

DOI: 10.11779/CJGE202211017

# 岩石 - 混凝土结构面的广义 Patton 剪切模型

赵 衡<sup>1, 2</sup>, 侯继超<sup>\*1, 2</sup>, 赵明华<sup>1, 2</sup>

(1. 湖南大学土木工程学院, 湖南 长沙 410082; 2. 湖南大学建筑安全与节能教育部重点实验室, 湖南 长沙 410082)

**摘要:** 为合理预测工程中常法向刚度 (CNS) 条件下岩石 - 混凝土结构面的剪切强度, 在经典 Patton 模型 (理想化为规则三角形粗糙体) 的基础上进行改进, 将规则三角形粗糙体推广到相似三角形粗糙体节理模型, 并给出了相应的岩石 - 混凝土结构面粗糙度量化方法。与规则三角形粗糙体相比, 相似三角形粗糙体由于波长各异而导致各个粗糙体所受的局部应力各不相同, 进而引起粗糙体异步破坏的现象。其中, 各粗糙体的极限破坏荷载和临界剪切位移根据下限理论求解。在此基础上, 建立了相似三角形粗糙体结构面上各粗糙体剪切状态演化方程, 并推广了经典 Patton 模型。该广义 Patton 模型可同时预测规则和相似三角形结构面剪切强度, 并在一定条件下可退化为经典 Patton 模型。最后, 通过 12 组不同工况下的 CNS 直剪试验验证了本文模型的合理性。

**关键词:** 相似三角形岩石 - 混凝土结构面; 广义 Patton 模型; 常法向刚度; 下限理论; 直剪试验; 剪切机制

中图分类号: TU473.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2022)11-2106-09

**作者简介:** 赵 衡(1983—), 男, 湖南长沙人, 副教授, 主要从事桩基础及软土地基处理等方面的研究工作。E-mail: henrychiu@hnu.edu.cn。

## Generalized Patton shear model for rock-concrete joints

ZHAO Heng<sup>1, 2</sup>, HOU Ji-chao<sup>1, 2</sup>, ZHAO Ming-hua<sup>1, 2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China; 2. Key Laboratory of Building Safety and Energy

Efficiency of the Ministry of Education, Hunan University, Changsha 410082, China)

**Abstract:** In order to predict the shear strength of the rock-concrete joints subjected to the constant normal stiffness (CNS), the classical Patton model (idealized as regular triangular asperities) is modified, and the regular triangular asperities are extended to similar ones. The quantitative method for the roughness of rock-concrete joints is also given. Compared with the regular ones, the similar triangular asperities carry different local stresses due to different wavelengths, leading to an asynchronous failure. The collapse load and critical shear displacement of every asperity are identified by the lower-bound solution. On this basis, an evolution equation is proposed to quantify the occurrence of local failure, and the classical Patton model is generalized. The generalized Patton model can predict the shear strength of joints of both the regular and the similar triangular asperities, and the current form can be regressed to the classical form under certain conditions. Finally, the proposed model is validated by the observations from 12 groups of CNS direct shear tests.

**Key words:** similar triangular rock-concrete joint; generalized Patton model; constant normal stiffness; lower-bound theory; direct shear test; shear mechanism

## 0 引言

岩石 - 混凝土结构面的抗剪强度对工程中嵌岩桩的竖向承载能力、混凝土大坝的稳定性、桥梁锚碇基础及锚杆对边坡的支护能力等方面至关重要<sup>[1-2]</sup>。实际工程中在对岩石 - 混凝土结构面的抗剪强度进行设计和评估时, 结构面的约束情况、粗糙度以及材料强度参数等都是需要考虑的关键因素<sup>[3]</sup>。

工程中结构面在剪切过程中的法向约束情况一般分为两类: ①常法向应力 (CNL) 约束条件, 该类约束条件在剪切过程中保持法向荷载不变, 常见于未设

置支护结构的边坡沿结构面的滑动、混凝土大坝及桥梁锚碇基础沿基岩结构面的滑动等<sup>[1, 4]</sup>; ②常法向刚度 (CNS) 约束条件, 该类约束在剪切过程中保持法向刚度不变, 也即随着结构面法向剪胀位移的增加, 法向应力逐渐增加。该类约束条件常适用于嵌岩桩桩 - 岩结构面的剪切及设置锚杆支护的边坡沿结构面的滑动等工况<sup>[1, 5-6]</sup>。目前关于结构面剪切特性的研究主要

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51978255); 湖南省研究生科研创新项目 (QL20220089)

收稿日期: 2021-11-11

\*通信作者 (E-mail: jchou@hnu.edu.cn)

集中于 CNL 约束条件, 对 CNS 约束条件下的研究成果较少<sup>[7]</sup>。主要原因有: ①CNS 约束条件的剪切模型更为复杂, 尤其法向约束刚度的确定方法还不够成熟; ②目前用于模拟 CNS 约束条件的剪切仪器主要处于国内外少数学者的自主研发阶段。因此, 亟需开展 CNS 约束条件下结构面剪切特性的研究。

天然结构面上粗糙体具有不规则形态, 其主要表现为粗糙体高度、倾角及波长等几何尺寸的差异性。粗糙体的不规则形态使结构面的剪切机制变得十分复杂, 在一定程度上阻碍了工程师对结构面剪切强度的评估。为此, Barton<sup>[8]</sup>提出采用 JRC 来对结构面粗糙度进行量化, 并给出了结构面抗剪强度计算公式及不同粗糙度的 JRC 曲线。在此基础上, 赵坚<sup>[9]</sup>通过引入结构面吻合度系数 JMC, 建立了可将结构面吻合度进一步考虑到剪切强度计算中的 JRC-JMC 新模型。

为使结构面粗糙度量化及计算更为简便直观, Patton<sup>[10]</sup>将岩石节理等效为规则三角形, 并建立了对应的力学模型。Patton 模型自提出以来, 被广泛应用于结构面剪切强度的评估和研究, 尤其是能反应结构面剪胀所引起的抗剪强度提高。Jaeger<sup>[11]</sup>基于 Patton 模型分析了岩质边坡滑动面剪切机理及稳定性。Saeb 等<sup>[12]</sup>结合 Patton 模型和室内试验研究了岩石节理的荷载-位移响应。赵明华等<sup>[13]</sup>基于 Patton 模型建立了桩侧阻力发挥方程。Bahaaddini 等<sup>[14]</sup>基于离散元软件 PFC 和 Patton 模型深入探究了岩石节理剪切过程中的微观力学机制。虽然经典 Patton 模型力学概念清晰、求解简便, 但其粗糙度量化方法和约束条件与天然结构面相比过于理想。总体来说, 经典 Patton 模型只能用于模拟 CNL 约束条件和规则三角形粗糙体结构面的剪切响应, 其预测的剪应力与剪切位移服从双线性关系, 与真实结构面的剪切响应差异较大<sup>[15]</sup>。

鉴于此, 本文提出一种粗糙体高度和波长不同, 倾角相同的相似三角形岩石-混凝土结构面粗糙度量化模型; 然后, 在此基础上建立 CNS 条件下结构面上局部粗糙体相互作用的广义 Patton 力学分析模型; 之后, 基于下限理论求解局部粗糙体的破坏荷载和临界剪切位移, 并进一步推导了结构面上粗糙体剪切状态演化方程和广义 Patton 模型剪切函数; 进而借助岩石-混凝土结构面直剪试验, 验证了广义 Patton 模型的合理性; 最后, 探讨了粗糙体几何参数和力学参数对结构面剪切行为的影响规律。

## 1 岩石-混凝土结构面的广义 Patton 模型

### 1.1 Patton 双线性剪切模型<sup>[10]</sup>

Patton 采用规则三角形粗糙体结构面的直剪试验模拟天然岩石节理面的剪切, 并基于试验数据提出用

于描述节理面剪切特性的双线性剪切模型(图 1)。

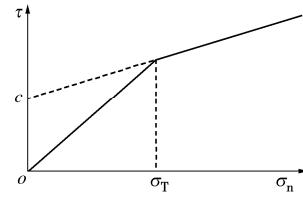


图 1 Patton 双线性剪切模型

Fig. 1 Patton bilinear shear model

$$\tau = \sigma_n \tan(\varphi_b + \beta) \quad (\sigma_n < \sigma_T) \quad , \quad (1)$$

$$\tau = c + \sigma_n \tan \varphi_r \quad (\sigma_n \geq \sigma_T) \quad , \quad (2)$$

式中,  $\tau$  为剪应力,  $\sigma_n$  为法向应力,  $c$  为黏聚力,  $\beta$  为粗糙体倾角,  $\varphi_b$  为基本摩擦角,  $\varphi_r$  为残余摩擦角,  $\sigma_T$  为过渡应力。

经典 Patton 模型是以过渡应力作为破坏包络线判定粗糙体的剪切状态, 但未能反映抗剪强度与剪切位移的关系。本文拟根据常法向刚度(CNS)边界条件, 将剪切位移与抗剪强度的关系引入到模型中, 以剪切位移为自变量识别粗糙体的临界破坏条件。

### 1.2 相似三角形岩石-混凝土结构面粗糙度量化模型

实际工程中的岩石-混凝土结构面形貌类似于图 2 中黑色实线所代表的粗糙轮廓, 该轮廓可看成由一系列倾角、高度和波长不同的粗糙体组成<sup>[16]</sup>。

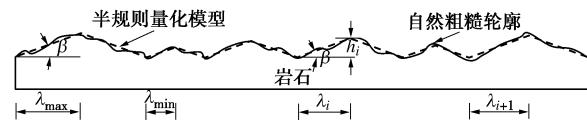


图 2 相似三角形岩石-混凝土结构面粗糙度量化模型

Fig. 2 Quantitative model for joints roughness of similar triangular rock-concrete

为既能合理反应岩石-混凝土结构面粗糙形貌, 又便于工程应用, 本文提出图 2 中红色虚线轮廓所示的相似三角形量化模型。该模型假设粗糙结构面是由  $n$  个倾角为  $\beta$  的钝角等腰相似三角形粗糙体所组成<sup>[5, 13, 16]</sup>, 且各粗糙体半波长  $\lambda_i$  之间服从如下等差分布:

$$\lambda_i = \lambda_{\min} + (\lambda_{\max} - \lambda_{\min}) \frac{i-1}{n-1} \quad , \quad (3)$$

式中,  $\lambda_{\min}$ ,  $\lambda_{\max}$  分别为粗糙体最小、最大半波长,  $\lambda_i$  为第  $i$  个粗糙体半波长。

该量化模型可满足实际工程中结构面上粗糙体半波长和高度的尺寸差异性和随机性, 且任意粗糙体的尺寸可由如下几何关系确定。

$$h_i = \lambda_i \tan \beta \quad , \quad (4)$$

式中,  $h_i$  为第  $i$  个粗糙体高度。

本文量化模型中  $\lambda_{\min}$  和  $\lambda_{\max}$  的取值, 参照 Seidel 等<sup>[15]</sup>所提供的粗糙体高度上、下限包络线取值方法。粗糙体倾角  $\beta$  的确定方法根据 Seidel 等<sup>[17]</sup>所提供的粗糙体平均倾角计算方法。

### 1.3 CNS 条件下广义 Patton 力学分析模型

图 3 (a) 为 CNS 条件下相似三角形岩石 - 混凝土结构面剪切模型。为对该模型的整体剪切响应进行计算, 首先应对结构面剪切过程中局部任意单个粗糙体的剪切机制进行分析 (图 3 (b), (c)), 然后通过对所有粗糙体剪切响应进行求和得到结构面的整体剪切响应<sup>[18]</sup>。为简化分析, 对计算模型作如下假设: ①岩石粗糙体在剪切过程中的压缩变形忽略不计, 即粗糙体倾角  $\beta$  在剪胀过程中保持不变<sup>[6, 13]</sup>。②本文研究对象是软岩, 岩石强度低于混凝土, 粗糙体的破坏仅发生在岩石一侧<sup>[5, 13, 15]</sup>。③忽略岩石 - 混凝土结构面的初始胶结<sup>[13, 19-20]</sup>。

如图 3 (a) 所示, 当结构面产生相对位移时, 起伏的接触面将引起法向剪胀。随着剪胀的发展, 局部粗糙体的接触面积将进一步减小 (图 3 (b)), 直至作用在粗糙体上的局部压应力超过其抗剪强度, 从而被剪断 (图 3 (c))。此后, 剪断之后的粗糙体进入残余剪切阶段, 其强度由残余抗剪强度控制。

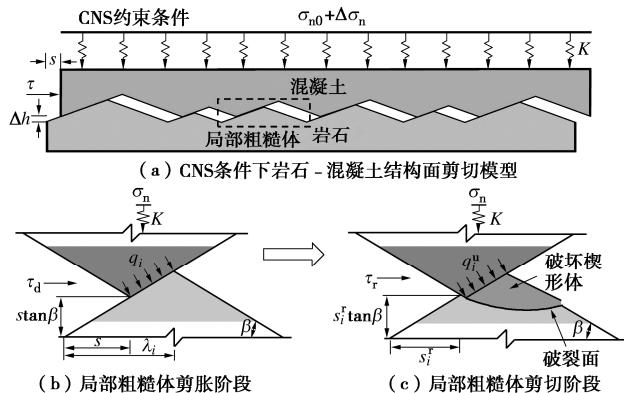


图 3 相似三角形岩石 - 混凝土结构面剪切力学分析模型

Fig. 3 Shear mechanics model for similar triangular rock-concrete joints

对处于滑移剪胀阶段的粗糙体, 其剪应力  $\tau_d$  与法向应力  $\sigma_n$  之间的关系<sup>[10]</sup>:

$$\tau_d = \sigma_n \tan(\varphi_b + \beta) \quad (5)$$

式 (5) 的  $\varphi_b$  可通过三岩芯或倾斜试验获得, 无试验条件时可参照 Barton 等<sup>[21]</sup>总结的参数取值。

结合图 3 (b) 中处于 CNS 条件下的粗糙体, 可得到法向应力与剪切位移之间满足如下关系:

$$\sigma_n = \sigma_{n0} + Ks \tan \beta \quad (6)$$

式中,  $K$  为结构面法向刚度。

联立式 (5), (6) 可得 CNS 条件下广义 Patton 模型滑移剪胀阶段的剪应力表达式:

$$\tau_d = (\sigma_{n0} + Ks \tan \beta) \tan(\varphi_b + \beta) \quad (7)$$

当结构面剪切位移达到图 3 (c) 中局部粗糙体的临界剪切位移  $s_i^r$  时, 该粗糙体将进入残余剪切阶段,

其所能提供的残余剪切应力  $\tau_r$  可表示为<sup>[10]</sup>

$$\tau_r = \sigma_n \tan \varphi_r \quad (8)$$

式 (8) 的  $\varphi_r$  可借助岩石直剪试验确定, 无试验条件时可参照 Barton 等<sup>[21]</sup>的经验取值方法。

联立式 (6), (8) 可得到广义 Patton 模型残余剪切阶段的剪应力表达式为

$$\tau_r = (\sigma_{n0} + Ks_i^r \tan \beta) \tan \varphi_r \quad (9)$$

式中,  $s_i^r$  为第  $i$  个局部粗糙体剪断时的临界位移。

由图 3 (b) 中局部粗糙体在临界破坏状态下的静力平衡条件, 可得第  $i$  个粗糙体的临界破坏荷载  $q_i^u$  为

$$q_i^u = \frac{2\lambda_i(\sigma_{n0} + Ks_i^r \tan \beta)[\cos \beta + \tan(\varphi_i + \beta) \sin \beta]}{\lambda_i - s_i^r} \quad (10)$$

根据以上分析可知, 结构面上任意局部粗糙体存在明显的剪胀 - 剪断两相机制, 并且其临界位移  $s_i^r$  是区分并建立两阶段剪切函数的关键。由式 (10) 可知获得  $s_i^r$  的关键在于求解出作用在局部粗糙体上的极限破坏荷载  $q_i^u$ 。Seidel 等<sup>[18]</sup>认为图 3 (c) 中粗糙体的破坏模式类似于均布单边超载作用下的钝角楔形体失稳破坏。据此, 下文按照钝角楔形体极限状态下的破坏模式, 来对岩石粗糙体的极限破坏荷载进行求解。

值得注意的是, 经典 Patton 模型的规则粗糙体在剪切过程中是同步破坏的。而本文广义 Patton 模型是由不同波长的相似三角形粗糙体组成, 结合式 (10) 和图 3 (a) 中的剪切模型可知, 任意整体剪切位移下, 相似三角形粗糙体由于波长各异使得各个粗糙体的局部接触面积在水平方向的投影长度 ( $\lambda_i - s$ ) 不同, 进而导致各个粗糙体所受的局部应力不同。因此随着剪切位移的发展, 相似三角形结构面上粗糙体呈异步破坏。

## 2 楔形粗糙体破坏荷载的下限解

由于结构面剪切强度受诸多因素的影响, 为提高设计的安全性与可靠性, 本文采用下限理论对楔形粗糙体的破坏荷载进行求解。据此, 构造了对应的应力场 (图 4), 并给出了库仑材料中某点在达到屈服时的应力状态 (图 5)<sup>[22]</sup>。

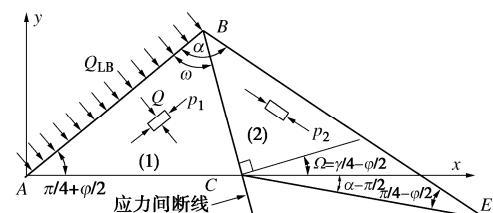


图 4 应力场

Fig. 4 Stress fields

图 4 中  $AC$  和  $CE$  为第一滑移线,  $BC$  为应力间断线, 其与  $AB$  边的夹角为  $\omega$ ,  $BC$  将楔形粗糙体破坏区  $ABE$  划分为双轴压缩区  $ABC$  和单轴压缩区  $BCE$ 。为

便于分析, 规定在下文计算中 *ABC* 区和 *BCE* 区所涉及的参数下标分别取 1, 2。

根据图 5 (a) 中第一滑移线与坐标轴关系, 可得到图 4 中滑移线 *AC*, *CE* 与 *x* 轴的夹角分别为

$$\theta_1=0, \theta_2=-(\pi/2-\alpha) \quad (11)$$

结合图 5 (a), (b) 中间断线微单元的平衡条件及几何关系可得间断线上的跃变条件为<sup>[22]</sup>

$$\sin(\theta_1+\theta_2-2\Omega+\varphi)+\sin\varphi\cos(\theta_1-\theta_2)=0, \quad (12)$$

式中,  $\varphi$  为内摩擦角,  $\Omega=\omega-(\pi/4-\varphi/2)$ 。

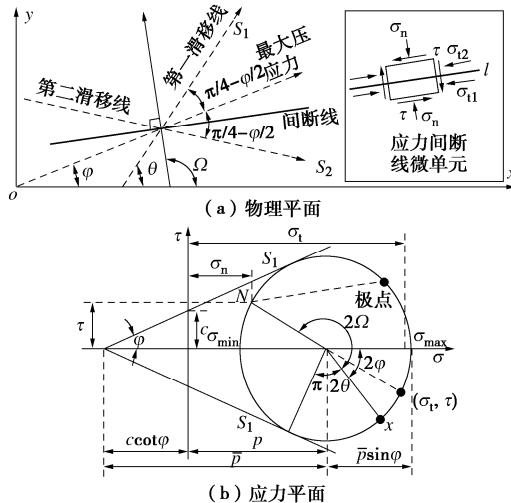


图 5 应力状态

Fig. 5 Stress states

联立式 (11), (12) 可得

$$\omega=\alpha/2+\mu/2, \quad (13)$$

式中,  $0 \leq \mu \leq \pi/2$ , 且  $\sin\mu=\sin\varphi\sin\alpha$ 。

根据 *BCE* 区的单轴压缩应力状态条件, 可得单轴压缩应力  $p_2$  为

$$p_2=2c\cos\varphi/(1-\sin\varphi) \quad (14)$$

结合式 (14) 及图 4 (b) 中几何关系可得

$$\bar{p}_2=p_2+c\cot\varphi=c\cot\varphi/(1-\sin\varphi) \quad (15)$$

根据间断线上矩形微元 (图 5 (a)) 只需满足, 跨越间断线两侧的正应力  $\sigma_n$  和切应力  $\tau$  的分量连续的要求, 及图 5 (b) 中几何关系可得

$$\left. \begin{aligned} \bar{p}_1[1+\sin\varphi\sin(2\theta_1-2\Omega+\varphi)] \\ =\bar{p}_2[1+\sin\varphi\sin(2\theta_2-2\Omega+\varphi)], \\ \bar{p}_1\cos(2\theta_1-2\Omega+\varphi)=\bar{p}_2\cos(2\theta_2-2\Omega+\varphi), \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

联立式 (11), (13), (15), (16) 可得

$$\bar{p}_1=\frac{c\cos\varphi\sin(\alpha-\mu)}{(1-\sin\varphi)\sin(\alpha+\mu)} \quad (17)$$

结合式 (17) 和图 5 (b) 中几何关系, 可得 *AB* 面上的下限破坏荷载  $Q_{LB}$  为

$$Q_{LB}=c\cot\varphi\left[\tan^2\left(\frac{\pi}{4}+\frac{\varphi}{2}\right)\frac{\sin(\alpha-\mu)}{\sin(\alpha+\mu)}-1\right] \quad (18)$$

### 3 基于下限破坏荷载的广义 Patton 模型剪切函数

#### 3.1 结构面上粗糙体剪切状态演化方程求解

根据式 (18) 所得到的楔形粗糙体的极限破坏荷载, 进一步联立式 (10) 便可确定第 *i* 个局部粗糙体对应的临界位移  $s_i^r$  为

$$s_i^r=\frac{\lambda_i c \chi_{LB} \cot\varphi - 2\lambda_i \sigma_{n0} [\cos\beta + \sin\beta \tan(\varphi_b + \beta)]}{2\lambda_i K \sin\beta [1 + \tan\beta \tan(\varphi_b + \beta)] + c \chi_{LB} \cot\varphi}, \quad (19)$$

式中,  $\chi_{LB}=\tan^2(\pi/4+\varphi/2)\sin(\alpha-\mu)/\sin(\alpha+\mu)-1$ 。

进一步地, 根据式 (19), 令  $s_i^r=s$ ,  $\lambda_{cr}=\lambda_i$ , 可构造以剪切位移来判定不同半波长粗糙体所处剪切状态的演化方程:

$$\lambda_{cr}(s)=\frac{sc\chi_{LB} \cot\varphi}{c\chi_{LB} \cot\varphi - \eta_1 - \eta_2 s}, \quad (20)$$

式中,  $\eta_1=2\sigma_{n0}[\cos\beta + \sin\beta \tan(\varphi_b + \beta)]$ ,  $\eta_2=2K\sin\beta \cdot [1 + \tan\beta \tan(\varphi_b + \beta)]$ ,  $\lambda_{cr}$  为临界半波长, 其物理意义为当剪切位移为  $s$  时, 半波长大于  $\lambda_{cr}$  的粗糙体仍处于剪胀状态, 而小于它的粗糙体将被剪断。显然, 它是一个与剪切位移呈正相关的函数。

根据式 (20) 绘制如图 6 所示的临界状态线。

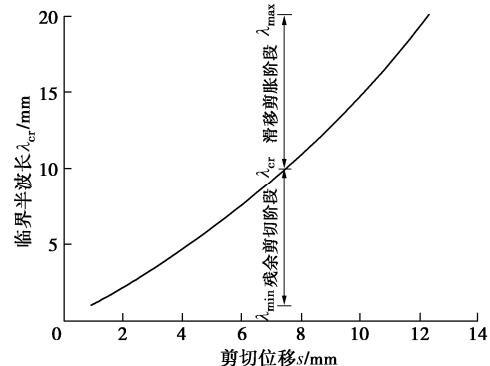


图 6 临界状态线

Fig. 6 Critical state line

根据图 6 可知, 临界状态线可将不同半波长的粗糙体根据剪切位移, 分别划分为残余剪切和滑移剪胀阶段。具体划分过程为: ①求出任意剪切位移在临界状态线上的交点  $(s, \lambda_{cr})$ ; ②按照区间  $[\lambda_{min}, \lambda_{cr}]$  和  $(\lambda_{cr}, \lambda_{max}]$  便可将结构面上粗糙体分别划分为滑移剪胀和残余剪切阶段。结合式 (3), (20) 可得到任意剪切位移下, 两阶段粗糙体个数  $i_{cr}$  演化方程为

$$i_{cr}=\left\lfloor \left( \frac{sc\chi_{LB} \cot\varphi}{c\chi_{LB} \cot\varphi - \eta_1 - \eta_2 s} - \lambda_{min} \right) \frac{n-1}{\lambda_{max} - \lambda_{min}} + 1 \right\rfloor. \quad (21)$$

由于粗糙体个数必定为整数, 故对  $i_{cr}$  表达式采用了向下取整运算 “ $\lfloor$ ”。

### 3.2 广义 Patton 模型剪切函数

根据式 (19) ~ (21) 和图 6, 可由剪切位移将相似三角形结构面的剪切过程划分为以下 3 个阶段。

#### (1) 仅存在剪胀阶段

当结构面相对位移较小时, 所有粗糙体均未被剪断, 均处于滑移剪胀阶段 (图 7)。结合式 (7), 并对结构面上所有粗糙体剪切应力进行求和, 可得该阶段广义 Patton 模型的整体剪应力为

$$\tau_1 = \frac{1}{A} \sum_{i=1}^n 2\lambda_i (\sigma_{n0} + Ks \tan \beta) \tan(\varphi_b + \beta) \quad (s \leq s_{\min}^r), \quad (22)$$

式中,  $A$  为结构面名义面积<sup>[19]</sup>,  $s_{\min}^r$  为半波长最小粗糙体的临界剪切位移, 其值可将  $\lambda_{\min}$  带入式 (19) 求得。

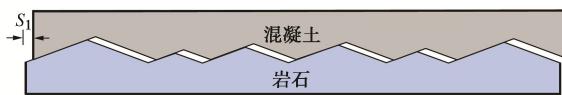


图 7 全部粗糙体处于剪胀阶段

Fig. 7 All asperities in dilatancy stage

#### (2) 剪胀阶段与残余剪切阶段共存

随着剪切位移的增加, 半波长较小的粗糙体首先被剪断, 从而进入残余剪切阶段 (图 8)。另一部分半波长较大的粗糙体仍处于剪胀阶段。假设在某一剪切位移下, 有  $i_{cr}$  个粗糙体处于残余剪切阶段, 则剩余的  $n-i_{cr}$  个粗糙体处于剪胀阶段, 同理结合式 (7), (9) 可得该阶段广义 Patton 模型的剪应力为

$$\tau_2 = \frac{1}{A} \left[ \sum_{i=1}^{i_{cr}} 2\lambda_i (\sigma_{n0} + Ks \tan \beta) \tan \varphi_r + \sum_{i=i_{cr}+1}^n 2\lambda_i (\sigma_{n0} + Ks \tan \beta) \tan(\varphi_b + \beta) \right] (s_{\min}^r < s < s_{\max}^r), \quad (23)$$

式中,  $s_{\max}^r$  为波长最大粗糙体的临界剪切位移, 其值可将  $\lambda_{\max}$  代入式 (19) 求得。

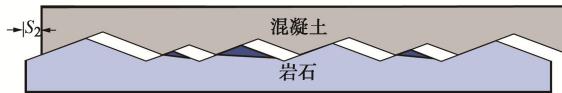


图 8 剪胀阶段与残余剪切阶段粗糙体共存

Fig. 8 The dilatancy stage coexists with the residual shear stage

#### (3) 仅存在残余剪切阶段

当剪切位移超过  $s_{\max}^r$  后, 结构面上所有粗糙体均被剪断, 即全部粗糙体进入残余剪切阶段 (图 9)。此时, 结构面剪切强度由残余强度控制。同理结合式 (9) 可得该阶段广义 Patton 模型剪应力为

$$\tau_3 = \frac{1}{A} \left[ \sum_{i=1}^n 2\lambda_i (\sigma_{n0} + Ks \tan \beta) \tan \varphi_r \right] \quad (s_{\max}^r \leq s). \quad (24)$$

特别地, 当  $\lambda_{\min} = \lambda_{\max}$  时, 本文广义 Patton 模型可退化为求解 CNS 条件下规则结构面剪切模型:

$$\tau = \begin{cases} (\sigma_{n0} + Ks \tan \beta) \tan(\varphi_b + \beta) & (s < s^r) \\ (\sigma_{n0} + Ks^r \tan \beta) \tan \varphi_r & (s^r \leq s) \end{cases}. \quad (25)$$

再进一步, 当  $K=0$  时, 上式则退化为经典 Patton 模型。

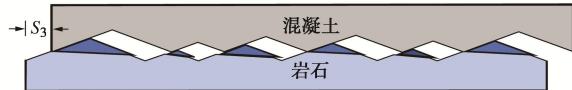


图 9 全部粗糙体处于残余剪切阶段

Fig. 9 All asperities in residual shear stage

### 3.3 峰值强度及其对应剪切位移求解

工程设计中, 结构面峰值强度及其对应的剪切位移往往是工程师最为关心的问题。通过对 3.2 节广义 Patton 模型三阶段剪切函数的分析, 可知峰值强度  $\tau_u$  及其对应的剪切位移  $s_u$  必定出现在剪胀阶段与残余剪切阶段共存阶段。结合式 (19), (21) ~ (23) 设计了求解结构面峰值强度及其对应剪切位移求解流程图 (图 10)。

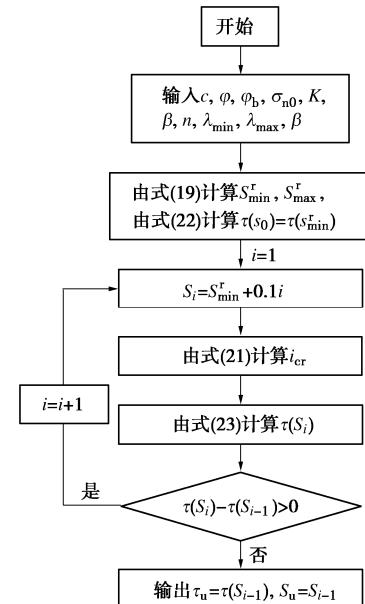


图 10 峰值强度及其对应剪切位移求解流程图

Fig. 10 Flow chart for solving peak strength and corresponding shear displacement

## 4 CNS 条件下岩石 - 混凝土结构面试验

为验证本文理论模型的合理性, 设计了 4 组规则结构面和 8 组相似三角形结构面的直剪试验 (表 1)。

本试验中所用的砂岩选自湖南省某高速公路施工现场。现场取样后通过室内物理力学试验测得其物理力学参数: 弹性模量  $G=7.8$  GPa, 泊松比  $\nu=0.3$ , 黏聚力  $c=0.82$  GPa, 内摩擦角  $\varphi=41.3^\circ$ , 基本摩擦角  $\varphi_b=30^\circ$ , 残余摩擦角  $\varphi_r=25^\circ$ 。

按照表 1 试验方案, 采用 CNC 数控雕刻机制作对应的粗糙结构面, 如图 11 所示。其尺寸为 340 mm × 100 mm × 100 mm。其中相似三角形结构面上各粗糙

体半波长关系符合式(3)。为模拟实际中粗糙体分布的随机性, 将粗糙体半波长尺寸采用 MATLAB 中随机函数进行排列。然后将砂岩试样放到尺寸为 340 mm  $\times$  100 mm  $\times$  200 mm 的木模中作为底膜, 在其上浇筑 C30 混凝土以形成吻合良好的岩石-混凝土结构面。为避免岩石-混凝土结构面产生初始胶结, 浇筑混凝土之前, 在砂岩试样表面铺设一层聚乙烯薄膜。

表 1 岩石-混凝土结构面试验方案

Table 1 Test schemes of rock-concrete structural plane

试验 编号	初始法向应 力 $\sigma_{n0}$ /kPa	法向弹簧刚度 $K$ /(kPa·mm $^{-1}$ )	结构面粗糙 类型
$A_1$	200	294	
$A_2$	400	294	$\lambda=10$ mm,
$A_3$	200	588	$\beta=20^\circ$ , $n=15$
$A_4$	200	588	
$B_1$	200	294	$\lambda_{\min}=1$ mm,
$B_2$	400	294	$\lambda_{\max}=14$ mm,
$B_3$	200	588	$\beta=20^\circ$ , $n=20$
$B_4$	200	588	
$C_1$	200	294	$\lambda_{\min}=1$ mm,
$C_2$	400	294	$\lambda_{\max}=17$ mm,
$C_3$	200	588	$\beta=20^\circ$ , $n=17$
$C_4$	200	588	

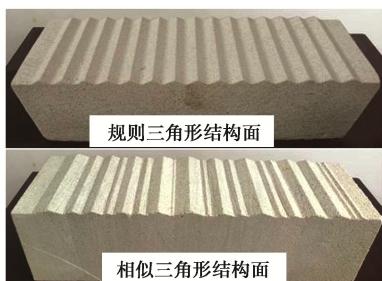


图 11 砂岩试样

Fig. 11 Sandstone samples

图 12 为笔者自主开发设计的 CNS 大型直剪仪。该仪器主要由竖向和水平液压伺服加载系统、弹簧盒、上下剪切盒及数据采集系统组成。

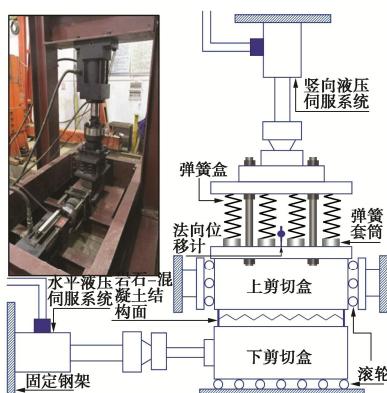


图 12 CNS 大型直剪仪

Fig. 12 CNS shear apparatus

首先将制作好的岩石-混凝土试样放入剪切盒中, 然后, 根据 ISRM<sup>[23]</sup>中的要求施加荷载, 其中法向和水平荷载分别按照 5 kN/min 和 0.5 mm/min 进行

施加。

## 5 试样结果及验证

为更直观了解结构面的剪切过程及剪切机制, 采用高清摄像机对试验过程进行记录。部分剪切过程图片如下(图 13)。图中展示了结构面上粗糙体剪切状态随剪切位移的变化过程。当剪切位移较小时, 结构面上粗糙体都处于剪胀阶段。随着剪切位移增加, 部分粗糙体被剪断, 部分粗糙体处于剪胀状态。当剪切位移增大到一定值时, 结构面上粗糙体均被剪断, 结构面进入残余剪切阶段。试验现象表明前文理论模型中将相似三角形结构面剪切过程划分为三阶段是合理的。具体理论预测与试验结果对比如图 14 和表 2。

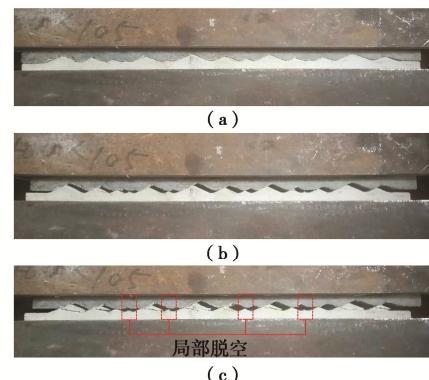
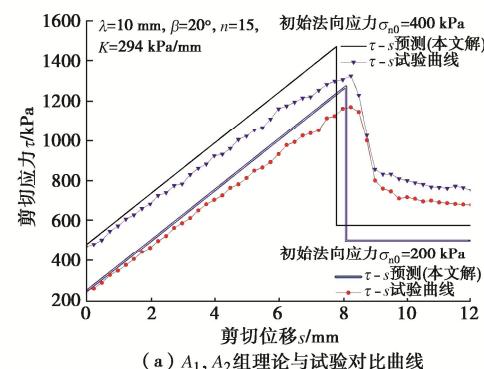


图 13 岩石-混凝土结构面剪切过程

Fig. 13 Shear process of rock-concrete structural plane

对比图 14 中各工况下的试验曲线可知, 结构面的峰值和残余强度都随初始法向应力  $\sigma_{n0}$ 、法向刚度  $K$  及最大半波长  $\lambda_{\max}$  的增加而增加, 这说明边界约束条件及结构面粗糙度是影响其剪切强度的关键因素。

由图 14 和表 2 中的对比结果可看出, 在达到峰值强度前, 本文理论模型与试验结果均吻合良好。与试验结果相比, 本文理论模型预测结果稍偏大。其中, 理论模型对规则和相似三角形结构面峰值强度  $\tau_0$  预测误差分别为 10% 左右和 5% 以内。理论模型高估的主要原因是剪切过程中岩石粗糙体的弹性压缩未考虑, 粗糙体的压缩在一定程度上会降低法向位移增量, 进而导致相同剪切位移下法向应力及剪应力的减小。



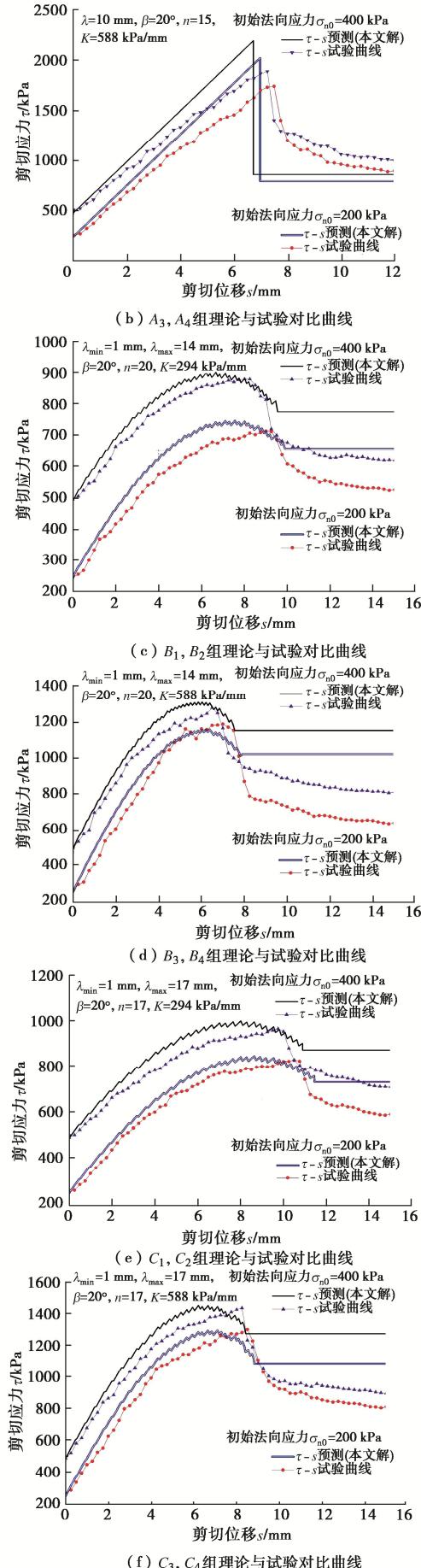


图 14 结果验证及对比

Fig. 14 Verification and comparison of results

通过对比结果可知, 理论模型对规则三角形结构面的峰值强度对应剪切位移  $s_u$  的预测误差在-8%以内, 平均误差为-5.28%; 对相似三角形结构面  $s_u$  的预测误差在-20%以内, 平均误差为-15.27%。理论模型对  $s_u$  低估的主要原因是未考虑粗糙体的压缩, 导致相同剪切位移下, 法向位移和法向应力都高于实际值, 从而使岩石粗糙体提前达到其极限承载能力。

表 2 理论模型的峰值强度、残余强度及峰值剪切位移误差

Table 2 Peak strengths, residual strengths and peak shear

displacement errors of theoretical model (%)

编 号	峰 值 强 度	残 余 强 度	峰 值 剪 切 位 移	编 号	峰 值 强 度	残 余 强 度	峰 值 剪 切 位 移
A <sub>1</sub>	8.08	-28.37	-1.82	B <sub>3</sub>	-2.65	35.60	-8.71
A <sub>2</sub>	9.95	-24.42	-5.45	B <sub>4</sub>	2.43	28.73	-9.54
A <sub>3</sub>	13.84	-12.39	-6.67	C <sub>1</sub>	2.15	17.60	-17.71
A <sub>4</sub>	13.88	-15.68	-7.17	C <sub>2</sub>	3.44	18.38	-17.85
B <sub>1</sub>	4.29	17.88	-16.00	C <sub>3</sub>	-0.49	24.49	-16.35
B <sub>2</sub>	2.35	18.98	-16.75	C <sub>4</sub>	1.17	28.57	-19.27

理论模型对于残余强度的预测误差在±25%左右。其中图 14 (a), 14 (b) 显示广义 Patton 模型低估了规则结构面的残余强度。其主要原因是, 规则结构面理论模型中假设在达到临界剪切位移时, 全部粗糙体同步被剪断。而实际中, 砂岩的非均匀性及剪切仪器的限制, 导致结构面上粗糙体未能同步破坏。图 14(c)~14 (h) 显示对于相似三角形结构面, 理论模型对残余强度有所高估。其原因为实际剪切过程中, 在法向位移增大到一定程度时, 部分较小的粗糙体会发生上下两部分完全失去接触 (脱空), 如图 13 (c) 所示。粗糙体的脱空将导致其所提供剪应力直接消失。

以上分析结果表明广义 Patton 模型可较为精确地预测岩石-混凝土结构面峰值强度  $\tau_u$  及其对应的剪切位移  $s_u$ , 而在预测结构面残余强度  $\tau_r$  方面仍需改进。实际工程中所涉及的岩石-混凝土结构面的剪切强度, 比如嵌岩桩, 工程师们更关心的桩-岩界面的峰值强度, 也即对桩侧极限侧阻力的评估与设计。虽然广义 Patton 模型在预测残余强度方面有一定误差, 但对于峰值强度的预测方面具有良好效果, 说明广义 Patton 模型具有较好的工程应用价值。

## 6 参数分析

为进一步探究结构面粗糙体几何参数 (最大半波长  $\lambda_{max}$  和粗糙体倾角  $\beta$ ) 和岩石材料强度参数 (黏聚力  $c$  和内摩擦角  $\varphi$ ) 对剪切强度及  $\tau-s$  曲线、峰值应力  $\tau_u$  及残余应力  $\tau_r$  的影响, 下文进行了相关参数分析。

图 15 (a), 15 (c), 15 (d) 显示,  $\lambda_{max}$ ,  $c$  和  $\varphi$  对  $\tau-s$  曲线的影响规律一致。剪切位移较小时,  $\lambda_{max}$ ,  $c$  和  $\varphi$  对  $\tau-s$  曲线几乎没有影响。随着位移的增大,  $\tau$

随  $\lambda_{\max}$ ,  $c$  和  $\varphi$  的减小逐渐减小, 其原因为结构面上的粗糙体逐渐由剪胀转化为残余阶段, 且  $\lambda$ ,  $c$  和  $\varphi$  较小的粗糙体以较快速度进入残余阶段, 从而导致应力跌落速度更快。

$\beta$  对  $\tau-s$  曲线的影响规律与  $\lambda_{\max}$ ,  $c$  和  $\varphi$  有显著不同。 $\beta$  越大,  $\tau$  随  $s$  的增长速度越快, 且峰值强度  $\tau_u$  所对应的剪切位移  $s_u$  越小, 达到  $\tau_u$  后, 应力跌落的速度也越快。 $\beta$  越小,  $\tau-s$  曲线中的峰值强度  $\tau_u$  与残余应力  $\tau_r$  相差越小, 曲线越平缓。

从图 15 中还可以看出,  $\lambda_{\max}$ ,  $\beta$ ,  $c$  和  $\varphi$  对  $\tau_u$  和  $\tau_r$  的影响存在以下规律: ①  $\tau_u$  和  $\tau_r$  与  $\lambda_{\max}$ ,  $\beta$ ,  $c$  和  $\varphi$  呈正相关, 其中  $\tau_u$  和  $\tau_r$  与  $\lambda_{\max}$ ,  $\beta$  及  $\varphi$  呈近似线性关系, 而与  $c$  呈非线性关系。②  $\lambda_{\max}$ ,  $c$  和  $\varphi$  的增加会同时提高  $\tau_u$  及其所对应的剪切位移  $s_u$ , 而  $\beta$  的增大在提高  $\tau_u$  的同时, 其对应的剪切位移  $s_u$  反而减小。

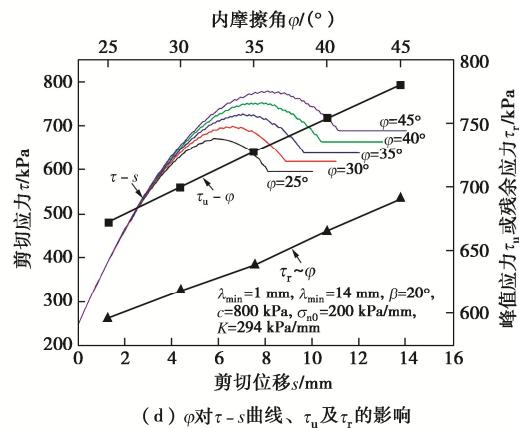
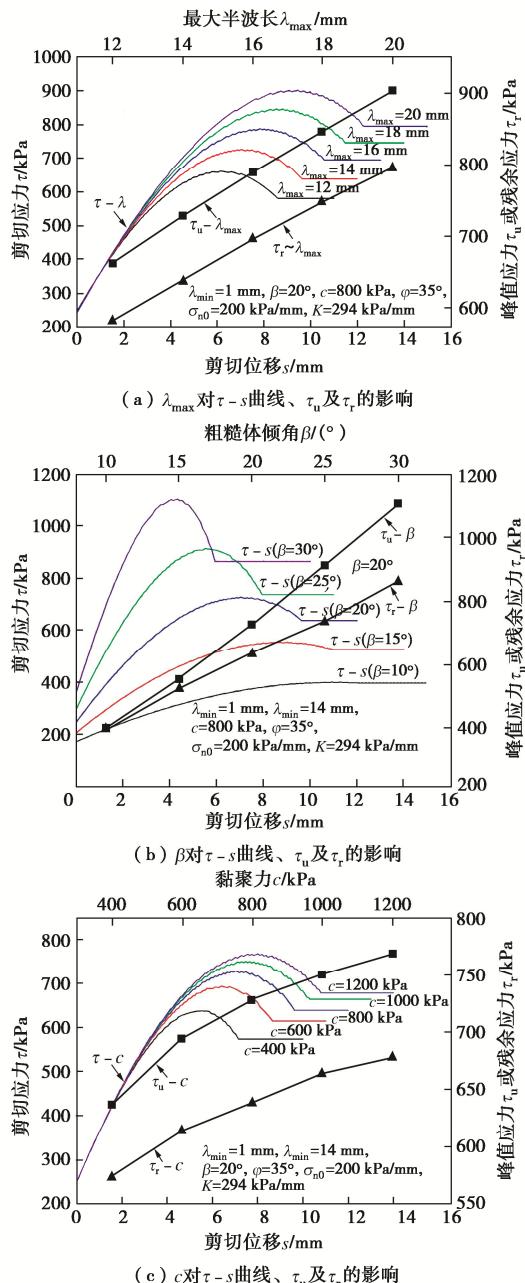


图 15 粗糙体几何参数及岩石材料强度参数对剪切强度的影响

Fig. 15 Influences of geometric parameters of asperities and strength parameters of rock on shear strength

## 7 结论

(1) 广义 Patton 粗糙度量化模型中可反映实际工程中结构面上粗糙体波长和高度尺寸的差异性, 与天然结构面粗糙形貌更为接近。

(2) 相似三角形粗糙体临界剪切位移下限解表明, 粗糙体的临界剪切位移与半波长正相关。基于结构面上粗糙体剪切状态演化方程, 求解了结构面 3 个阶段所对应的广义 Patton 模型剪切函数, 在一定条件下该模型可退化为经典 Patton 模型。

(3) 通过直剪试验验证了广义 Patton 模型的合理性。该模型对规则和相似三角形结构面  $\tau_u$  预测误差分别为 10% 左右和 5% 以内, 对规则和相似三角形结构面  $s_u$  预测平均误差为 -5.28% 和 -15.27%; 对结构面  $\tau_r$  的预测误差在  $\pm 25\%$  左右。

(4) 结构面  $\tau_u$  和  $\tau_r$  都随  $\sigma_{n0}$ ,  $K$ ,  $\lambda_{\max}$ ,  $\beta$ ,  $c$  和  $\varphi$  的增加而增加。相比于  $\sigma_{n0}$ ,  $K$  对剪切强度的影响程度更大。 $\lambda_{\max}$ ,  $c$  和  $\varphi$  的增加, 可同时提高结构面  $\tau_u$  和  $s_u$ , 而  $\beta$  的增加在提高  $\tau_u$  的同时, 对应的  $s_u$  反而会减小。

(5) 诚然, 为得到便于工程应用的解析解, 本文对岩石-混凝土结构面的粗糙度量化模型及力学模型均作了一些简化, 比如: ①未考虑三维构面中存在的不同倾角粗糙体的叠加情况; ②未考虑粗糙体的弹性压缩; ③未考虑局部粗糙体脱空对结构面残余强度的影响。后续将针对以上不足, 展开更深入的研究。

## 参考文献:

- [1] THIRUKUMARAN S, INDRARATNA B. A review of shear strength models for rock joints subjected to constant normal stiffness[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2016, 8(3): 405 - 414.
- [2] 李海波, 刘博, 冯海鹏, 等. 模拟岩石节理试样剪切变形特征和破坏机制研究 [J]. 岩土力学, 2008, 29(7):

1741 – 1746, 1752. (LI Hai-bo, LIU Bo, FENG Hai-peng, et al. Study of deformability behaviour and failure mechanism by simulating rock joints sample under different loading conditions[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2008, **29**(7): 1741 – 1746, 1752. (in Chinese))

[3] GU X F, SEIDEL J P, HABERFIELD C M. Direct shear test of sandstone-concrete joints[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2003, **3**(1): 21 – 33.

[4] 庄晓莹, 黄润秋, 朱合华. 基于水平集坐标的二维压剪节理动态扩展过程无网格法模拟研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2012, **31**(11): 2187 – 2196. (ZHUANG Xiao-ying, HUANG Run-qiu, ZHU He-hua. Simulation for 2d compression-shear joint dynamic propagation process using meshless methods based on level sets coordinates[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2012, **31**(11): 2187 – 2196. (in Chinese))

[5] JOHNSTON I W, LAM T S K, WILLIAMS A F. Constant normal stiffness direct shear testing for socketed pile design in weak rock[J]. *Géotechnique*, 1987, **37**(1): 83 – 89.

[6] ZHAO H, HOU J C, ZHANG L, et al. Vertical load transfer for bored piles buried in cohesive intermediate geomaterials[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2020, **20**(10): 04020172.

[7] 夏才初, 喻强锋, 钱 鑫, 等. 常法向刚度条件下岩石节理剪切-渗流特性试验研究[J]. *岩土力学*, 2020, **41**(1): 57 – 66, 77. (XIA Cai-chu, YU Qiang-feng, QIAN Xin, et al. Experimental study of shear-seepage behaviour of rock joints under constant normal stiffness[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2020, **41**(1): 57 – 66, 77. (in Chinese))

[8] BARTON N. The shear strength of rock and rock joints[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1976, **13**(9): 255 – 279.

[9] 赵 坚. 岩石节理剪切强度的 JRC-JMC 新模型[J]. *岩石力学与工程学报*, 1998, **17**(4): 1 – 9. (ZHAO Jian. A new JRC JMC shear strength criterion for rock joint[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 1998, **17**(4): 1 – 9. (in Chinese))

[10] PATTON F D. Multiple modes of shear failure in rock[C]//Procced 1st Cong Int Soc Rock Mech, Lisbon, 1966.

[11] JAEGER J C. Friction of rocks and stability of rock slopes[J]. *Géotechnique*, 1971, **21**(2): 97 – 134.

[12] SAEB S, AMADEI B. Modelling rock joints under shear and normal loading[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 1992, **29**(3): 267 – 278.

[13] 赵明华, 夏润炎, 尹平保, 等. 考虑软岩剪胀效应的嵌岩桩荷载传递机理分析[J]. *岩土工程学报*, 2014, **36**(6): 1005 – 1011. (ZHAO Ming-hua, XIA Run-yan, YIN Ping-bao, et al. Load transfer mechanism of socketed piles considering shear dilation effects of soft rock [J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2014, **36**(6): 1005 – 1011. (in Chinese))

[14] BAHADDINI M, SHARROCK G, HEBBLEWHITE B K. Numerical direct shear tests to model the shear behaviour of rock joints[J]. *Computers and Geotechnics*, 2013, **51**: 101 – 115.

[15] SEIDEL J P, COLLINGWOOD B. A new socket roughness factor for prediction of rock socket shaft resistance[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2001, **38**(1): 138 – 153.

[16] HOU J C, ZHAO H, PENG W Z, et al. A limit solution for predicting side resistance on rock-socketed piles[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2022, **148**(1): 04021131.

[17] SEIDEL J P, HABERFIELD C M. Towards an understanding of joint roughness[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 1995, **28**(2): 69 – 92.

[18] SEIDEL J P, HABERFIELD C M. A theoretical model for rock joints subjected to constant normal stiffness direct shear[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2002, **39**(5): 539 – 553.

[19] SEOL H, JEONG S, CHO C, et al. Shear load transfer for rock-socketed drilled shafts based on borehole roughness and geological strength index (GSI)[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2008, **45**(6): 848 – 861.

[20] 赵明华, 雷 勇, 刘晓明. 基于桩-岩结构面特性的嵌岩桩荷载传递分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2009, **28**(1): 103 – 110. (ZHAO Ming-hua, LEI Yong, LIU Xiao-ming. Analysis of load transfer of rock-socketed piles based on characteristics of pile-rock structural plane[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2009, **28**(1): 103 – 110. (in Chinese))

[21] BARTON N, CHOUBEY V. The Shear strength of rock joints in theory and practice[J]. *Rock Mechanics*, 1977, **10**(1): 1 – 54.

[22] CHEN W. *Limit Analysis and Soil Plasticity*[M]. Amsterdam: Elsevier Scientific Pub. Co, 1975.

[23] ULUSAY R. *The ISRM Suggested Methods for Rock Characterization, Testing and Monitoring: 2007–2014*[M]. New York: Springer, 2015.