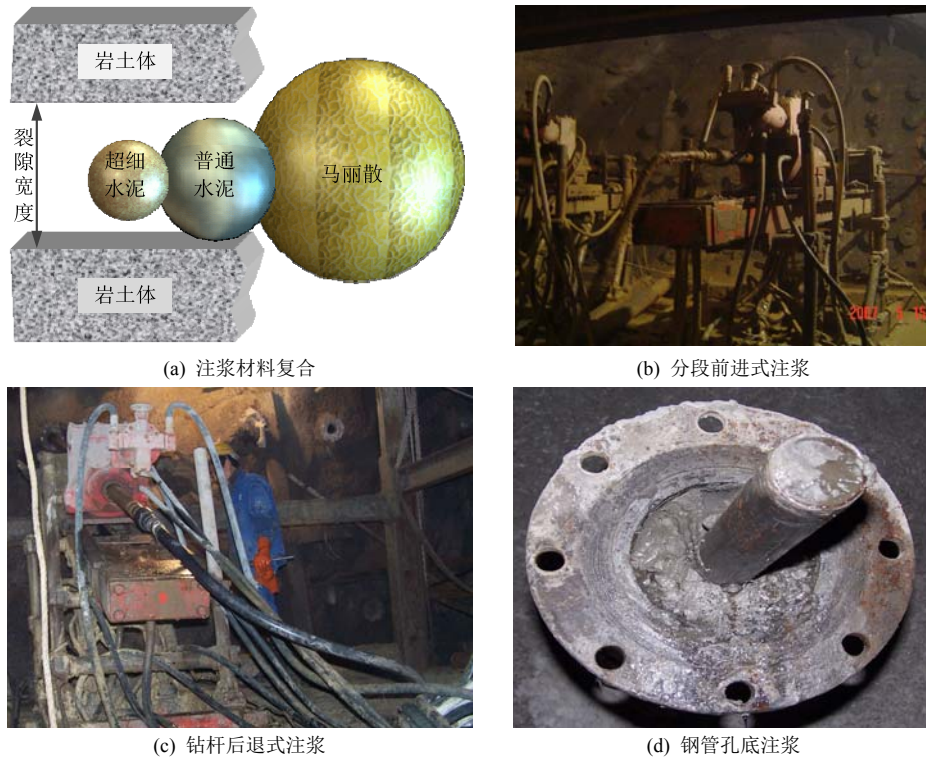


图 11 注浆材料与注浆工艺的复合

Fig.11 Composite of grouting material and grouting technology

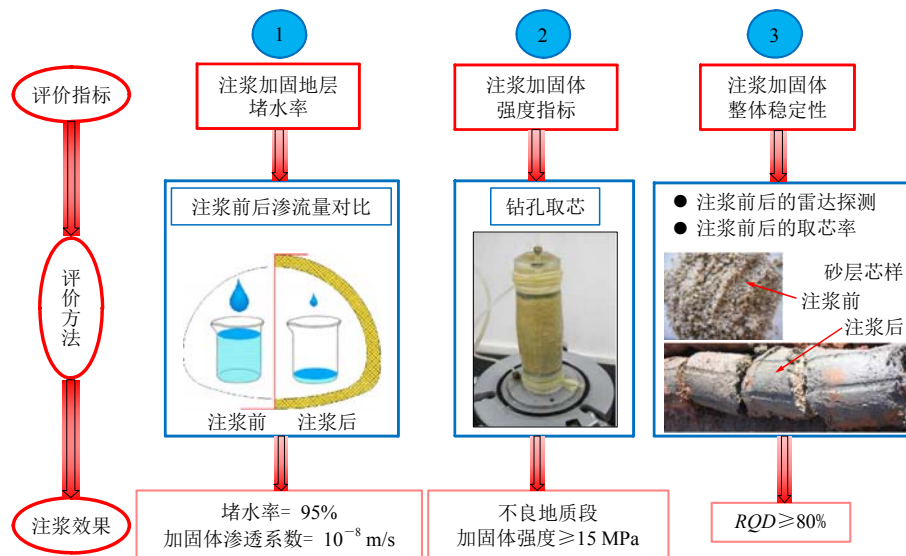


图 12 复合注浆效果评价方法

Fig.12 Composite grouting effect evaluation method



基于大量试验与理论研究<sup>[17]</sup>，结合节 3 中复合加固体的稳定性特点的理论分析结果，在不良地质段采用复合注浆技术后，创造性地提出了以周边帷幕注浆技术代替了全断面注浆方式，并制定了各评价指标的控制标准为堵水率 95%、加固体强度 15 MPa、取芯率 80%且致密性明显提高。

## 5 工程实例分析

复合注浆技术作为海底隧道穿越不良地质体的安全保障，在设计时应首先根据隧道围岩稳定性和抗渗性标准对加固体力学参数提出要求，进一步根据加固体性能与注浆参数的对应关系确定合理的注浆工艺，最后对加固体性能进行检测，从而对注浆参数进行实时反馈与修正。在实际工程中应用时应重点处理好隧道工程响应与地层条件的作用关系，并据此制定更为可靠的注浆方案。

### 5.1 工程条件与特点

厦门翔安海底隧道是连接厦门本岛和翔安区的重要通道，全长 8.695 km，隧道断面面积达 170 m<sup>2</sup>，是我国自行设计和修建的第一座大断面海底隧道，采用钻爆法修建。隧道先后穿越海底 3 个风化深槽和 1 个风化囊。其中 F1 风化槽长 134 m，距右线厦门端洞口 1 765 m，覆盖层厚度 30~35 m，海水深度 10~18 m，拱顶静水压力达 0.68 MPa，钻孔测试单孔最大渗水量为 50 m<sup>3</sup>/h，风化槽侵入隧址区域，如图 13 所示。

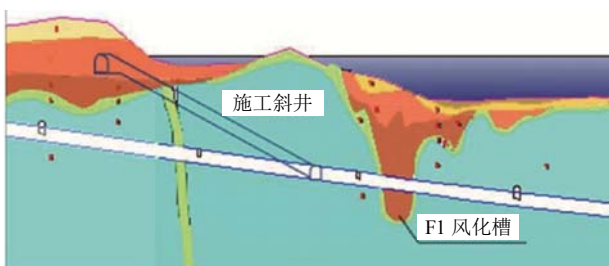


图 13 F1 风化槽与隧道位置关系

Fig.13 Ubiquity between the weathered trough F1 and the tunnel

F1 风化槽组成物质为全、强风化花岗岩，岩体强度低，且长期受海水侵蚀，自稳能力极差。该段岩体结构面发育，在隧道施工扰动下不连续结构面错动或者张开，当与水源沟通时将形成突水通道，易发生突水风险，是翔安海底隧道施工难度最大的区段，曾一度被认为是海底隧道建设的“禁区”。

### 5.2 周边帷幕注浆工艺方案

在隧道穿越 F1 风化槽时，前期循环试验中采用较为保守的全断面注浆方式，加固范围大且施工效率低。而采用本文提出的复合注浆技术后，改用周边帷幕注浆加固方式，经工程类比确定加固厚度为 6 m，相比于初始设计方案注浆量减少了 30%，施工效率提高了 2 倍。注浆方案如下：首先采用劈裂注浆形成浆脉，实现快速封堵涌水裂隙，同时作为止浆墙为后序注浆创造边界条件；在此基础上采用渗透注浆方式加固浆脉之间的岩体，最终形成注浆加固堵水帷幕，解决围岩的强度和稳定性问题。

#### (1) 注浆孔布置

注浆孔呈排布置，设计钻孔 216 个，为了保证各孔注浆范围的联通，根据上文分析确定终孔间距 2.0~2.5 m，钻孔注浆布置纵断面如图 14 所示。

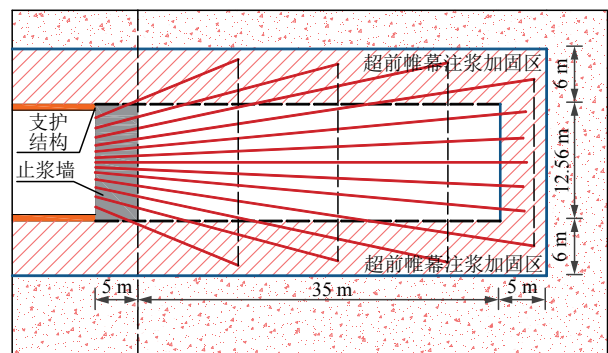


图 14 注浆孔布置纵断面图

Fig.14 Longitudinal profile of grouting hole arrangement

#### (2) 注浆材料选择

劈裂注浆主要目的为提高围岩抗渗性能，为保证加固效果，此次注浆材料将以普通水泥单液浆为主，普通水泥+水玻璃双液浆为辅，浆液配比如表 2 所示。

表 2 劈裂注浆浆液配比参数

Table 2 Slurry ratio parameters for fracturing grouting

材料	配比参数		
	水灰比(W : C)	体积比(C : S)	水玻璃浓度
普通水泥	0.8~1.0	-	-
普通水泥+水玻璃	(0.8~1.0) : 1	1 : (1~0.3)	35° Be'

由于 F1 风化槽岩体渗透系数在 10<sup>-5</sup>~10<sup>-4</sup> cm/s 范围，致密性较好，采用传统注浆材料难以实现渗透注浆。通过对马丽散进行现场注浆试验，



注浆效果如图 15 所示。加固体黏结性较好，裂隙中渗流量明显减小，岩体强度显著提高，表明马丽散注浆材料对 F1 风化槽地层具有较强的适应性。



(a) 浆脉厚度 (b) 注浆后掌子面整体情况

图 15 马丽散风化槽注浆试验效果

Fig.15 Test effect of slurry injection with Malisan in the weathered trough

马丽散材料遇水剧烈膨胀，从而实现了岩体裂隙渗流水的有效封堵，堵水率可达 90%~95%，且注浆压力要求较低，抗分散性好，其注浆范围易于控制。同时由于其可塑性能较强，不会压裂产生裂隙，特别适于富水地层的注浆堵水。而由于其价格较高，大范围应用时将增大成本，因此应与水泥浆液复合使用以减少其使用量，控制注浆成本。

(3) 注浆参数及工艺

由式(57)和(58)可确定劈裂注浆和渗透注浆最大注浆压力分别为 4 和 2 MPa。注浆工艺流程如图 16 所示，每孔注浆段长为 6 m，注浆量由式(59)和(60)确定。钻孔完成放入注浆管后，用锚固剂封

堵孔口，孔底 6 m 外首先注入普通水泥双液浆，并在距孔底 6 m 处用海绵封堵。然后采用马丽散进行渗透注浆，如在注浆过程中，注浆压力上升便改用水泥浆冲洗管路，防止马丽散凝固后堵塞注浆管。

注浆方式采用钻杆后退式注浆与黑白管注浆法相结合的方法，注浆段长 40 m，每段设置 4 个加固断面，在孔底断面加强注浆，开挖长度 35 m，留 5 m 作为止浆墙，开始下一循环。根据钻孔地质情况确定孔内注浆分段长度，以 3 m 为宜，如图 17 所示。当注浆压力达到设计终压并持续保持 10 min 以上或总注浆量大于设计注浆量的 80%以上即结束注浆。

5.3 注浆效果分析

注浆加固作为海底隧道穿越不良地质体施工的灵魂技术，在某些条件下甚至决定了工程建设的成败，因此注浆完成后应对该段注浆效果进行评价。

(1) 渗流量变化分析

复合注浆结束后，按注浆孔数的 10%施作检查孔，共计 22 个，其中取芯孔 2 个。成孔后，各孔基本无水，如图 18 所示。采用复合注浆技术后，单孔渗水量从 50 m<sup>3</sup>/h 降至 0.6 m<sup>3</sup>/h，堵水率达 98.8%，注浆孔出水量均低于 0.15 L/(min·m)，使隧道施工在无水或渗水很少的环境中进行，注浆堵水效果较好。

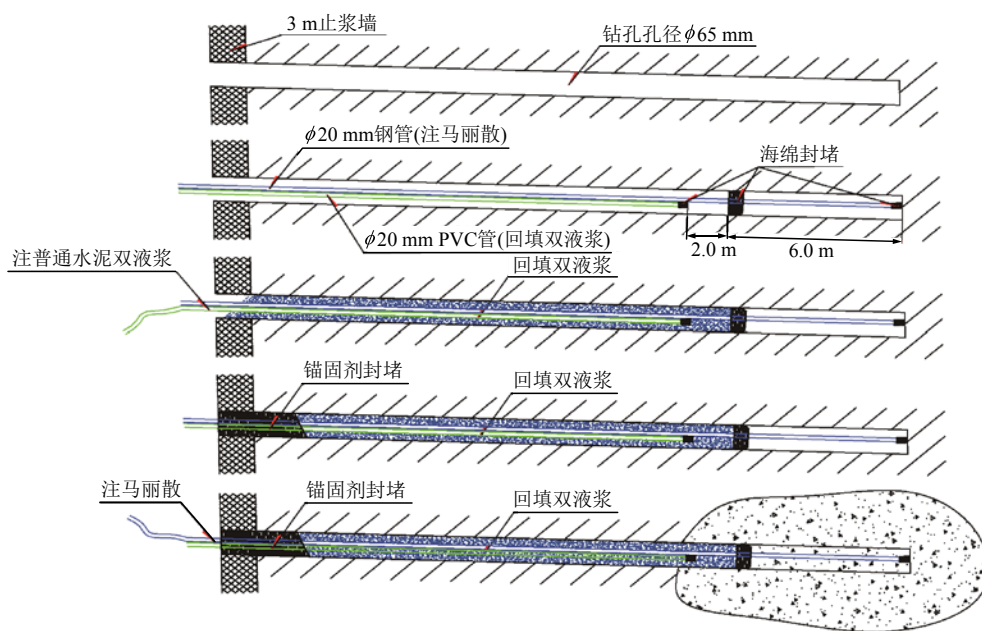


图 16 复合注浆工艺流程

Fig.16 Composite grouting process flow chart

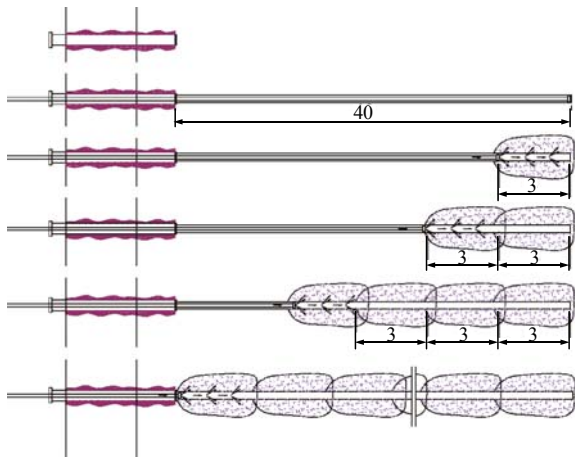


图 17 后退式注浆顺序示意图(单位: m)

Fig.17 Schematic diagram for retrograde grouting sequence (unit: m)



(a) 注浆前 (b) 注浆后

图 18 注浆前后渗流状态变化

Fig.18 Seepage state change before and after grouting

(2) 加固体强度分析

注浆前后掌子面状态如图 19 所示, 注浆前掌子面处于流动状态, 通过复合注浆技术将岩体中部分赋存水挤出, 浆液以复合结构体形式充填于地层中, 对地层的加固效果明显。



(a) 注浆前 (b) 注浆后

图 19 注浆前后掌子面状态变化

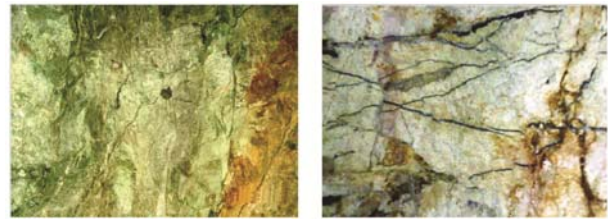
Fig.19 Tunnel face state change before and after grouting

对注浆后的胶结体进行力学性能试验, 获得其单轴抗压强度为 18 MPa, 满足浆体强度要求, 围岩强度和承载能力得到保证。

(3) 加固体整体稳定性分析

从钻孔取芯情况结果来看, 检查孔取芯率为 80%左右, 说明地层注浆加固后比较密实, 加固体整体性较好。破除止浆墙开挖后能清晰看到岩体中

的浆脉结构, 如图 20 所示。可见掌子面稳定情况比注浆前有了明显改善, 保证了隧道开挖的顺利进行。



(a) 开挖长度 9 m (b) 开挖长度 15 m



(c) 开挖长度 25 m (d) 开挖长度 35 m

图 20 开挖揭示的掌子面注浆效果图

Fig.20 Grouting effect of the tunnel face revealed by excavation

采用复合注浆工艺后, 隧道围岩变形最大速率小于 5 mm/d, 最终变形量小于 60 mm, 表明 F1 风化槽复合注浆取得了较好的加固效果, 达到了注浆设计要求。

6 结 论

复合注浆理念的提出为海底隧道穿越不良地质体的安全施工提供了有力的技术保障, 突破了海底隧道地层可靠加固与高效堵水的核心技术难题, 由此形成了大断面海底隧道不良地质体加固新模式。

(1) 针对海底隧道堵水和加固的双重要求, 提出了复合注浆新理念, 通过材料复合和工艺复合方式在隧道围岩中形成功能型复合结构, 突破了传统单一注浆方式的技术局限性。

(2) 基于浆液流变参数的时变性特点, 建立了浆脉形成机制模型, 分析了劈裂注浆的浆液运动规律, 获得了注浆范围与浆脉厚度等空间分布特性及其影响因素。

(3) 基于浆脉网状结构特点, 提出了 4 种结构模式, 分别建立了骨架结构和复合壳结构力学模型, 据此可对注浆加固体安全性作出评价, 进而给出加固体宏观力学参数设计方法。

(4) 建立了加固体力学性能与注浆参数的量化关系, 据此提出了针对复杂地层和水压力条件的浆脉成型控制方法, 并就注浆要素进行了系统分析,

建立了注浆效果的评价指标体系, 指导了复合注浆的工艺实现。

(5) 创造了基于功能型复合结构的隧道周边帷幕注浆技术, 较全断面注浆效率更高, 性能更为可靠, 在强透水地段应用后达到了预期效果, 确保了工程安全。

### 参考文献(References):

- [1] 张顶立. 海底隧道不良地质体及结构界面的变形控制技术[J]. 岩石力学与工程学报, 2007, 26(11): 2 161 - 2 169.(ZHANG Dingli. Deformation control techniques of unfavorable geologic bodies and discontinuous surfaces in subsea tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007, 26(11): 2 161 - 2 169.(in Chinese))
- [2] 张顶立. 大型海底隧道钻爆法修建技术[M]. 北京: 人民交通出版社, 2018: 208 - 212.(ZHANG Dingli. Construction technology of large cross section subsea tunnel using drill and blast method[M]. Beijing: China Communications Press, 2018: 208 - 212.(in Chinese))
- [3] 周书明, 陈建军. 软流塑淤泥质地层地铁区间隧道劈裂注浆加固[J]. 岩土工程学报, 2002, 24(2): 222 - 224.(ZHOU Shuming, CHEN Jianjun. Hydrofracture grouting in soft flowing mucky ground for a metro tunnel[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2002, 24(2): 222 - 224.(in Chinese))
- [4] 李术才, 郑卓, 刘人太, 等. 考虑浆-岩耦合效应的微裂隙注浆扩散机制分析[J]. 岩石力学与工程学报, 2017, 36(4): 812 - 820.(LI Shucai, ZHENG Zhuo, LIU Rentai, et al. Analysis on fracture grouting mechanism considering grout-rock coupling effect[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2017, 36(4): 812 - 820.(in Chinese))
- [5] TAKATA TORU, SEKI HIRAKAZU, MATSUMOTO TATSUNORI, et al. Field tests on improvement effects of fracture grouting in residential areas[J]. Architectural Institute of Japan Journal of Technology and Design, 2010, 16(33): 483 - 488.
- [6] BEZUIJEN A, TE GROTHENHUIS R, VAN TOL A F, et al. Analytical model for fracture grouting in sand[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2011, (6): 611 - 620.
- [7] TSUJI H, SAWADA T, TAKIZAWA M. Extraordinary inundation accidents in the Seikan undersea tunnel[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts, 1996, 119(1): 1 - 14.
- [8] 张民庆, 刘招伟. 圆梁山隧道岩溶突水特征分析[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(4): 422 - 426.(ZHANG Minqing, LIU Zhaowei. The analysis on the features of karst water burst in the Yuanliangshan tunnel[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(4): 422 - 426.(in Chinese))
- [9] 张顶立, 孙锋, 李鹏飞. 海底隧道复合注浆机制研究及工程应用[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(3): 445 - 452.(ZHANG Dingli, SUN Feng, LI Pengfei. Mechanism of composite grouting in subsea tunnel and its application[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(3): 445 - 452.(in Chinese))
- [10] 张顶立. 隧道及地下工程的基本问题及其研究进展[J]. 力学学报, 2017, 49(1): 3 - 21.(ZHANG Dingli. Essential issues and their research progress in tunnel and underground engineering[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2017, 49(1): 3 - 21.(in Chinese))
- [11] 孙锋, 张顶立, 陈铁林. 基于流体时变性的隧道劈裂注浆机制研究[J]. 岩土工程学报, 2011, 33(1): 88 - 93.(SUN Feng, ZHANG Dingli, CHEN Tielin. Fracture grouting mechanism in tunnels based on time-dependent behaviors of grout[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2011, 33(1): 88 - 93.(in Chinese))
- [12] 孙振宇, 张顶立, 房倩, 等. 基于超前加固的深埋隧道围岩力学特性研究[J]. 工程力学, 2018, 35(2): 92 - 104.(SUN Zhenyu, ZHANG Dingli, FANG Qian, et al. Research on the mechanical property of the surrounding rock of deep-buried tunnel based on the advanced reinforcement[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(2): 92 - 104.(in Chinese))
- [13] CARRANZA-TORRES C, DIEDERICHS M. Mechanical analysis of circular liners with particular reference to composite supports. For example, liners consisting of shotcrete and steel sets[J]. Tunnelling and Underground Space Technology, 2009, 24(5): 506 - 532.
- [14] 董葳. 注浆抬升的数值模拟及抬升规律研究[硕士学位论文][D]. 北京: 北京交通大学, 2014.(DONG Wei. Study on the numerical simulation and the principle of grouting uplift[M. S. Thesis][D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2014.(in Chinese))
- [15] 孙锋. 海底隧道风化槽复合注浆堵水关键技术研究[博士学位论文][D]. 北京: 北京交通大学, 2010.(SUN Feng. Study on the key technique of composite grouting for water blockage in weathered slot of subsea tunnel[Ph. D. Thesis][D]. Beijing: Beijing Jiaotong University, 2010.(in Chinese))
- [16] 李鹏飞, 张顶立, 赵勇, 等. 海底隧道复合衬砌水压力分布规律及合理注浆加固圈参数研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2012, 31(2): 280 - 288.(LI Pengfei, ZHANG Dingli, ZHAO Yong, et al. Study of distribution law of water pressure acting on composite lining and reasonable parameters of grouting circle for subsea tunnel[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012, 31(2): 280 - 288.(in Chinese))
- [17] 张顶立, 房倩, 陈铁林. 大型海底隧道钻爆法修建关键技术[J]. 北京交通大学学报, 2014, 38(1): 1 - 7.(ZHANG Dingli, FANG Qian, CHEN Tielin. Key technology of large cross-section subsea tunnel construction using drill and blast method[J]. Journal of Beijing Jiaotong University, 2014, 38(1): 1 - 7.(in Chinese))