

DOI: 10.11779/CJGE20240371

# 深部充填节理岩体锚固抗力力学模型研究

宋 洋<sup>1</sup>, 王贺平<sup>\*1</sup>, 金佳旭<sup>1</sup>, 刘家顺<sup>1</sup>, 毛镜涵<sup>1</sup>, 张维东<sup>2</sup>

(1. 辽宁工程技术大学土木工程学院, 辽宁 阜新 123000; 2. 北京市市政工程设计研究总院有限公司, 北京 100082)

**摘 要:** 锚固抗力计算模型是节理岩体锚固理论研究的核心问题, 其中充填节理软岩的锚固机制更为复杂并且尚未明确。基于结构力学理论, 将锚杆挤压变形区内的约束应力视为矩形分布模式, 并将约束应力取值修正为包含充填物强度  $\sigma_j$ 、充填度  $\Delta$  因素的公式表达, 建立了考虑转角大变形条件下的充填节理软岩锚固抗力力学模型。进一步开展恒定法向刚度 CNS 边界条件下加锚充填节理岩体剪切试验进行验证。相关研究结果表明: 在深部岩体力学边界影响下, 锚杆剪切变形段长度与锚杆直径比值基本处在 0.7~1.5。随着  $\Delta$  的增加, 锚杆抗剪贡献率理论计算值分别为 9.8%, 16.5%, 22.0%, 34.8%。其中剪力、轴力二者提供的节理面抗力比值, 由 2.83 降低为 0.72, 说明当锚固角度  $\beta = 90^\circ$  时, 剪力首先承担主要抗力行为, 当发生较大转角位移时, 剪力不再明显增加, 逐渐由轴力提供抗力行为直至锚固体系失效破坏。进一步对  $\beta = 30^\circ \sim 90^\circ$  条件下锚杆抗力分布特征进行了系统的分析, 综合验证了模型合理性, 可为节理岩体锚固设计理论提供参考借鉴。

**关键词:** 锚固抗力模型; 充填度; 约束应力; 全长黏结型锚杆; CNS 边界

中图分类号: TU458

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)08-1672-09

**作者简介:** 宋 洋(1982—), 男, 博士, 主要从事深部岩石力学方面的研究工作。E-mail: lgdsongyang@163.com。

## Mechanical model for anchorage resistance of deep filling jointed rock mass

SONG Yang<sup>1</sup>, WANG Heping<sup>1</sup>, JIN Jiaxu<sup>1</sup>, LIU Jiashun<sup>1</sup>, MAO Jinghan<sup>1</sup>, ZHANG Weidong<sup>2</sup>

(1. Civil Engineering College, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, China; 2. Beijing General Municipal Engineering Design & Research Institute Co. Ltd., Beijing 100082, China)

**Abstract:** The computational model for anchorage resistance is the core problem of the theoretical researches anchorage of jointed rock mass, and the anchorage mechanism of filling jointed soft rock is more complex and not yet clear. Based on the theory of structural mechanics, the constraint stress in the extrusion deformation zone of the bolt is regarded as a rectangular distribution mode, and the value of the constraint stress is modified to a formula expressed by the strength ( $\sigma_j$ ) and filling degree ( $\Delta$ ) of the filling materials. The mechanical model for anchorage resistance of filling jointed soft rock considering large deformation of rotation angle is established. The shear tests on the anchored filling jointed rock mass under the constant normal stiffness (CNS) boundary are further carried out for verification. The research results show that under the influences of the mechanical boundary of deep rock mass, the ratio of the length of the shear deformation section of the anchor rod to its diameter is basically between 0.7 and 1.5. With the increase of  $\Delta$ , the theoretically calculated values of the shear contribution rates of the anchor rod are 9.8 %, 16.5 %, 22.0 % and 34.8 %, respectively. The ratio of the joint surface resistances provided by the shear force and the axial force is reduced from 2.83 to 0.72, indicating that when the anchorage angle  $\beta = 90^\circ$ , the shear force first bears the main resistance behavior. When a large angular displacement occurs, the shear force no longer significantly increases, and the resistance behavior is gradually provided by the axial force until the anchorage system fails. Further, the distribution characteristics of bolt resistance under the condition of  $\beta = 30^\circ \sim 90^\circ$  are analyzed, and the rationality of the model is verified, which can provide reference for the anchorage design theory of jointed rock mass.

**Key words:** anchorage resistance model; filling degree; constraint stress; full-length bonded bolt; CNS boundary

**基金项目:** 国家自然科学基金项目(52174078, 51974146); 辽宁省高等学校创新人才支持计划项目(21-1071) This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 52174078, 51974146) and Funding Project of Innovative Talents Support Program of Universities in Liaoning Province (Grant No.21-1071).

收稿日期(Received): 2024-01-24

修回日期(Revised): 2024-09-13

接受日期(Accepted): 2024-09-30

网络出版日期(Online): 2024-10-01

\*通信作者 (E-mail: 18342853048@163.com)

## 0 引言

深部岩体锚固控制技术, 是中国深部资源开发及重大基础工程建设亟待解决的关键问题<sup>[1]</sup>。在深部复杂多样的地质环境中, 粗糙节理岩体更符合实际工程工况, 而充填节理作为其中一种特殊但广泛存在的节理类型, 充填参数的影响导致其变形破坏机制更为复杂。

关于全长黏结型锚杆抗剪效应, 相关学者对此进行了深入的分析研究, 其中刘泉声等<sup>[2]</sup>、李育宗等<sup>[3]</sup>、陈文强等<sup>[4]</sup>对锚杆抗力模型进行了相关的理论推导及验证工作。刘才华等<sup>[5]</sup>对全长黏结型锚杆横向抗剪作用的研究进展进行了相关整理与总结。

在锚固充填节理剪切方面, 肖维民等<sup>[6]</sup>进行了一系列不同  $\Delta$  与 JRC 组合下, 基于恒定法向应力边界 (CNL) 的充填节理岩石剪切及节理剪胀研究。Kang 等<sup>[7]</sup>研究了黏土充填岩体结构面的力学行为。考虑了充填物因素, 进行了一系列直剪试验。Wu 等<sup>[8]</sup>通过直剪试验研究了弱层间充填状态对岩体抗剪强度和破坏形态的影响。Shrivastava 等<sup>[9]</sup>采用 UDEC 模拟软件, 在 CNS 和 CNL 不同边界条件下, 对无填充和填充岩石节理的强度和变形行为进行了数值研究。Ham 等<sup>[10]</sup>提出 CNS 边界条件在地下工程中更具有代表性, 指出了未来研究的相关重点方向。崔国建等<sup>[11]</sup>开展了 CNL 和 CNS 条件下岩石的直接剪切试验, 对比分析了不同锚固角度下节理面的抗剪性能。蒋宇静等<sup>[12]</sup>开展了不同法向刚度下三维粗糙结构面锚固前后直剪试验, 得到了一系列锚固效应的特征。

综上, 目前对加锚充填节理岩体锚杆的抗力计算尚未涉及充填节理的特殊形式。其中软岩的力学性质较为特殊, 锚杆与岩体的相互作用容易受到软岩变形的影响, 使得锚固抗力难以准确计算评估。因此本文针对深部加锚充填节理软岩锚杆变形模式, 建立相应的力学模型进行深入分析, 并开展更符合地下工程力学边界条件的 CNS 剪切试验进行对比验证。

## 1 加锚充填节理岩体结构力学模型

### 1.1 拉剪荷载作用下锚-锚周介质挤压区约束应力分布特征分析

现阶段锚杆抗力模型将节理面视为无充填平直型, 如图 1 (a) 所示。实际节理往往具有一定粗糙程度, 并且存在软弱充填物质, 其节理类型为充填粗糙型, 如图 1 (b) 所示, 二者挤压变形区范围与约束应力取值具有不同特征, 进一步影响着锚杆抗力的计算。

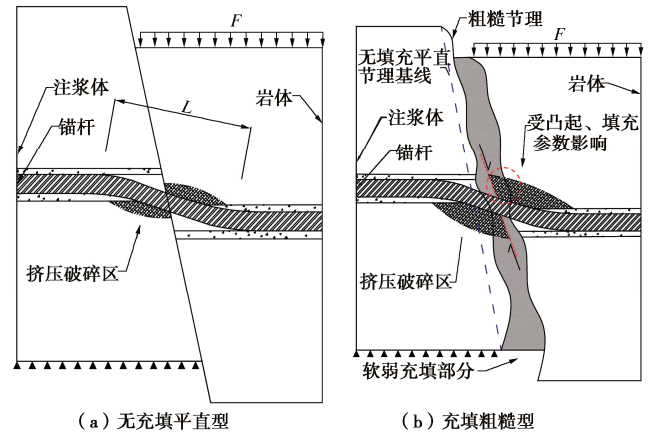


图 1 不同类型加锚节理岩体协调变形特征

Fig. 1 Coordinate deformation characteristics of different anchored joint rock mass

当围岩发生剪切变形, 将对锚杆产生挤压区约束应力  $q$  作用。对挤压变形区约束应力  $q$  进行分析。当约束应力为三角形分布时, 并且最大约束应力作用处一点达到允许应力值时, 锚周介质处于极限弹性阶段, 如图 2 (a)。继续增加荷载, 当约束应力超越弹性极限, 该处将进入弹塑性变形阶段, 如图 2 (b)。当约束应力继续增加至完全塑性阶段, 如图 2 (c), 相对应的外荷载也达到塑性极限值, 更加符合杆体极限受力时锚杆与锚周介质约束应力的分布状态。

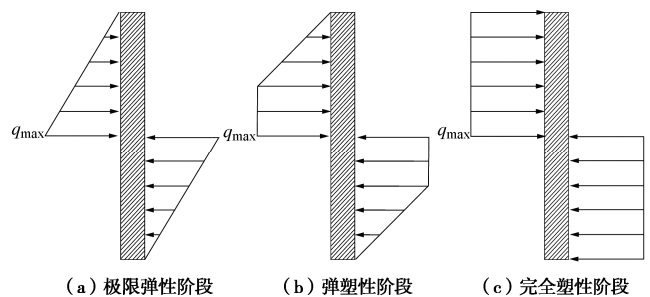
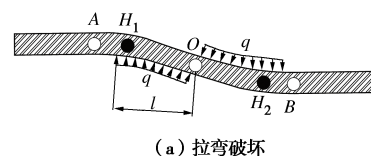


图 2 不同锚杆变形阶段约束应力分布方式

Fig. 2 Distribution of constrained stress at different deformation stages of bolt

当围岩较软弱时, 在结构面附近形成一定范围的塑性挤压变形区, 沿节理面反对称分布的屈服点  $H_1$ ,  $H_2$  形成塑性铰。随着围岩强度的增加, 锚杆挠曲变形段长度不断减小, 围岩剪切变形施加至锚杆上的反对称荷载  $q$  作用距离不断减小, 最终集中在结构面两侧, 锚杆宏观呈拉剪破坏模式, 如图 3 所示。



(a) 拉剪破坏

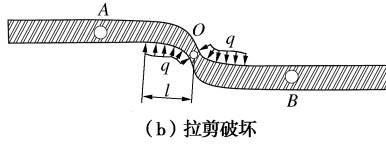
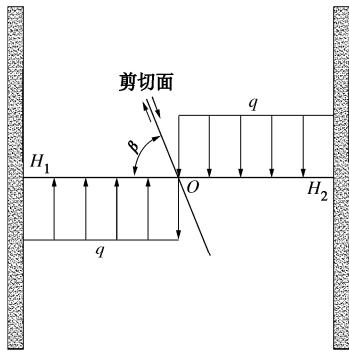
图3 锚杆失效模式与锚杆挠曲变形段长度关系<sup>[5]</sup>

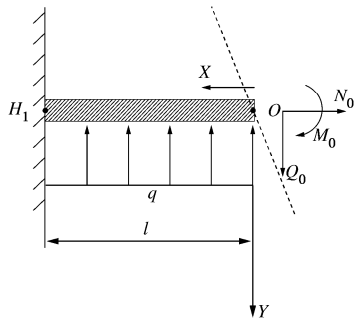
Fig. 3 Relationship between failure mode and length of deflection section of bolt

### 1.2 基于结构力学理论的锚固抗力力学模型建立

根据剪切荷载下锚杆与围岩协调变形关系, 基于结构力学建立了如图4(a)所示的挠曲变形段锚杆超静定梁模型, 为求解超静定结构未知量, 选取挠曲变形段二分之一, 即  $OA$  段作为研究对象, 将超静定问题转化为一端固定支座约束的悬臂梁静定结构问题, 梁身受围岩剪切变形作用, 用垂直于轴线均布外荷载  $q$  表达, 另一端  $O$  点由于受剪力  $Q_0$ 、轴力  $N_0$ 、弯矩  $M_0$  共同作用, 如图4(b)所示。



(a) 锚杆超静定梁模型



(b) 锚杆静定梁模型

图4 锚杆挠曲变形段一侧结构力学模型

Fig. 4 Structural mechanical model of bolt at one side of deflection section

根据图4所示结构力学模型建立力法方程:

$$\begin{bmatrix} \delta_{11} & \delta_{12} & \delta_{13} \\ \delta_{21} & \delta_{22} & \delta_{23} \\ \delta_{31} & \delta_{32} & \delta_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_0 \\ Q_0 \\ M_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta_{1q} \\ \Delta_{2q} \\ \Delta_{3q} \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中:  $\delta_{ij}$  ( $i, j=1, 2, 3$ ) 为轴力  $N_0$ 、剪力  $Q_0$ 、弯矩  $M_0$  单独作用时的主/副系数;  $\Delta_{iq}$  为作用在锚杆上均布压力

$q$  分别在轴力  $N_0$ 、剪力  $Q_0$ 、弯矩  $M_0$  方向的位移,  $\Delta_1$ ,  $\Delta_2$ ,  $\Delta_3$  分别为  $O$  点的轴向位移、挠度、转角位移。

由力法求解式(1)得到

$$\begin{bmatrix} \frac{l}{EA} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{l^3}{3EI} + \frac{kl}{GA} & \frac{l^2}{2EI} \\ 0 & \frac{l^2}{2EI} & \frac{l}{EI} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_0 \\ Q_0 \\ M_0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 0 \\ \left( \frac{ql^4}{8EI} + \frac{qkl^2}{2GA} \right) \\ -\frac{ql^3}{6EI} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta_1 \\ \Delta_2 \\ \Delta_3 \end{bmatrix} \quad (2)$$

式中:  $E$  为锚杆弹性模量;  $G$  为锚杆剪切模量;  $l$  为节理面一侧锚杆挠曲变形段长度;  $A$  为锚杆截面面积;  $I$  为锚杆截面惯性矩;  $k$  为剪应力不均匀修正系数, 圆形截面为  $10/9$ 。

由式(2)整理得到

$$\frac{N_0 l}{EA} = \Delta_1 \quad (3)$$

$$Q_0 \left( \frac{l^3}{3EI} + \frac{kl}{GA} \right) + \frac{l^2}{2EI} M_0 - \left( \frac{ql^4}{8EI} + \frac{qkl^2}{2GA} \right) = \Delta_2 \quad (4)$$

$$Q_0 \frac{l^2}{2EI} + \frac{M_0 l}{EI} - \frac{ql^3}{6EI} = \Delta_3 \quad (5)$$

其中, 由于  $O$  点为反弯点, 其弯矩  $M_0 = 0$ 。根据静力平衡关系可以得到

$$Q_0 = ql \quad (6)$$

$H$  点弯矩表达式

$$M_H = \frac{Q_0^2}{2q} \quad (7)$$

进一步计算得到

$$\Delta_3 = \frac{ql^3}{3EI} \quad (8)$$

由图5所示, 考虑塑性变形状态下的锚杆协调变形关系, 可得

$$\frac{\Delta_1}{\Delta_2} = \frac{\cos(\beta - \Delta_3)}{\sin \beta} \quad (9)$$

其中转角位移不再是可忽略的小值。进一步将式(3), (4), (6)代入式(9)可得

$$N_0 = \left( \frac{5qlA}{24I} + \frac{qklE}{2G} \right) \cdot \frac{\cos(\beta - \Delta_3)}{\sin \beta} \quad (10)$$

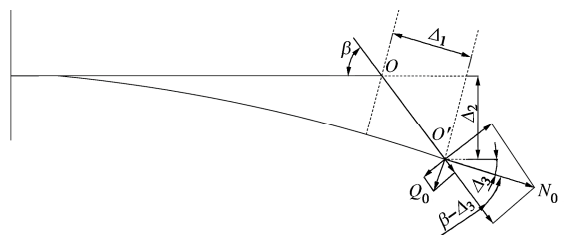


图5 锚杆剪切变形位移关系与剪切抗力分布

Fig. 5 Displacement relation of shear deformation of bolt and distribution of shear resistance



### 1.3 锚杆横向剪切变形段长度及充填节理锚固抗力计算研究

考虑塑性状态下, 岩石对锚杆约束反力可当作固定值<sup>[13]</sup>:

$$q = m\sigma_c \quad (5 \geq m \geq 2) \quad (11)$$

式中:  $m$  为取决于岩石内摩擦角的参数, 一般取值为 2~5。

式(11)大多用来计算平直且无充填锚固节理岩石锚固抗力计算。如图 6 所示, 当考虑节理粗糙点粗糙度与充填厚度存在时, 在剪切挤压变形阶段, 节理粗糙凸起高度、充填厚度、充填物强度对反力的影响不可忽略, 不应按单一围岩强度计算。

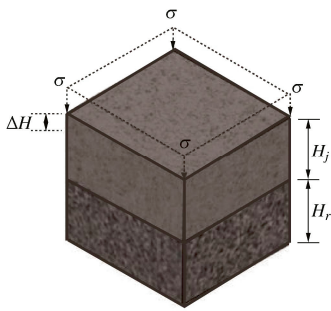


图 6 软硬复合岩体模型

Fig. 6 Model for soft and hard composite rock mass

参考复合岩体力学理论, 软硬互层复合岩体抗压强度一般介于软层、硬层二者强度之间。

由此 $\sigma_c$ 介于 $\sigma_j$ 、 $\sigma_r$ 之间, 并且受凸起厚度与充填厚度决定。如图 6 所示,  $H_j$ 、 $H_r$  为节理部分、岩盘部分高度,  $H$  为模型总高度,  $\Delta H$  为变形量,  $\sigma_c$ 、 $\sigma_j$ 、 $\sigma_r$  分别为复合体、节理部分、岩盘部分的抗压强度。

考虑两种极限状态, 如图 6 所示, 当 $H_j \gg H_r$  复合体强度 $\sigma_c \approx \sigma_j$ , 当 $H_j \ll H_r$  复合体强度 $\sigma_c \approx \sigma_r$ 。处于二者之间时, 可构建强度关系:

$$\sigma_c = \frac{H_j}{H} \sigma_j + \frac{H_r}{H} \sigma_r \quad (H = H_j + H_r) \quad (12)$$

其中锚周注浆介质在锚杆挤压方向, 其厚度与岩盘比值 $\ll \frac{1}{10}$ , 可忽略考虑。

根据 Ladanyi 等<sup>[14]</sup>关于 $\Delta$ 的定义, 不同 $\Delta$ 下所需充填介质厚度 $H_j$ 按下式计算:

$$\Delta = \frac{H_j}{H_r} \quad (13)$$

式中:  $H_j$  为节理充填厚度;  $H_r$  为岩石节理表面粗糙点起伏高度, 对于三维粗糙节理可用平均起伏差代替。

将式(13)代入式(12)可得

$$\sigma_c = \frac{\Delta \cdot H_r \sigma_j + H_r \sigma_r}{\Delta \cdot H_r + H_r} = \frac{\Delta \cdot \sigma_j + \sigma_r}{\Delta + 1} \quad (14)$$

本文侧重于软岩锚固分析, 故当锚杆拉弯状态下塑性铰内力屈服准则为<sup>[13]</sup>

$$\left[ \frac{N_0}{N_p} \right]^2 + \frac{M_H}{M_p} = 1 \quad (15)$$

式中:  $N_p$  为锚杆在单轴拉伸时的屈服抗力,  $N_p = \sigma_s A$ ;  $M_p$  为锚杆的极限弯矩,  $M_p = 1.7 \sigma_s \left( \frac{D^3 \pi}{32} \right)$ ;  $\sigma_s$  为单轴拉伸时的屈服应力;  $A$  为锚杆截面面积;  $D$  为锚杆直径。

在节理岩体发生剪切破坏时, 锚杆最终将产生明显的转角位移值。考虑塑性铰形成特点, 笔者认为在深部充填节理岩体剪切变形过程中, 软岩节理剪胀效应不明显, 剪胀引起的轴力增量可忽略。故在拉弯变形模式下, 塑性铰局部发生塑性大变形, 而锚杆结构在节理面处仍处于小变形阶段。如图 7 所示,  $H_1$ 、 $H_2$  两点附近形成局部塑性区, 在形成转角大变形时, 即  $O$  点剪力、轴力依然适用于结构力学公式模型。故应采取塑性阶段锚杆大转角位移值, 进一步结合式(6),

(10), (11), (14) 代入式(15)可计算得到剪切变形段长度, 根据式(6), (10)可计算得到 $Q_0$ 剪力值、 $N_0$ 轴力值。

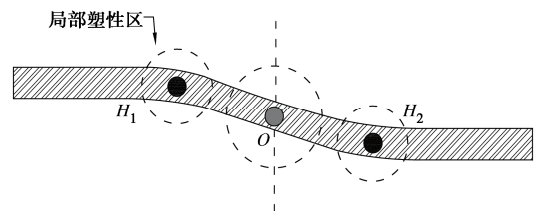


图 7 塑性铰结构变形特征

Fig. 7 Deformation characteristics of plastic hinge structure

在结构计算设计方法中一般采用折减后的弹性模量, 用来考虑残余应力和部分构件塑性屈服等结构稳定性因素<sup>[15]</sup>。故进而对既有转角位移表达式(8)进行修正, 如图 5 所示, 定义函数 $M(\Delta)$ , 表示峰后塑性阶段锚杆弹性模量折减系数, 故转角表达式(8)在考虑塑性阶段转角大变形时, 可转变为

$$\Delta_3 = \frac{ql^3}{3MEI} \quad (16)$$

如图 5 所示, 锚杆抗力 $R_Q$ 、 $R_N$  分别为 $Q_0$ 、 $N_0$  沿节理面所在平面及节理面法线方向分量, 用来抵抗沿节理面剪切变形的作用力, 故锚杆抗力表达式为

$$R_N = N_0 \sin(\beta - \Delta_3) \tan \varphi + N_0 \cos(\beta - \Delta_3) \quad (17)$$

$$R_Q = Q_0 \sin(\beta - \Delta_3) - Q_0 \cos(\beta - \Delta_3) \tan \varphi \quad (18)$$

式中:  $\varphi$  为节理面内摩擦角;  $R_N$  为轴力 $N_0$  沿节理面抑制剪切变形滑动力、增加节理面法向作用力产生的抗力值;  $R_Q$  为剪力 $Q_0$  沿节理面抑制剪切变形滑动力、减少节理面法向作用力产生的抗力值。



由于横向剪切变形段长度相对较小，横向剪切变形段的砂浆握裹力相对于锚杆轴力可以忽略不计<sup>[5]</sup>。

结合式 (17)，(18) 得到锚杆总抗力计算表达式：
$$R=R_Q+R_N。$$
 (19)

## 2 CNS 条件下加锚充填节理岩体剪切试验验证

### 2.1 试验方案

利用自制恒定法向刚度剪切设备，设备可提供法向/切向 200 kN 荷载，并通过压力传感器(精度 0.1 kN)及位移传感器(精度 0.001 mm)采集法向/切向施加荷载及位移值，通过调节弹簧刚度以及数量控制恒定刚度数值。如图 8 所示。

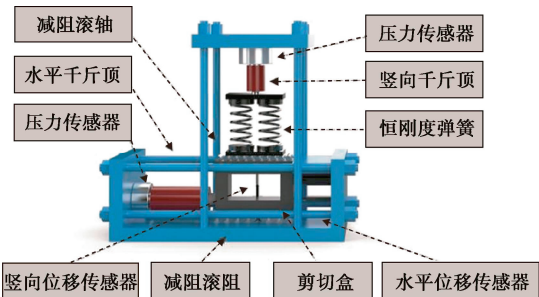


图 8 恒定法向刚度剪切系统

Fig. 8 Constant normal stiffness shear system

为获取不同粗糙度的节理面数据，对 200 mm×100 mm×100 mm 原岩进行劈裂试验，获取真实三维节理原岩试件并对三维节理岩体进行三维激光扫描(图 9)。结合 3D 打印技术，制作含真三维形态的节理试件模块，利用钢模具进行材料的浇筑成型。

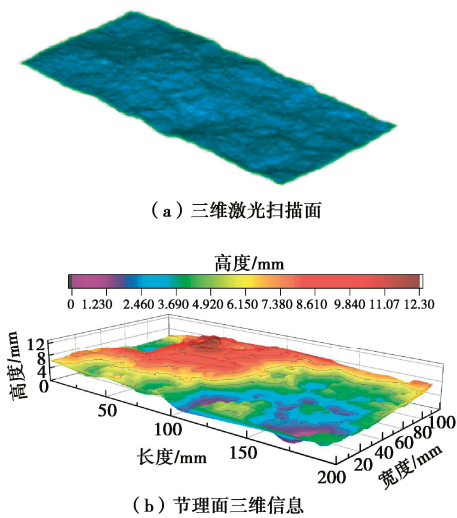


图 9 三维节理面示意图

Fig. 9 Three-dimensional joint surface scanning data under different roughnesses

其中节理面 JRC 值、平均起伏差根据相关文献[16, 17]研究为依据进行计算。沿节理剪切垂直方向

每 2 mm 选取一条曲线，计算 50 条曲线的 JRC、充填厚度平均值当作三维节理面 JRC、起伏差数据。

计算得到节理粗糙度(JRC=10.5)及其平均起伏差(5.0 mm)，根据平均起伏差设置 4 种不同 Δ 的值，分别为 0, 0.5, 1, 1.5，其中初始法向应力选取 5 MPa，相较于上下盘岩体强度，其强度比为 2.86，属于高地应力范围<sup>[18]</sup>，法向刚度为 5 GPa/m。

采用水泥砂浆类岩石材料充当岩石材料。本文重点研究深部地下软岩节理岩体的剪切特性。因此所选取的类岩石材料强度<30 MPa，针对充填物质，最终经配比试验确定充填节理选取强度为上下盘岩石强度的 30%~40%左右。针对锚杆材料，学者们通常将金属钢、金属铝等材质当做锚固材料，根据前人研究<sup>[2, 19]</sup>，本文采用直径 D=6 mm 铝棒，待节理充填完毕后进行钻孔及锚固注浆。

试件所用材料基本参数见表 1，2。

表 1 水泥砂浆类岩石材料的基本参数

Table 1 Basic parameters of cement mortar rock materials			
材料种类	配合比	单轴抗压强度/MPa	弹性模量/GPa
节理岩石	1 : 3 : 0.8	14.3	1.85
软弱充填材料	1 : 4 : 0.8	5.6	0.64
注浆材料	1 : 2 : 0.6	25.2	2.12

表 2 锚杆的力学参数

Table 2 Mechanical parameters of bolt			
极限抗拉强度/MPa	受拉屈服强度/MPa	弹性系数/GPa	弯曲极限强度/MPa
205	170	70	228

节理岩体充填控制及最终充填节理试件示意图见图 10，具体试验方案见表 3。

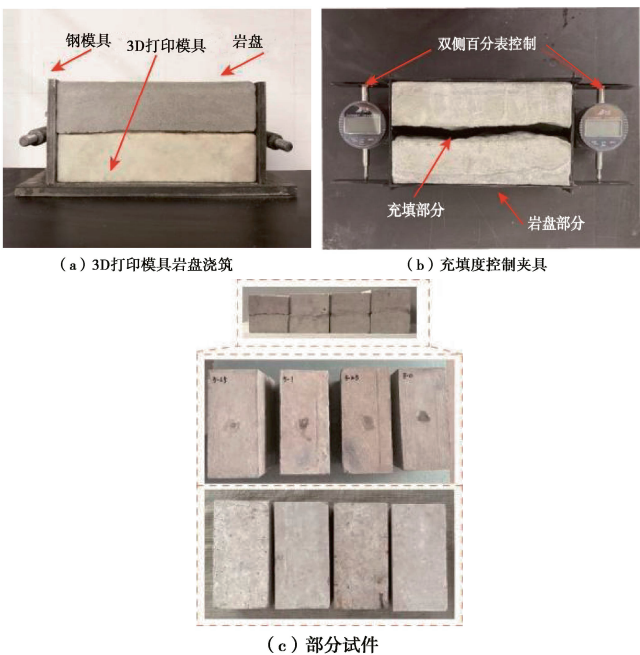


图 10 节理充填制作过程及部分试件示意图

Fig. 10 Filling production process of section and some specimens

表 3 试验方案  
Table 3 Test schemes

边界条件及粗糙度	锚固条件	充填度/ $\Delta$
5 MPa, 5 GPa/m, 10.5	加锚	0
		0.5
		1
		1.5
	无锚	0
		0.5

2.2 剪切试验结果分析

不同  $\Delta$  条件下加锚节理岩体剪应力-位移曲线如图 11 所示。

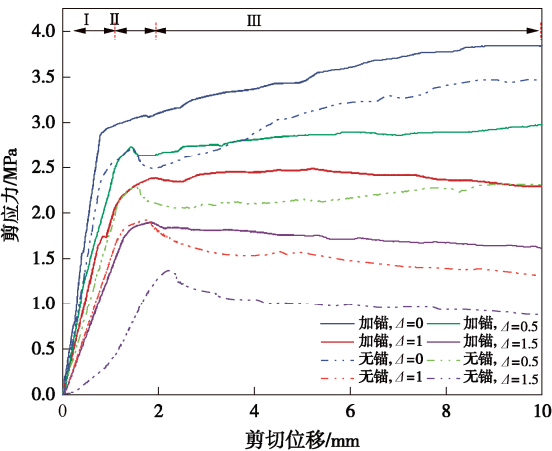


图 11 不同  $\Delta$  下的节理试件剪应力-位移曲线

Fig. 11 Shear stress-displacement curves of joint specimens under different  $\Delta$  conditions

由图 11 可知, 在 CNS 条件下, 试件剪切变形主要分为 3 个阶段: 第 I 阶段峰前上升阶段; 第 II 阶段为峰值变化阶段; 第 III 阶段峰后应力稳定变化阶段。在第 I 阶段中, 锚杆与节理部分共同承担剪应力作用, 故加锚试件曲线斜率大于无锚试件, 并且随  $\Delta$  的增加, 峰前阶段曲线斜率明显降低。在第 II 阶段中, 无锚试件相对加锚试件发生明显的应力下降行为, 这是由于节理粗糙点起伏程度低的部分发生摩擦、磨平。对于加锚试件此时抗剪力将进一步由锚杆承担。第 III 阶段中, 峰后主要呈现稳定上升、基本恒定、稳定下降 3 个特征, 主要受  $\Delta$  的影响。在临界充填度以下的试件, 节理面抗剪部分发生爬坡现象, 引起法向应力的增加, 导致剪应力强度上升或保持恒定。对于高充填的试件主要由充填介质承担抗剪强度, 呈现逐步下降的趋势, 此时锚杆将承受更多抗剪贡献, 直至锚固体系失效破坏。

如图 12 所示, 为 JRC=10.5 的加锚充填节理试件不同  $\Delta$  下锚杆变形趋势。可以看到,  $\theta$  随  $\Delta$  的增加逐渐增加。

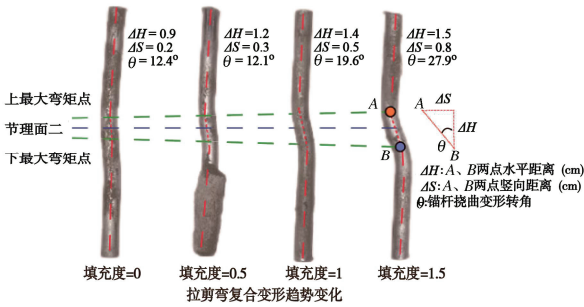


图 12 不同  $\Delta$  下的锚杆变形示意图

Fig. 12 Schematic diagram of bolt deformation under different  $\Delta$

本文根据不同  $\Delta$  下的锚杆变形特点进行了特征总结分析 (见图 13)。A, B 两点为锚杆变形引起围岩挤压变形的两个最大弯矩点, 受  $\Delta$  的影响, 拉弯变形程度增加。 $\Delta = 0$  的软岩受高法向应力、法向刚度、JRC 的影响, 在锚杆抗力作用及 JRC 影响下更容易应力集中并发生岩盘开裂破坏。此时锚杆拉弯变形程度较小, 并且周围形成较为集中的挤压变形和应力集中区。随着  $\Delta$  的增加, 法向刚度引起的法向应力增量降低, 进一步降低岩盘整体受力及挤压变形区法向约束应力。

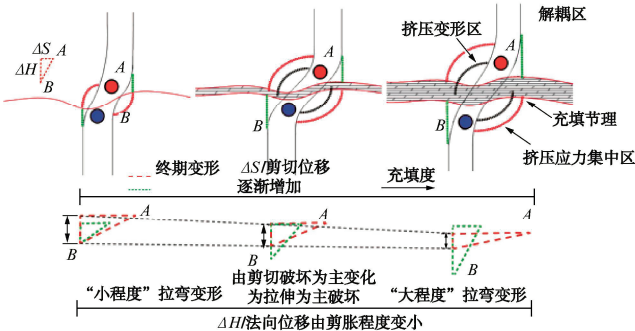


图 13 不同  $\Delta$  下的锚杆-围岩变形相互影响特征

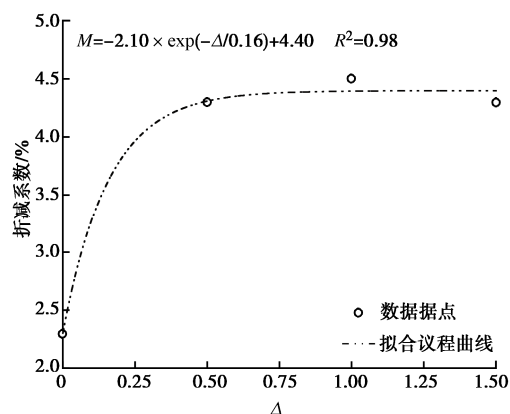
Fig. 13 Characteristics of deformation interaction between bolt and surrounding rock under different  $\Delta$  conditions

受周围软弱充填介质影响, 锚杆发生拉弯变形程度逐渐增大, 其提供的抗力贡献逐渐增加。由于软弱充填介质的存在, 在弱层中首先形成挤压破碎区, 并且应力得到一定的释放, 进一步传递至上下岩盘形成较大范围的约束应力集中区。

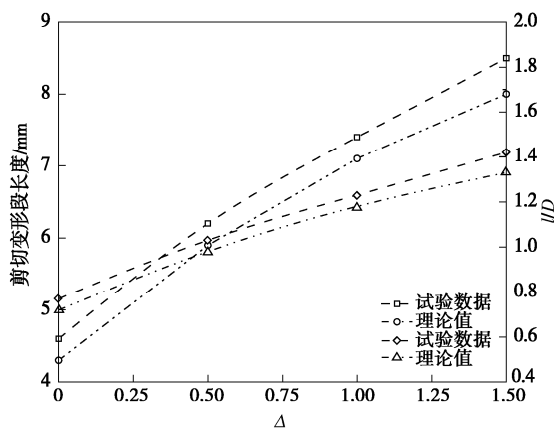
2.3 理论模型验证及分析

首先根据试验结果, 对不同  $\Delta$  下的锚杆弹性模量折减函数  $M(\Delta)$  进行拟合分析。

如图 14 所示, 根据锚杆变形最终的转角位移值对折减函数  $M(\Delta)$  进行拟合并确定相关参数。考虑节理粗糙的前提, 高法向应力容易对上下岩盘产生局部应力集中, 进一步岩盘开裂, 导致锚杆未达到最大允许变形程度, 最终影响锚杆抗力计算。因此, 建立折减系数与  $\Delta$  关系方程更能体现锚杆最终转角位移变化。

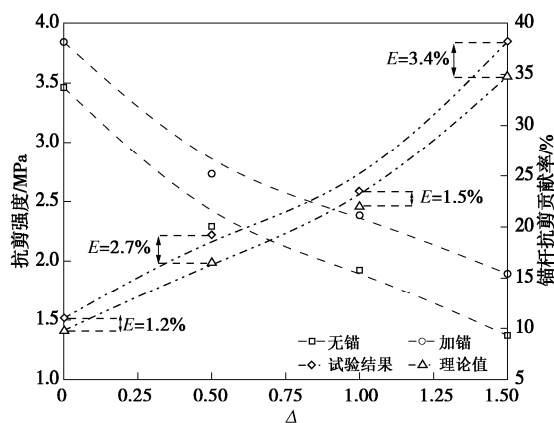
图 14 不同  $\Delta$  下折减系数变化特征Fig. 14 Variation characteristics of bolt elastic modulus reduction coefficients under different  $\Delta$  coefficients

如图 15 所示,节理面一侧锚杆剪切变形段长度随着  $\Delta$  的增加呈近线性增长。结合式 (6), (10), (11), (14) 代入至式 (15), 考虑在 CNS 条件下法向应力增量会引起锚周介质强度增加, 选取  $m=3.5$ 。进行剪切变形段理论计算, 其理论计算值分别为 4.3, 5.9, 7.1, 8.0 mm, 进一步分析剪切变形段长度与锚杆直径的关系可以得到,  $l/D$  试验值与理论计算值基本处在 7%~15%, 而现有试验表明  $l/D$  一般处于 2~4 倍之间。

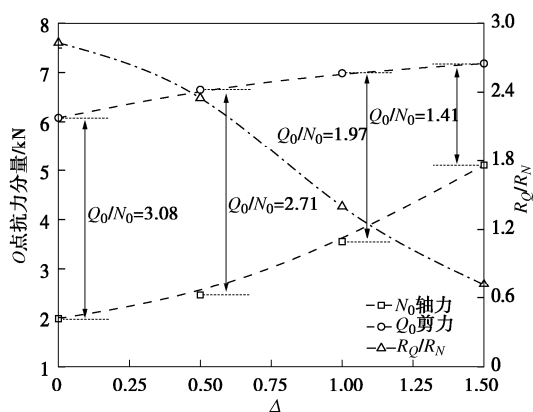
图 15 不同  $\Delta$  下锚杆剪切变形段长度Fig. 15 Lengths of shear deformation section of bolt under different  $\Delta$  conditions

对试件 CNS 条件下的剪切试验结果进行统计分析。从图 16 中可以看到, 随  $\Delta$  的增加, 无锚、加锚试件的抗剪强度逐步下降, 二者抗剪强度差明显增加。说明锚杆的抗剪贡献率受  $\Delta$  的影响, 随着  $\Delta$  的增加, 锚杆抗剪贡献率理论计算值分别为 9.8%, 16.5%, 22.0%, 34.8%。通过对比可以发现, 试验值相较于 (19) 所得理论值偏大, 这是由于 JRC 存在同样会对锚杆锚固段长度产生影响。本质上锚杆周围局部的节理粗糙

点高度分布特征与整体粗糙点高度分布特征同时产生影响效果。实际中三维节理粗糙点分布是无序的, 难以进行量化表示。故本文引入参数  $\Delta$ , 可表征节理面平均起伏差与充填厚度的比值。通过理论与实际试验的对比, 相对误差  $E$  在 5% 以内, 二者较为接近, 在可接受的范围内。

图 16 不同  $\Delta$  下的锚杆抗剪贡献率Fig. 16 Shear contribution rates of bolt under different  $\Delta$ 

由图 17 可知, 锚杆  $O$  点处轴力分别为 1.974, 2.455, 3.555, 5.106 MPa, 剪力值分别为 6.082, 6.652, 6.987, 7.185 MPa。剪力与轴力分量比值由 3.08 降低为 1.41。随着节理  $\Delta$  的增加, 剪力与轴力提供节理面抗力比值由 2.83 降低至 0.72。说明随着  $\Delta$  的增加, 锚杆发生拉弯变形程度增高。其中剪力、轴力两者共同提供抗力, 剪力首先承担主要抗力行为, 当发生较大挠曲变形时, 剪力不再明显增加, 逐渐由轴力提供抗力行为直至锚固体体系失效破坏。

图 17 不同  $\Delta$  下锚杆抗力比值Fig. 17 Resistance ratios of bolt under different  $\Delta$ 

### 3 讨 论

锚杆的锚固角度  $\beta$  同时影响着锚杆抗力分布情况, 故进行不同  $\beta$  下抗力分量拓展分析 (图 18)。



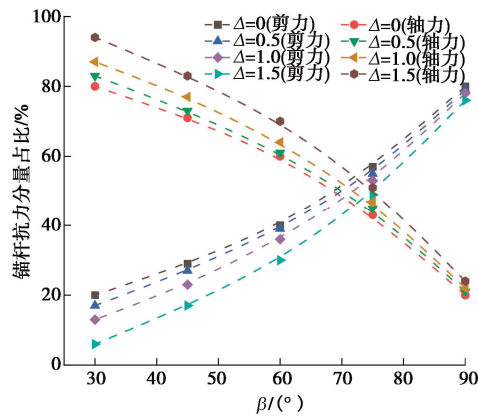


图 18 不同锚固角度下锚杆抗力分量占比

Fig. 18 Proportions of bolt resistance components under different anchorage angles

当  $\beta$  较小时, 锚杆轴力成为主要抗力占比, 但随着  $\beta$  的逐渐增加, 锚杆轴力提供的抗力占比降低, 锚杆剪切力成为主要抗力占比。上述规律变化特征符合已有研究成果, 说明本文针对充填节理岩体提出的锚固抗力计算方法较为合理。

## 4 结 论

本文针对深部加锚充填节理软岩锚固抗力特征进行了系统分析, 得到以下 4 点结论。

(1) 基于结构力学理论, 将塑性挤压变形区范围内约束应力视为矩形分布模式。将传统只考虑围岩强度的约束应力取值修正为包含充填物强度 ( $\sigma_j$ )、充填度 ( $\Delta$ ) 影响的约束应力公式。建立了考虑转角大变形的充填节理软岩锚固抗力模型。

(2) 开展了 CNS 边界条件下的加锚充填节理岩体剪切试验, 其中  $l/D$  基本处在 0.7 倍~1.5 倍之间。 $\Delta=0$  的软岩受高法向应力及法向刚度限制, 在锚杆抗力作用下更容易发生岩盘开裂破坏。随着  $\Delta$  的增加, 锚杆抗剪贡献率理论计算值分别为 9.8%, 16.5%, 22.0%, 34.8%。说明  $\Delta$  的增加导致法向刚度引起的法向应力增量降低, 进一步降低岩盘整体受力及孔周法向约束应力。受周围软弱充填介质厚度的影响, 锚杆发生拉弯变形程度逐渐增大。

(3) 锚杆轴力值随  $\Delta$  的增加, 其增加程度逐渐提升。剪力值随  $\Delta$  的增加, 其增加程度逐渐降低至平稳。其中剪力、轴力两者提供的节理面抗力比值, 由 2.83 降低为 0.72。说明  $\beta=90^\circ$  时, 剪力首先承担主要抗力行为, 当发生较大转角位移时, 剪力不再明显增加, 逐渐由轴力提供抗力行为直至锚固体体系失效破坏。

(4) 进一步对不同锚固角度  $\beta$  下锚杆抗力分布特征进行了系统的分析, 结合试验的对比结果, 表明

模型合理可行, 具有一定的理论指导价值。

**利益冲突声明/Conflict of Interests:** 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

**作者贡献/Authors' Contributions:** 宋洋和王贺平参与实验设计; 王贺平、毛镜涵、张维东完成实验操作; 宋洋和王贺平参与论文的写作和修改; 宋洋、金佳旭和刘家顺参与论文审阅; 宋洋负责研究资金的获取。所有作者均阅读并同意最终稿件的提交。The study was designed by SONG Yang and WANG Heping. The experimental operations were completed by WANG Heping MAO Jinghan, and ZHANG Weidong. The manuscript was drafted and revised by SONG Yang and WANG Heping. SONG Yang, JIN Jiaxu, and LIU Jiashun participated in manuscript review; SONG Yang was responsible for the acquisition of research funding. All authors have read the last version of paper and consented for submission.

## 参考文献:

- [1] 葛修润, 刘建武. 加锚节理面抗剪性能研究[J]. 岩土工程学报, 1988, 10(1): 8-19. (GE Xiurun, LIU Jianwu. Study on the shear resistance behaviour of bolted rock joints[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 1988, 10(1): 8-19. (in Chinese))
- [2] 刘泉声, 雷广峰, 彭星新, 等. 节理岩体中锚杆剪切力学模型研究及试验验证[J]. 岩土工程学报, 2018, 40(5): 794-801. (LIU Quansheng, LEI Guangfeng, PENG Xingxin, et al. Shearing mechanical model and experimental verification of bolts in jointed rock mass[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2018, 40(5): 794-801. (in Chinese))
- [3] 李育宗, 刘才华. 拉剪作用下节理岩体锚固力学分析模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2016, 35(12): 2471-2478. (LI Yuzong, LIU Caihua. An analytical model of jointed rock bolts under the combination of tensile and shear loads[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2016, 35(12): 2471-2478. (in Chinese))
- [4] 陈文强, 赵宇飞, 周纪军. 考虑受压侧岩体反力非线性作用的锚杆抗剪理论[J]. 岩土力学, 2018, 39(5): 1662-1668. (CHEN Wenqiang, ZHAO Yufei, ZHOU Jijun. Shear resistance theory of bolt considering nonlinear behaviour of grout reaction force[J]. Rock and Soil Mechanics, 2018, 39(5): 1662-1668. (in Chinese))
- [5] 刘才华, 李育宗. 考虑横向抗剪效应的节理岩体全长黏结型锚杆锚固机制研究及进展[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(8): 1856-1872. (LIU Caihua, LI Yuzong. Research

- progress in bolting mechanism and theories of fully grouted bolts in jointed rock masses[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, **37**(8): 1856-1872. (in Chinese))
- [6] 肖维民, 余欢, 朱占元, 等. 薄层充填岩石节理剪胀特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(8): 1499-1508. (XIAO Weimin, YU Huan, ZHU Zhanyuan, et al. Experimental study on shear dilatancy characteristics of thinly-infilled rock joints[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(8): 1499-1508. (in Chinese))
- [7] KANG Y S, HOU C C, LIU B, et al. Influence of water content on the shear strength of rock joints with clay-rich fillings[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2023, **56**(2): 1437-1449.
- [8] WU D Y, CHEN F, TANG L, et al. Influence of weak interlayer filling state on the failure patterns of natural rock joints[J]. International Journal of Geomechanics, 2022, **22**(7): 04022086.
- [9] SHRIVASTAVA A K, RAO K S. Shear behaviour of infilled rock joints under different boundary conditions[J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Geotechnical Engineering, 2023, **176**(5): 419-433.
- [10] HAN G S, XIONG F, ZHOU Y, et al. Research progress on shear characteristics of rock joints under constant normal stiffness boundary conditions[J]. Shock and Vibration, 2021, **2021**(1): 9670151.
- [11] CUI J G, ZHANG C Q, CHEN J L, et al. Effect of bolt inclination angle on shear behavior of bolted joints under CNL and CNS conditions[J]. Journal of Central South University, 2020, **27**(3): 937-950.
- [12] 蒋宇静, 张孙豪, 栾恒杰, 等. 恒定法向刚度边界条件下锚固节理岩体剪切特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, **40**(4): 663-675. (JIANG Yujing, ZHANG Sunhao, LUAN Hengjie, et al. Experimental study on shear characteristics of bolted rock joints under constant normal stiffness boundary conditions[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, **40**(4): 663-675. (in Chinese))
- [13] HOLMBERG M. The Mechanical Behavior of Untensioned Grouted Rock Bolts[D]. Sweden: Royal Institute of Technology Stockholm, 1991.
- [14] LADANYI B, ARCHAMBAULT G. Shear strength and deformability of filled indented joints[C]// Proceedings of International Symposium on Geotechnics of Structurally Complex Formations. Capri, 1977.
- [15] 柏大炼. 钢框架极限承载力分析与设计的广义塑性铰法[D]. 南宁: 广西大学, 2022. (BAI Dalian. Generalized Plastic Hinge Method for Ultimate Bearing Capacity Analysis and Design of Steel Frames[D]. Nanning: Guangxi University, 2022. (in Chinese))
- [16] AYDIN A. The ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 2007-2014[J]. Int J Rock Mech Min Sci, 2009, **46**: 627-634.
- [17] International Society for Rock Mechanics Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests. Suggested methods for the quantitative description of discontinuities in rock masses[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 1978, **15**(6): 319-368.
- [18] 陈菲, 何川, 邓建辉. 高地应力定义及其定性定量判据[J]. 岩土力学, 2015, **36**(4): 971-980. (CHEN Fei, HE Chuan, DENG Jianhui. Concept of high geostress and its qualitative and quantitative Definitions[J]. Rock and Soil Mechanics, 2015, **36**(4): 971-980. (in Chinese))
- [19] 丁书学, 靖洪文, 齐燕军, 等. 含软弱夹层锚固体变形过程中锚杆受力分析[J]. 采矿与安全工程学报, 2017, **34**(6): 1094-1102. (DING Shuxue, JING Hongwen, QI Yanjun, et al. Analysis on bolt performance during deformation process of anchorage containing a weak interlayer[J]. Journal of Mining & Safety Engineering, 2017, **34**(6): 1094-1102. (in Chinese))