

DOI: 10.11779/CJGE20231229

类岩石材料颗粒流模型的细观参数标定方法研究—— 半解析查表法 (SLT)

缪露莉^{1,2,3}, 刘新荣^{1,2,3}, 傅 晏⁴, 周小涵^{1,2,3}, 郭雪岩^{1,2,3}

(1. 重庆大学土木工程学院, 重庆 400045; 2. 库区环境地质灾害防治国家地方联合工程研究中心, 重庆 400045; 3. 山地城镇建设与新技术教育部重点实验室(重庆大学), 重庆 400045; 4. 重庆大学管理科学与房地产学院, 重庆 400045)

摘 要: 为了研究类岩石材料颗粒流模型的细观参数标定方法, 基于 CBM 模型, 首先进行了理论推导, 而后基于大量的数值模拟获得了理论关系式中系数的拟合值, 最终形成半解析查表法。研究表明: 接触黏结的强度比对数值试件的细观破坏模式有重要影响; 代表性单元体与实际颗粒流模型具有相同的宏、细观参数变化规律, 且各系数的理论值与拟合值基本相符; 单轴抗压强度、黏聚力与接触黏结强度的较小值 $\min(\sigma_{cn}, \tau_{cs})$ 呈较好的线性相关; 细观参数的标定是具有明确的先后顺序的。最后通过标定砂岩的细观参数来证实半解析查表法是能够用于快速的完成参数标定的。

关键词: 颗粒流 (PFC); 细观参数; 标定方法; 类岩石材料; CBM

中图分类号: TU43

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)06-1259-11

作者简介: 缪露莉 (1991—), 女, 博士研究生, 主要从事岩土工程与离散元等方面的研究工作。E-mail: MiaoGeo@outlook.com。

Calibration method for microscopic parameters in particle flow code models for rock-like materials: semi-analytical lookup table approach

MIAO Luli^{1,2,3}, LIU Xinrong^{1,2,3}, FU Yan⁴, ZHOU Xiaohan^{1,2,3}, GUO Xueyan^{1,2,3}

(1. School of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China; 2. National Joint Engineering Research Center for Prevention and Control of Environmental Geological Hazards in the TGR Area, Chongqing 400045, China; 3. Key Laboratory of New Technology for Construction of Cities in Mountain Area (Chongqing University), Ministry of Education, Chongqing 400045, China; 4. School of Management Science and Real Estate, Chongqing University, Chongqing 400045, China)

Abstract: The calibration method for microscopic parameters in particle flow code (PFC) models of rock materials is investigated based on the contact bond model. Firstly, theoretical deductions of the selected representative unit are made, and the fitting coefficients in the theoretical relationship are obtained through extensive numerical simulations. Finally, the semi-analytic lookup table (SLT) method is established. The researches show that the ratio of contact bond strength has a significant impact on the micro-failure mode of numerical specimens. The representative unit has the same macro-microscopic parameter variation law as the actual PFC models, and the theoretical values of each coefficient are generally consistent with the fitted values. The uniaxial compressive strength and cohesion are linearly correlated with the smaller value between the two contact bond strengths. The calibration of microscopic parameters has a clear sequence. Lastly, the calibration of microscopic parameters for sandstone confirms that the SLT method can achieve a rapid parameter calibration.

Key words: particle flow code; microscopic parameter; calibration method; rock-like material; CBM

0 引 言

颗粒流模型 (PFC) 的细观力学参数是通过“试错法”进行间接获取的, 但该方法常常耗费科研人员大量的时间和精力。国内外学者对岩石颗粒流模型的宏细观参数的相关性取值方法究展开了一系列研究。专家们对宏-细观参数关系的研究深度从定性关系研究 (Huang^[1]) 到定量关系研究 (Yang 等^[2], 丛宇

等^[3]), 再到少部分的理论关系 (刘新荣等^[4]、陈亚东等^[5]) 研究。目前较多的研究为细观参数的优化及算法的改进研究: 一开始 Yoon^[6]利用中心复合设计法及优化参数来获得合适的细观参数, 随后学者们^[7-8]陆续的提出了众多改进的算法 (改进的粒子群优化 (PSO))

基金项目: 国家自然科学基金项目 (41972266, 52074042)

收稿日期: 2023-12-15

标定方法等)来获得细观参数。虽然这些方法最终都获得了所需的细观参数,但并不能从机理上解释细观参数是如何作用的,同时理论方面的研究也较少,因此一套系统的关于宏-细观参数关系的理论研究是有重要意义的。

本文以接触黏结模型(简称CBM)为研究对象,首先筛选出有代表性的四颗粒-二粒径单元体,随后理论推导获得代表性单元体的宏细观参数解析解。再通过试验设计(简称DOE)定性研究岩石材料宏观力学参数的响应。随后基于大量数值试验,获得宏细观参数基于解析方程的拟合关系式。最终基于宏细观参数的内在联系建立半解析查表法。

1 颗粒流材料宏-细观参数的解析关系

1.1 代表性均质模型的筛选

筛选一个能够用于构成均质颗粒流模型的代表性单元体是研究颗粒流黏结材料宏观-细观参数理论关系的前提。石崇等^[9]对等粒径的颗粒流模型进行了理论研究,并用几何特征角 θ (如图3所示)及配位数 N 来描述等径颗粒流模型的细观几何特征,其中几何特征角 θ 为产生接触的两个颗粒的圆心连线与水平线的夹角,配位数 N 表示模型内每个颗粒上的平均接触个数。本文选取颗粒数目为四的单元体进行分析,并设置两种粒径以研究粒径比对单元体力学特性的影响。该单元体的几何特征可通过粒径比 R_2/R_1 与几何特征角 θ 进行定量描述。随着 R_2/R_1 与 θ 的变化,颗粒的相对位置及接触黏结点的数目亦发生变化。对于用于构成均质颗粒流模型的基本单元体,其粒径比与几何特征角需满足下述条件:

- (1) 颗粒边界不重叠。
- (2) 均质模型中,小颗粒之间不应发生大量接触。

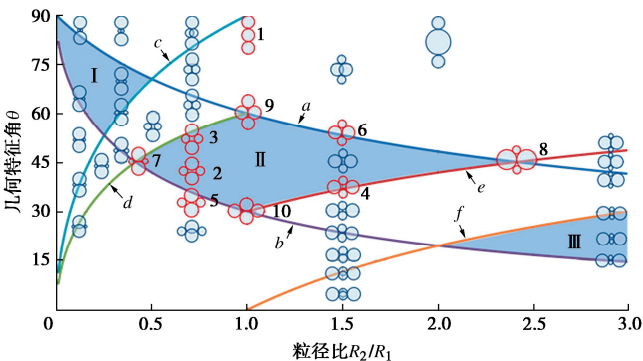


图1 二粒径-四颗粒单元体的几何形态

Fig. 1 Geometric morphology of units with four granules

如图1所示,根据条件(1),(2)可绘制出 $a, b,$

c, d, e, f 6条曲线,图1中区域I、II、III满足条件(1),(2)。标记为1~10的单元体为可用于构成均质模型的单元体。本文以单元体5为例进行分析研究。如图2所示,由单元体5构成的颗粒流模型为均质模型,该模型的力学特性可通过分析模型的基本单元即单元体5获得,故将单元体5称为代表性单元体。假设均质模型水平排列 a 个基本单元,竖向排列 b 个基本单元,则均质模型的细观组构特征如表1所示。由表1可知,均质模型的配位数 $N \approx 5$,与本文的数值试验模型($N=3.5 \sim 5.5$)相符。

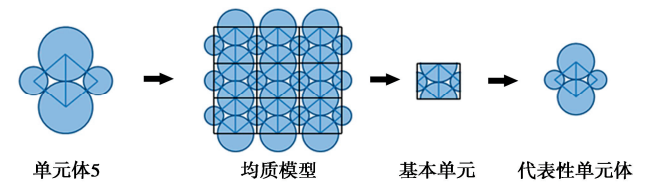


图2 代表性单元体

Fig. 2 Representative unit

表1 均质模型的几何参数

Table 1 Geometric parameters of homogeneous model					
R_{\max}/R_{\min}	θ	颗粒配位数 N			
		小颗粒大颗粒		平均值	
$(1, \sqrt{2} + 1)$	$(30^\circ, 45^\circ)$	4	6	$5 - (5a + 5b)/(2ab + a + b)$	

1.2 均质模型的细观破坏模式

(1) 直接拉伸状态下

以直接拉伸状态为例详细推导基本单元的内力分布规律及变形特性。在沿 y 轴方向的拉伸条件下均质模型及基本单元的受力情况如图3所示。

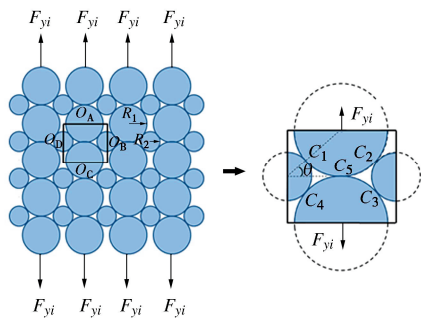


图3 拉伸条件下均质模型及其基本单元的受力情况

Fig. 3 Force analysis of homogeneous model and its basic unit under tensile conditions

平衡方程:

如图4(a)所示,假设在基本单元内,接触点 C_i ($i=1 \sim 5$)中存在的内力为:法向力 f_{ni} (如绿色箭头所示,以拉为正),切向力 f_{si} (如红色箭头所示,以顺时针旋转为正)。分别对 O_A, O_B, O_C 进行受力分析,得到6组互相独立的力平衡方程,如式(1)所示。

$$\left. \begin{aligned} F_{yi} &= f_{n5} + (f_{n1} + f_{n2}) \sin \theta + (f_{s2} - f_{s1}) \cos \theta, \\ f_{s5} + (f_{s2} + f_{s1}) \sin \theta + (f_{n1} - f_{n2}) \cos \theta &= 0, \\ (f_{n3} - f_{n2}) \sin \theta &= (f_{s2} + f_{s3}) \cos \theta, \\ (f_{s2} - f_{s3}) \sin \theta &= (f_{n3} + f_{n2}) \cos \theta, \\ f_{s5} + (f_{s3} + f_{s4}) \sin \theta + (f_{n3} - f_{n4}) \cos \theta &= 0, \\ F_{yi} &= f_{n5} + (f_{n4} + f_{n3}) \sin \theta + (f_{s4} - f_{s3}) \cos \theta. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

变形协调方程:

如图4(b)所示, 接触点 C_i ($i=1\sim5$) 的法、切向位移为 Δ_{ni} , Δ_{si} ($i=1\sim5$)。令 O_D 的圆心位移为零, 则 O_A , O_B , O_C 圆心位置产生的 x 轴向、 y 轴向位移分别为 Δ_i ($i=1\sim6$)。本文中, Δ_{ni} , Δ_{si} 及 Δ_i 为矢量, Δ_{ni} 与 Δ_{si} 的正方向与法、切向接触力的一致, Δ_i 的正方向与 x - y 坐标系的一致。颗粒圆心位移 $\Delta_1 \sim \Delta_6$ 与接触点法、切向位移 Δ_{ni} , Δ_{si} ($i=1\sim5$) 的关系如下所示。

$$\left. \begin{aligned} \Delta_1 &= \Delta_{n1} \cos \theta + \Delta_{s1} \sin \theta, \\ \Delta_2 &= \Delta_{n1} \sin \theta - \Delta_{s1} \cos \theta, \\ \Delta_5 &= -\Delta_{s4} \sin \theta + \Delta_{n4} \cos \theta, \\ -\Delta_6 &= \Delta_{s4} \cos \theta + \Delta_{n4} \sin \theta, \\ \Delta_3 - \Delta_1 &= -\Delta_{s2} \sin \theta + \Delta_{n2} \cos \theta, \\ \Delta_2 - \Delta_4 &= \Delta_{s2} \cos \theta + \Delta_{n2} \sin \theta, \\ \Delta_3 - \Delta_5 &= \Delta_{n3} \cos \theta + \Delta_{s3} \sin \theta, \\ \Delta_4 - \Delta_6 &= \Delta_{n3} \sin \theta - \Delta_{s3} \cos \theta, \\ \Delta_1 - \Delta_5 &= \Delta_{s5}, \\ \Delta_2 - \Delta_6 &= \Delta_{n5}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

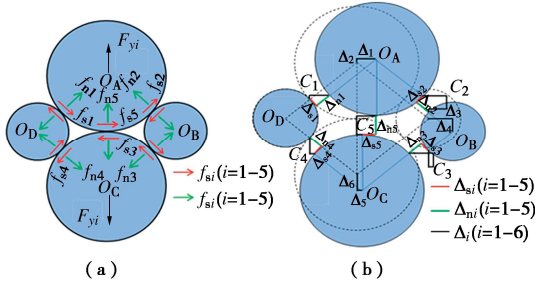


图4 拉伸条件下基本单元的内力分析及变形特性

Fig. 4 Analysis of internal forces and deformation characteristics of basic unit under tensile conditions

物理方程:

CBM 接触点处颗粒-颗粒的法向力-法向应力、切向力-切向应力关系见公式(3)。其中 $A=2Rt$, 2D 模型中 $t=1$, $R=\min(R_1, R_2)$, R_1, R_2 分别为基本单元中 O_A, O_B 的半径。

$$\left. \begin{aligned} f_n &= \sigma_n A, \\ f_s &= \sigma_s A. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

颗粒-颗粒的法向力-法向位移、切向力-切向位移关系见公式(4)。其中 Δ_n, Δ_s 为接触点上的法向, 切向变形量, k_n, k_s 为接触点上的法向, 切向刚度。

$$\left. \begin{aligned} f_n &= \Delta_n k_n, \\ f_s &= \Delta_s k_s. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

颗粒-颗粒的刚度与弹性模量的关系如公式(5)所示。其中, $L=R_1+R_2=R_{\min}+R_{\max}$ 。

$$\left. \begin{aligned} k_n &= E_c A / L, \\ k_s &= k_n / (k_n / k_s). \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

联立公式(1), (2), (4) 可得, 外应力为 $\sigma_y = F_{yi} / (2 \cos \theta (R_{\min} + R_{\max}))$ 时, 各接触点的接触力及位移如公式(6)所示, 基本单元的内力分布规律及变形特性, 如图5(a)所示。

$$\left. \begin{aligned} f_{n1} &= f_{n2} = f_{n3} = f_{n4} = F_{yi} \sin \theta / (2m), \\ f_{s1} &= -f_{s2} = f_{s3} = -f_{s4} = -F_{yi} \cos \theta / (2m), \\ f_{n5} &= F_{yi} (m-1) / m, \\ f_{s5} &= 0, \\ \Delta_1 &= \Delta_5 = \Delta_3 / 2 = F_{yi} \cos \theta \sin \theta (1 - k_n / k_s) / (2mk_n), \\ \Delta_2 &= -\Delta_6 = F_{yi} (m-1) / (2mk_n), \\ \Delta_4 &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

其中, $m = 1 + \sin^2 \theta + \cos^2 \theta k_n / k_s$, $n = (1 + \sin^2 \theta) / k_n / k_s + \cos^2 \theta$ 。

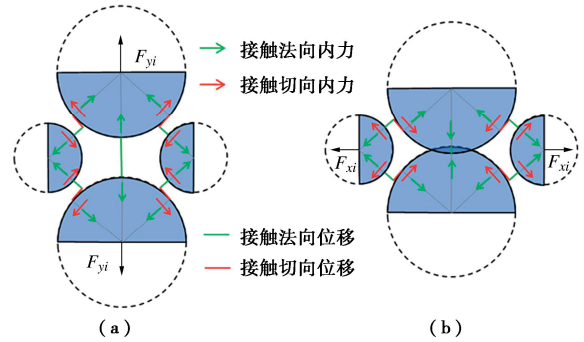


图5 拉伸条件下基本单元的内力分布规律及变形特性

Fig. 5 Distribution of internal forces and deformation characteristics of unit under tensile conditions

同理可得, 在沿 x 方向的直接拉伸作用下, 外应力 $\sigma_x = F_{xi} / (2 \sin \theta (R_{\min} + R_{\max}))$, 各接触点的接触力及位移如公式(7)所示, 基本单元的内力分布规律及变形特性如图5(b)所示。

$$\left. \begin{aligned} f_{n1} &= f_{n2} = f_{n3} = f_{n4} = F_{xi} \cos \theta (k_n / k_s + 1) / (2m), \\ f_{s1} &= -f_{s2} = f_{s3} = -f_{s4} = F_{xi} \sin \theta / m, \\ f_{n5} &= F_{xi} \sin \theta \cos \theta (1 - k_n / k_s) / m, \\ f_{s5} &= 0, \\ \Delta_1 &= \Delta_5 = \Delta_3 / 2 = F_{xi} n / (2mk_n), \\ \Delta_2 &= -\Delta_6 = F_{xi} \cos \theta \sin \theta (1 - k_n / k_s) / (2mk_n), \\ \Delta_4 &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

根据式(6), (7) 可得模型的宏观抗拉强度 σ_{tx} 或 σ_{ty} 与接触法向黏结强度 σ_{cn} 、接触切向黏结强度 τ_{cs} 的关系, 详见表2。由表2可知, 接触强度比 τ_{cs} / σ_{cn} 为决定破坏模式的重要因素。在下文中式子 $1/(1+R_{\max}/R_{\min})$ 均简写为 RR, 刚度比 k_n/k_s 均简写为 kk 。

(2) 单轴压缩状态下

表 2 颗粒流材料的破坏模式
Table 2 Failure modes of PFC materials

序号	判据	$\tau_{cs}/\sigma_{cn} < \text{判据}$		$\tau_{cs}/\sigma_{cn} > \text{判据}$	
		破坏模式	宏观强度与细观参数关系式	破坏模式	宏观强度与细观参数关系式
1	$\frac{2 \tan \theta}{kk+1}$	拉致剪裂	$\sigma_{tr} = \tau_{cs} RR \frac{m}{\sin^2 \theta}$	拉致拉裂	$\sigma_{tr} = \sigma_{cn} RR \left(2 \cot \theta + \frac{4 \tan \theta}{kk+1} \right)$
2	$\frac{R_{\max}}{2R_{\min}} \frac{\cos \theta}{m-1}$	拉致剪裂	$\sigma_{ly} = \tau_{cs} RR \frac{2m}{\cos^2 \theta}$	拉致拉裂	$\sigma_{ly} = \sigma_{cn} (1 - RR) \left(\frac{1}{\cos \theta} + \frac{1}{\cos^3 \theta (kk + \tan^2 \theta)} \right)$
3	$\frac{R_{\max}}{R_{\min}} \frac{1}{\cos \theta (kk-1)}$	压致剪裂	$f_{cx} = \tau_{cs} RR (2 + \cos^2 \theta (kk+1))$	压致拉裂	$f_{cx} = \sigma_{cn} (1 - RR) \left(\frac{\cos \theta}{\sin^2 \theta} + \frac{2}{\cos \theta \sin^2 \theta (kk-1)} \right)$
4	—	压致剪裂	$f_{cy} = \tau_{cs} RR (4 \tan^2 \theta + 2(kk+1))$	—	—
5	$\frac{2R_{\min}}{R_{\max}} \frac{(1 + \sin^2 \theta)kk}{\cos \theta}$	剪致剪裂	$\tau_{\max} = \tau_{cs} (1 - RR) \frac{n}{\cos \theta}$	剪致拉裂	$\tau_{\max} = 2\sigma_{cn} RR \frac{n}{n - \cos^2 \theta}$

式 (6), (7)。沿 y 轴方向、 x 轴方向的压应力为 $\sigma_y = F_{yi}/(2(R_{\min} + R_{\max})\cos\theta)$, $\sigma_x = F_{xi}/(2(R_{\min} + R_{\max})\sin\theta)$, 基本单元的内力分布规律及变形特性如图 6 所示。模型的单轴抗压强度 f_{cx} 或 f_{cy} 与 τ_{cs} , σ_{cn} 的关系详见表 2。

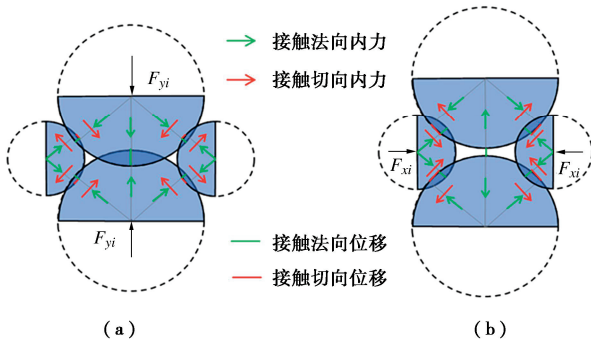


图 6 单轴压缩条件下基本单元的内力分布规律及变形特性

Fig. 6 Distribution of internal forces and deformation characteristics of unit under uniaxial compression conditions

单轴压缩状态下, 各接触点的接触力及位移同公
(3) 简单剪切状态下

$$\left. \begin{aligned} A_1 &= -A_5 = F_{yxi} kk / (2nk_n), \\ A_3 &= 0, \\ A_2 &= A_6 = A_4 / 2 = F_{yxi} \tan \theta kk / (nk_n), \\ f_{n1} &= -f_{n2} = f_{n3} = -f_{n4} = F_{yxi} kk (1 + \sin^2 \theta) / (2n \cos \theta), \\ f_{n5} &= 0, \\ f_{s1} &= f_{s2} = f_{s3} = f_{s4} = -F_{yxi} \sin \theta / (2n), \\ f_{s5} &= F_{yxi} / n. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

简单剪切状态下, 剪应力 $\tau_{xy} = \tau_{yx} = F_{yxi} / (2(R_{\max} + R_{\min})\cos\theta)$, 基本单元的内力分布规律及变形特性如图 7 所示, 各接触点的接触力及位移如公式 (8) 所示。根据公式 (8), 纯剪条件下模型的最大剪应力 τ_{\max} 与接触切向黏结强度 τ_{cs} 、接触法向黏结强度 σ_{cn} 的关系详见表 2。

1.3 均质模型宏-细观参数的解析关系

(1) 抗拉强度

在方案 A、B 中, τ_{cs}/σ_{cn} 的范围为 1.67~50, $k_n/k_s > 1$, 计算可得: τ_{cs}/σ_{cn} 大于判据 1, 2 (详见表 2), 既宏观抗拉强度仅与法向接触强度有关。根据表 2, 宏观抗拉强度 σ_t 与细观参数的关系可简化为式 (9), (10)。式中, a_D , b_D , c_D , d_D 为与几何特征角有关的系数。

$$\sigma_t = \sigma_{cn} RR \left(a_D + b_D \frac{1}{kk+1} \right) = \sigma_{cn} RR K_D, \quad (9)$$

$$\sigma_t = \sigma_{cn} (1 - RR) \left(c_D + \frac{c_D^3}{kk + d_D} \right) = \sigma_{cn} (1 - RR) K_D. \quad (10)$$

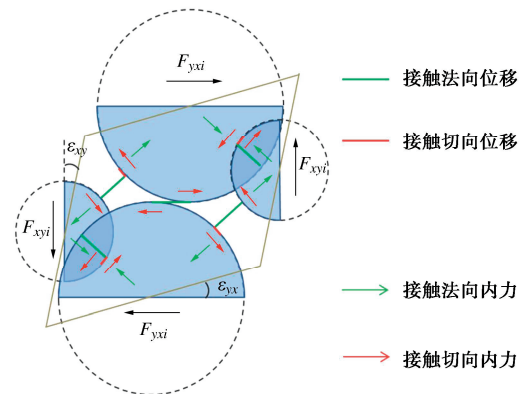


图 7 简单剪切条件下基本单元的内力分布规律及变形特性

Fig. 7 Distribution of internal forces and deformation characteristics of unit under simple shear conditions

学者们往往是通过巴西劈裂试验来获得类岩石材料的抗拉强度, 结合课题组的已有研究^[10], 巴西抗拉强度 σ_t 的表达式如下。 K_B 为统计获得的拟合系数。

$$\sigma_t = \sigma_{cn} RR K_B. \quad (11)$$

(2) 单轴抗压强度

根据表 2, 单轴抗压强度 f_c 与细观参数的关系如式 (12), (13) 所示。其中, a_U , b_U , c_U , d_U 为与几何特征角有关的系数。

$$f_c = \sigma_{cn} (1 - RR) \left(a_U + b_U \frac{1}{kk-1} \right) = \sigma_{cn} K_N, \quad (12)$$

$$f_c = \tau_{cs} RR [c_U + d_U (kk + 1)] = \tau_{cs} K_S \quad (13)$$

(3) 弹性模量

由式 (3), (5) ~ (7) 可得, 宏观弹性模量 E_x , E_y 与细观参数的关系:

$$E_x = E_c 2RR \cdot$$

$$\left(\frac{\cos^3 \theta}{\sin \theta (1 + \sin^2 \theta)} + \frac{4 \sin \theta \cos \theta}{(1 + \sin^2 \theta)^2} \frac{1}{kk + \cos^2 \theta / (1 + \sin^2 \theta)} \right), \quad (14)$$

$$E_y = E_c 2RR \left(\tan \theta + \frac{\sin \theta}{\cos^3 \theta} \frac{1}{kk + \tan^2 \theta} \right) \quad (15)$$

根据上述关系式, 弹性模量的表达式可归纳为

$$E = 2E_c RR \left(e_U + f_U \frac{1}{kk + g_U} \right) = E_c RR K_E \quad (16)$$

式中: e_U , f_U , g_U 为与几何特征角有关的系数。

(4) 泊松比

由公式 (3), (5) ~ (7) 可得, 泊松比 ν_{xy} , ν_{yx} 与细观参数的关系:

$$\nu_{yx} = \frac{kk - 1}{1 + kk \cot^2 \theta} \quad (17)$$

$$\nu_{xy} = \frac{kk - 1}{1 + kk(1 + 2 \tan^2 \theta)} \quad (18)$$

根据上述关系式, 泊松比的表达式可归纳为

$$\nu = \frac{kk - 1}{h_U kk + 1} \quad (19)$$

式中: h_U 为与几何特征角有关的系数。

(5) 剪切强度

由上述推导可得基本单元在具有 y 轴向压应力及剪切应力状态下各接触点的应力分布。随着剪应力的增加, 接触黏结点 C_1 , C_3 先发生拉伸破坏, 剪切强度 τ_f 与接触法向黏结强度 σ_{cn} , 法向应力 σ 的关系如下:

$$\tau_f = \sigma_{cn} \frac{R_{\min}}{R_{\max}} a + \sigma b \quad (20)$$

式中: $a = 2 \sin \theta mn / (mkk(1 + \sin^2 \theta) + \sin^2 \theta)$; $b = \sin \theta \cos \theta n / (mkk(1 + \sin^2 \theta) + \sin^2 \theta)$ 。

在接触破坏后, 细观摩擦系数发挥作用, 此时, 剪切强度 τ_f 与细观参数的关系如下:

$$\tau_f = \sigma a (1 - b / (\mu + c)) \quad (21)$$

式中: $a = \sin \theta \cos \theta n / (mn - \cos^2 \theta m + \sin^2 \theta n)$; $b = 2 \sin \theta \cos \theta (1 + kk) / (mn - \cos^2 \theta m + \sin^2 \theta n) - \cot \theta$; $c = 2 \sin \theta \cos \theta (1 + kk) / (mn - \cos^2 \theta m + \sin^2 \theta n)$ 。

根据上述推导, 可得基本单元在具有 y 轴向压应力 σ_3 (最小主应力) 及 x 轴向压应力 σ_1 (最大主应力) 下各接触点的应力分布。随着 σ_1 的增加, 接触点 $C_1 \sim C_4$ 发生剪切破坏, 应力 σ_1 , σ_3 与 τ_{cs} 的关系如下:

$$\sigma_1 = \tau_{cs} RR m / \sin^2 \theta + \sigma_3 / (2 \tan^2 \theta) \quad (22)$$

基于莫尔库仑准则可知,

$$\sigma_1 = 2c \tan(45^\circ + \varphi/2) + \sigma_3 \tan^2(45^\circ + \varphi/2) \quad (23)$$

根据式 (22), (23), 可得黏聚力 c :

$$c = \tau_{cs} RR \frac{m}{\sqrt{2} \sin \theta \cos \theta} \quad (24)$$

在 y 轴向压应力为 σ_1 及 x 轴向压应力为 σ_3 时, 黏聚力 c 与细观参数的关系同式 (24)。

由上述分析可知, 黏聚力与细观接触强度呈线性相关, 根据式 (20), (24), 可知黏聚力 c 与细观参数的关系, 如下式所示:

$$\left. \begin{aligned} c &= \sigma_{cn} \frac{R_{\min}}{R_{\max}} a_n, a_n = \frac{2 \sin \theta mn}{mkk(1 + \sin^2 \theta) + \sin^2 \theta} \\ c &= \tau_{cs} RR a_s, a_s = m / (\sqrt{2} \sin \theta \cos \theta) \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

值得注意的是, 式 (20), (22) 中未考虑接触摩擦系数 μ 对宏观摩擦系数 $\tan(\varphi)$ 的影响。将 $\theta = 30^\circ \sim 45^\circ$, $kk = 3.5$ 代入式 (25), 可得 $a_n = 1.15 \sim 1.51$, $a_s = 4.6 \sim 6.33$ 。

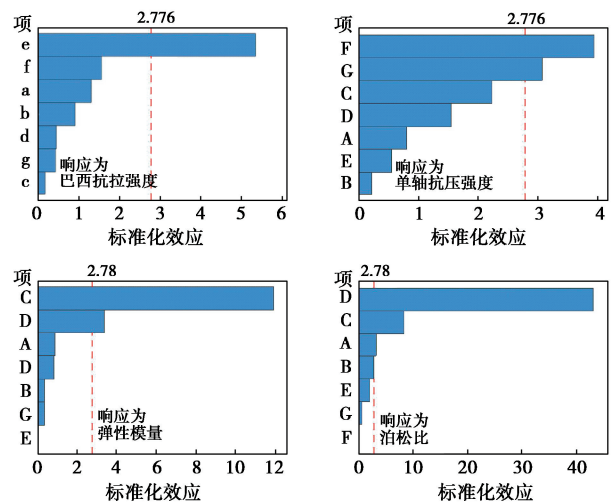
根据式 (21), 可得宏观摩擦系数 $\tan(\varphi)$ 与细观参数的关系, 如式 (26) 所示。代入 $\theta = 30^\circ \sim 45^\circ$, $kk = 3.5$, 得 $b_s = 0.122 \sim 0.144$, $c_s = -1.518 \sim -0.77$, $d_s = 0.214 \sim 0.227$ 。

$$\tan(\varphi) = b_s (1 - c_s / (\mu + d_s)) \quad (26)$$

2 数值试验及结果

2.1 基于 Plackrtt-Burman 设计法的敏感性分析

采用 Plackrtt-Burman 设计方法, 基于巴西试验、单轴压缩试验及直剪试验, 对细观参数进行敏感性分析。细观参数的较小值、较大值参照以往学者^[2, 6]的研究选取。随后对宏观响应进行因子分析, 置信水平取 95% ($\alpha = 0.05$), 作出标准化效应直方图, 如图 8 所示, 图中跨越参考线的条形项在统计意义上显著。



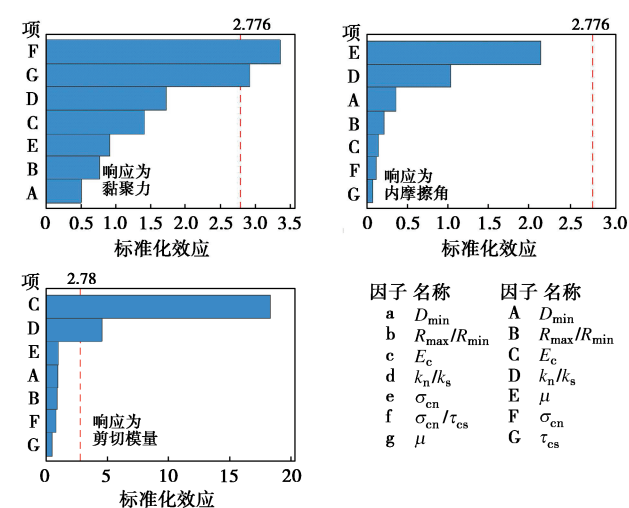


图 8 标准化效应的 Pareto 图

Fig. 8 Pareto charts of standardization effects

2.2 数值模拟方案

依据细观参数的敏感性分析结果，设计 9 组方案进行数值模拟。试验变量的取值范围参照以往学者^[2,6]的研究进行选取，试验常量的取值参考傅晏^[11]模拟微风化砂岩的细观参数进行选取（见表 3）。

表 3 细观参数取值表

Table 3 Values of microscopic parameters

细观参数		试验常量取值
几何参数	最小粒径 R_{\min}/mm	0.2
	粒径比 R_{\max}/R_{\min}	1.67
细观强度参数	接触法向黏结强度 $\sigma_{\text{cn}}/\text{MPa}$	20
	接触切向黏结强度 $\tau_{\text{cs}}/\text{MPa}$	20/50
	颗粒摩擦系数 μ	1.7
细观刚度参数	刚度比 k_n/k_s	3.5
	颗粒接触模量 E_c/GPa	10

方案 A：对 56 组（不同粒径）模型进行 5 次直接拉伸试验， σ_{cn} 分别为 1，5，15，20 及 30 MPa， k_n/k_s 均为 3.5，共 280 次。方案 B：对 21 组（不同粒径）模型进行 12 次直接拉伸试验， σ_{cn} 分别为 1，5，15 MPa， k_n/k_s 分别为 1，2，3.5 及 6，共 252 次；方案 C：对模型（ $R_{\min}=0.2$ ， $R_{\max}/R_{\min}=1.67$ ）进行单轴压缩试验， σ_{cn} ， τ_{cs} 分别为 5，10，20，30，50，70 MPa，共 30 次。方案 D：对 36 组（不同粒径）模型进行单轴压缩试验， k_n/k_s 为 1.5~11，强度比 $\tau_{\text{cs}}/\sigma_{\text{cn}}$ 为 0.5，1 及 2，共 392 次。方案 E：对 3 组（不同粒径）模型进行单轴压缩试验， μ 为 0.1，0.9，1.7，2.5 及 5，共 18 次。方案 F：对 8 组（不同粒径）模型进行单轴压缩试验， E_c 为 1，5，10，15 及 20，共 40 次。方案 G：对模型（ $R_{\min}=0.2$ ， $R_{\max}/R_{\min}=1.67$ ）进行直剪试验， σ_{cn} ， τ_{cs} 分别为 5，10，20，30，50，70 MPa，共 90 次。方案 H：对的模型（ $R_{\min}=0.2$ ， $R_{\max}/R_{\min}=1.67$ ）进行直剪试验， μ 为 0.1，1，1.7，3，5，7 及 10，共 24 次。方

案 I：对模型（ $R_{\min}=0.2$ ， $R_{\max}/R_{\min}=1.67$ ）进行直剪试验， k_n/k_s 为 1.5，2，2.5，3，3.5，4，5，6，9，共 24 次。

本文直接拉伸、单轴压缩及直接剪切试验的数值模型的尺寸分别为 50 mm×100 mm、50 mm×50 mm 及 50 mm×50 mm，部分模型如图 9 所示。

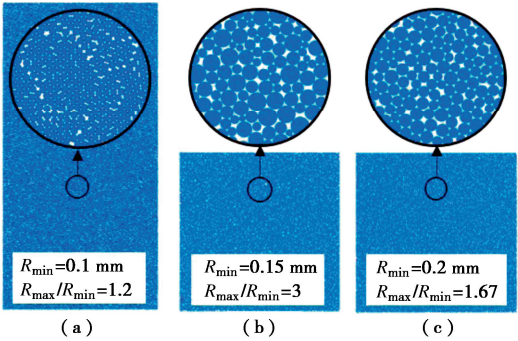


图 9 数值试件模型

Fig. 9 Numerical models

2.3 结果分析

（1）抗拉强度

基于式（9），（11）对抗拉强度（巴西劈裂^[10]、方案 A 的结果）与 σ_{cn} 进行线性回归分析，获得拟合系数 K_B ， K_D ，详见表 4。由表 4 可知，细观参数一定时， K_D 约为 K_B 的两倍； K_D ， K_B 随着 R_{\max}/R_{\min} 的增长而增长。 K_B 的相关系数 R^2 主要在 0.99~1.0， K_D 的相关系数 R^2 均大于 0.999，由此可知宏观抗拉强度与法向黏结强度呈显著的线性相关。

表 4 拟合系数 K_B 与 K_D

Table 4 Fitting coefficients K_B and K_D

系数	$R_{\min}/$	R_{\max}/R_{\min}							
	mm	1	2	3	4	5	6	7	8
K_B	0.1	0.609	0.768	0.997	1.090	1.086	1.368	2.015	2.568
	0.15	0.589	0.861	1.137	1.271	1.303	1.317	1.616	2.044
	0.2	0.602	0.817	0.987	1.270	1.583	1.949	2.559	1.983
	0.25	0.737	0.970	0.953	1.213	1.734	2.099	1.926	1.870
	0.3	0.677	0.779	1.120	1.386	1.612	1.692	2.198	2.054
	0.35	0.633	0.839	1.183	1.348	1.988	1.478	1.877	2.008
	0.4	0.541	1.064	1.155	1.247	1.948	1.795	2.155	2.698
系数	$R_{\min}/$	R_{\max}/R_{\min}							
	mm	1.2	1.67	2	3	4	5	6	7
K_D	0.1	1.320	1.414	1.677	2.175	2.216	2.960	3.443	3.894
	0.15	1.234	1.444	1.614	2.009	2.099	2.698	3.260	3.751
	0.2	1.308	1.425	1.622	1.971	2.450	2.630	3.204	—
	0.3	1.479	1.479	1.605	2.067	2.330	—	—	—
	0.4	1.186	1.425	1.527	1.844	—	—	—	—
	0.5	1.267	1.475	1.542	—	—	—	—	—

将方案 B 的结果代入式（9），（10），可得系数 a_D ， b_D ， c_D ， d_D 的拟合值，详见表 5。将 $\theta=30^\circ \sim 45^\circ$

代入上述公式, 可得各系数的理论值范围, 详见表 6。由表 5, 6 可知, a_D , b_D 的拟合值较理论值偏小, c_D 拟合值略小于理论值, d_D 拟合值与理论值吻合。由此可知, 对于抗拉强度而言, 式 (10) 更具代表性。

表 5 方案 B 的拟合结果

Table 5 Fitting results of Plan B										
$R_{min}/$	拟合	R_{max}/R_{min}				拟合	R_{max}/R_{min}			
mm	结果	1.67	2	3	4	结果	1.67	2	3	4
0.1	a_D	1.3	1.47	1.83	—	c_D	0.78	0.73	0.62	—
	b_D	0.65	0.85	1.07	—	d_D	1.54	1.01	0.62	—
	R^2	0.961	0.86	0.85	—	R^2	0.92	0.93	0.72	—
0.15	a_D	1.32	1.39	1.78	1.83	c_D	—	—	0.61	—
	b_D	0.48	0.62	0.97	1.26	d_D	—	—	0.57	—
	R^2	0.89	0.74	0.98	0.99	R^2	—	—	0.94	—
0.2	a_D	1.27	1.41	—	2.16	c_D	0.76	0.70	—	—
	b_D	0.67	0.76	—	1.19	d_D	1.14	0.67	—	—
	R^2	0.99	0.92	—	1	R^2	0.99	1.00	—	—
0.3	a_D	—	1.41	1.77	2.1	c_D	—	0.71	0.61	0.55
	b_D	—	0.89	1.03	1.17	d_D	—	0.77	0.55	0.26
	R^2	—	0.92	0.9	0.99	R^2	—	0.97	0.81	1.00
0.4	a_D	1.26	1.36	1.61	—	c_D	0.76	0.68	—	—
	b_D	0.71	0.65	0.99	—	d_D	1.05	1.06	—	—
	R^2	0.99	0.92	0.99	—	R^2	0.99	0.88	—	—
0.5	a_D	1.34	1.32	—	—	c_D	0.77	0.70	0.57	—
	b_D	0.66	0.92	—	—	d_D	0.92	0.89	0.42	—
	R^2	0.94	0.96	—	—	R^2	0.87	0.96	0.99	—

表 6 拟合系数的理论值与模拟值

Table 6 Theoretical and simulated ranges of fitting coefficients			
试验类型	系数	理论值范围	拟合值范围
直接拉伸试验	a_D	2~3.46	1.26~2.16
	b_D	2.31~4	0.48~1.26
	c_D	1.15~1.41	0.55~0.78
	d_D	0.33~1	0.26~1.54
单轴压缩试验	a_U	1.41~3.46	1.11~1.93
	b_U	5.67~9.24	1.01~2.53
	c_U	1.33~4	1.74~7.17
	d_U	1~3	0.08~0.77
	e_U	0.33~1.04	0.25~0.86
	f_U	0.77~2	2.02~4.5
	g_U	0.33~1	1.95~3.45
	h_U	1~3	1.698~2.21

(2) 单轴抗压强度

接触强度对单轴抗压强度 f_c 的影响如图 10 所示。由图 10 可知, f_c 与接触强度较小值 $\min(\sigma_{cn}, \tau_{cs})$ 呈较好的线性相关。该结论与表 2 中判据 3 的结果相符。

以 σ_{cn} 为 x , 以 τ_{cs} 为 y , 以 f_c 为 z , 基于式 $z=ax+by$, 对方案 C 结果进行拟合, 拟合结果见表 7。由该表可知, $\tau_{cs}/\sigma_{cn} < 1$ 时, f_c 主要受 τ_{cs} 影响, 可认为在 $\tau_{cs}/\sigma_{cn} < 0.5$ 时, 将不再受 σ_{cn} 的影响; $\tau_{cs}/\sigma_{cn} > 1$ 时, f_c 主要受 σ_{cn} 影响, 可认为 $\tau_{cs}/\sigma_{cn} > 2$ 后, 将不再受 τ_{cs} 的影响。

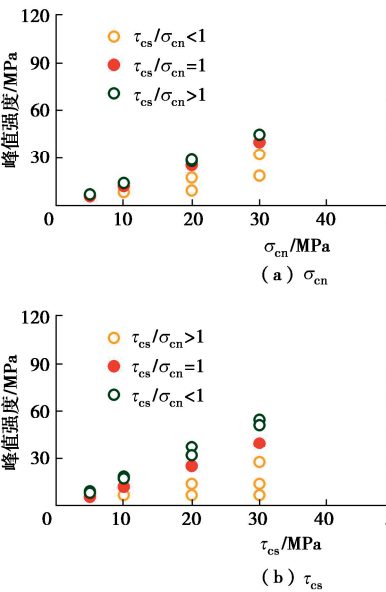


图 10 单轴抗压强度 f_c 与细观接触强度的关系 (方案 C)
Fig. 10 Relationship between f_c and contact bond strength (Plan C)

表 7 单轴抗压强度的拟合结果 (方案 C)

Table 7 Fitting results of uniaxial compressive strength (Plan C)			
τ_{cs}/σ_{cn}	拟合结果		
	a	b	R^2
0.25~0.428	0.0398	1.7570	0.999
0.5~0.714	0.1392	1.4726	0.999
1	$a+b=1.388$		0.997
1.4~2	1.591	-0.0740	0.998
2.33~5	1.549	-0.0318	0.999
6~14	1.419	-0.0010	1

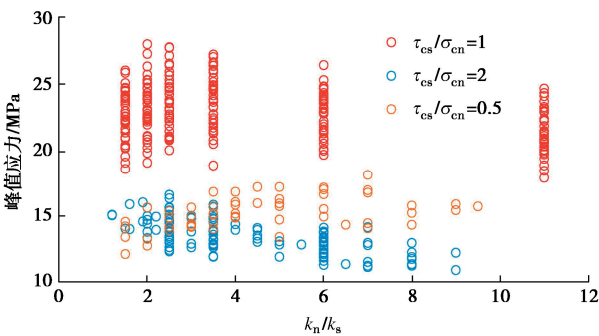


图 11 单轴抗压强度 vs 刚度比 k_n/k_s (方案 D)
Fig. 11 Uniaxial compressive strengths vs. stiffness ratios (Plan D)

k_n/k_s 对 f_c 的影响如图 11 所示。由图 11 可知, 随着 k_n/k_s 的增大, f_c 均为先增大后减小, 但各强度比转折点的位置不同, 且强度比越大, 转折点出现越早。该结论与理论结果相符。由表 2 可知, 随着 k_n/k_s 的增

加 (τ_{cs}/σ_{cn} 不变), 判据 3 减小, 试件从压致剪裂转变为压致拉裂。压致剪裂的试件与 k_n/k_s 呈线性正相关 (见式 (13)), 压致拉裂的试件与 k_n/k_s 呈负相关 (见式 (12))。

根据式 (12), (13) 对部分模拟结果进行拟合, 获得系数 a_U, b_U, c_U, d_U , 如表 8 所示, 系数理论值与模拟值的范围见表 6。由表 6 可知, a_U, c_U 的模拟值与理论值基本吻合, b_U, d_U 的模拟值偏小于理论值。这说明, 本文选取的模型, 在用于分析 k_n/k_s 对 f_c 的影响时, 其代表性不足。

表 8 方案 D 单轴抗压强度拟合结果

Table 8 Fitting results of uniaxial compressive strength (Plan D)					
τ_{cs}/σ_{cn}	R_{max}/R_{min}	R_{min}/mm	式 (13)		
			c_U	d_U	R^2
0.5	1.67	0.2	2.949	0.331	0.95
	2	0.15	3.924	0.165	0.88
	2	0.3	3.377	0.251	0.98
	3	0.1	4.333	0.331	0.99
	4	0.15	4.696	0.589	0.91
	5	0.15	7.170	0.267	0.87
1	1.2	0.1	2.435	0.081	0.99
	1.2	0.4	1.736	0.342	0.99
	1.67	0.3	2.358	0.270	0.98
	1.67	0.5	2.735	0.098	0.99
	2	0.1	3.907	0.283	0.99
	2	0.3	2.302	0.395	0.86
	2	0.4	2.689	0.244	0.98
	3	0.1	3.464	0.200	0.98
	3	0.4	2.941	0.358	0.98
	4	0.1	4.628	0.350	0.93
	4	0.2	5.166	0.147	0.98
	5	0.1	5.526	0.140	1.00
	5	0.15	4.638	0.617	0.91
	6	0.15	6.239	0.330	1.00
	6	0.2	4.615	0.767	0.99
	7	0.15	7.654	0.485	0.99
	R_{max}/R_{min}	R_{min}/mm	式 (12)		
			a_U	b_U	R^2
2	1.67	0.2	1.932	1.007	0.99
	2	0.15	1.723	1.077	0.71
	2	0.3	1.461	2.190	0.72
	3	0.1	1.210	2.186	0.83
	3	0.15	1.482	1.047	0.99
	3	0.2	1.116	2.301	1.00
	3	0.3	1.133	2.529	0.99

摩擦系数 μ 及接触模量 E_c 对峰值应力 f_c 的影响如图 12 所示。由图 12 (a) 可知, 随着 μ 的增大, f_c 呈现先增大后平缓的变化趋势, 其拐点大致在 $\mu=2$ 处; 由图 12 (b) 可知, 随着 E_c 的增大, f_c 呈现先减小后平缓的变化趋势, 其拐点大致在 $E_c=10$ GPa 处。

(3) 弹性模量

接触模量 E_c 对杨氏模量 E 及泊松比 ν 的影响如图 13 所示。由图 13 (a) 可知, E 与 E_c 呈显著的线性相关; 由图 13 (b) 可知, 随着 E_c 的增大, ν 呈现先增大后平缓的变化趋势, 其拐点大致在 $E_c=10$ GPa 处。

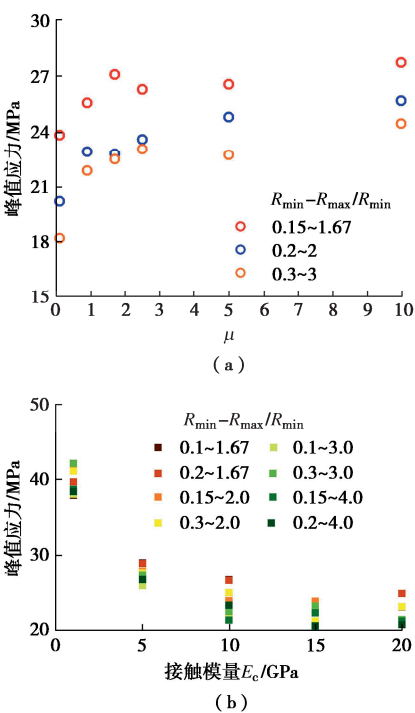


图 12 单轴抗压强度与摩擦系数及接触模量的关系(方案 E, F)
Fig. 12 Relationship among f_c, E_c and μ (Plan E, F)

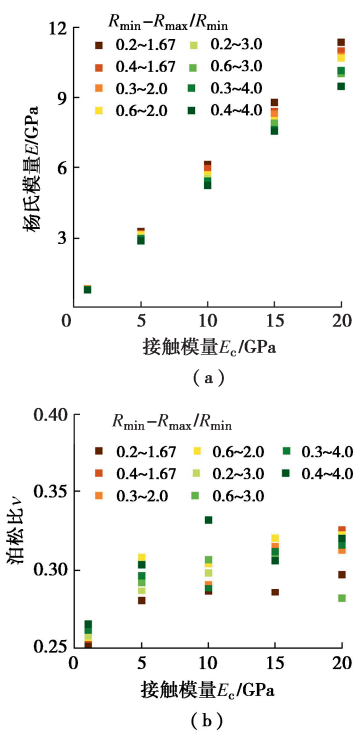


图 13 接触模量 E_c 与杨氏模量 E 、泊松比 ν 的关系(方案 F)
Fig. 13 Relationship among E_c, E and ν (Plan F)

基于式 (16), 对方案 F 的结果进行线性拟合, 得到拟合参数 K_E , 详见表 9。再基于式 (16) 对方案

D 的结果进行拟合, 得到拟合系数 e_U , f_U , g_U , 详见表 10。由表 6 可知, e_U 的模拟值与理论值吻合的较好, f_U 的模拟值比理论值偏大, 而 g_U 的模拟值与理论值则具有较大差异。

表 9 拟合参数 K_E 及其拟合优度 R^2
Table 9 Fitting coefficient K_E and its goodness of fit R^2

颗粒几何参数		拟合参数及 R^2	
R_{\max}/R_{\min}	R_{\min}/mm	K_E	R^2
1.67	0.1	1.5596	0.9945
	0.2	1.5052	0.9938
2	0.15	1.6553	0.9947
	0.3	1.632	0.9939
3	0.1	2.272	0.99
	0.3	2.0795	0.9921
4	0.15	2.5885	0.9938
	0.2	2.4767	0.9889

表 10 方案 D 中弹性模量的拟合系数及其拟合优度 R^2
Table 10 Fitting coefficient of elastic modulus and its goodness of fit R^2 (Plan D)

颗粒几何参数		拟合参数及 R^2			
R_{\max}/R_{\min}	R_{\min}/mm	e_U	f_U	g_U	R^2
1.2	0.15	0.339	2.201	2.616	0.999
	0.2	0.294	2.565	3.086	0.998
	0.3	0.295	2.579	3.174	0.997
	0.4	0.295	2.629	3.446	0.999
	0.5	0.314	2.026	2.507	0.981
	1	0.254	2.634	3.360	0.996
1.67	0.1	0.436	2.271	2.414	0.998
	0.15	0.352	2.815	3.063	0.996
	0.2	0.385	2.411	2.573	0.992
	0.3	0.329	2.931	3.214	0.992
2	0.1	0.460	2.567	2.374	0.998
	0.15	0.423	2.617	2.508	0.997
	0.2	0.422	2.453	2.274	0.998
	0.4	0.365	3.090	3.207	0.991
3	0.1	0.541	3.387	2.518	0.996
	0.15	0.581	2.770	2.184	0.973
	0.2	0.466	3.776	2.827	0.996
	0.3	0.557	2.865	2.176	0.981
4	0.1	0.672	3.854	2.186	0.996
	0.15	0.641	4.311	2.758	0.993
	0.2	0.701	3.387	1.955	0.993
	0.3	0.662	3.610	2.270	0.988
5	0.1	0.864	4.030	2.428	0.953
	0.15	0.788	4.547	2.394	0.989

(4) 泊松比

基于式 (19) 对方案 D 的结果进行拟合, 得到拟合系数 h_U , 结果见表 11, 其相关系数 R^2 的范围为 0.86~0.99。由表 11 可知, 颗粒粒径对 h_U 的影响较小。同时由表 6 可知, h_U 的模拟值均在理论值范围内。

(5) 黏聚力

接触强度对黏聚力 c 的影响如图 14 所示。由图 14 可知, c 与接触强度得较小值 $\min(\sigma_{cn}, \tau_{cs})$ 呈较好的线性相关。以 σ_{cn} 为 x , 以 τ_{cs}/σ_{cn} 为 y , 以 c 为 z , 基于式 $z=x(a+by)$ 进行拟合, 结果见表 12。由表 12 可

知, $\tau_{cs}/\sigma_{cn}<0.7$ 时, c 的主要影响因素为 τ_{cs} , σ_{cn} 的影响极小; $\tau_{cs}/\sigma_{cn}>1.4$ 时, c 的主要影响因素为 σ_{cn} , τ_{cs} 的影响极小。最后, 根据方案 I 的结果可知, 当 $k_s/k_n=2\sim6$ 时, k_s/k_n 对黏聚力 c 的影响较小。

表 11 方案 D 中泊松比的拟合系数 h_U 及其 R^2 (方案 D)
Table 11 Fitting coefficient h_U and its goodness of fit R^2 (Plan D)

R_{\min}/mm	强度比	R_{\max}/R_{\min}						
		1.2	1.67	2	3	4	5	6
0.1	0.5	—	—	—	1.960	—	—	—
	1	2.127	2.210	2.017	1.916	1.906	1.980	2.050
	2	—	2.161	2.125	1.987	2.015	2.125	—
0.15	0.5	—	—	2.039	—	2.054	2.027	—
	1	1.982	1.914	1.960	1.94	1.962	1.981	1.933
	2	—	2.026	1.987	1.983	2.096	2.052	—
0.2	0.5	—	1.987	—	—	—	—	—
	1	1.933	1.896	1.871	2.019	1.766	1.804	2.104
	2	—	1.948	1.983	2.093	1.964	1.910	—
0.3	0.5	—	—	2.055	—	—	—	—
	1	1.901	1.851	1.916	1.858	1.883	—	—
	2	—	2.001	1.938	1.953	1.935	—	—
0.4	0.5	—	—	—	—	—	—	—
	1	1.822	1.941	1.904	1.698	—	—	—
	2	—	2.016	2.072	—	—	—	—
0.5	0.5	—	—	—	—	—	—	—
	1	1.788	1.851	1.874	—	—	—	—
	2	—	1.909	1.991	—	—	—	—

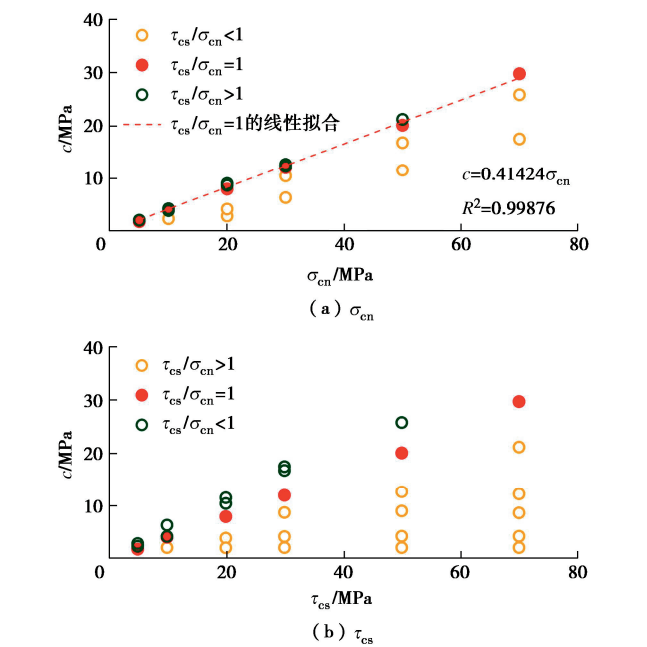


图 14 黏聚力与细观强度的关系(方案 G)

Fig. 14 Relationship between c and contact bond strength

(6) 内摩擦角

细观摩擦系数 μ 对宏观摩擦系数 $\tan\varphi$ 的影响如图 15 所示。由图 15 可知, $\tan\varphi$ 随着 μ 的增大呈先增大后平缓的变化趋势; 平均粒径较大的模型的 $\tan\varphi$ 略

大于平均粒径较小的模型。基于式 (26), 对模拟结果进行拟合, 如表 13 所示。最后, 根据方案 I 的结果可知, 当 $k_s/k_n=2\sim 6$ 时, k_s/k_n 对 $\tan\varphi$ 的影响较小。

表 12 系数 a, b

Table 12 Fitting coefficients a and b			
切法向强度比	拟合公式: $c=\sigma_{cn}\times(a+b\times\tau_{cs}/\sigma_{cn})$		
	a	b	R^2
0.25~0.428	0.013	0.551	0.997
0.5~0.714	0.005	0.516	0.991
1	$a+b=0.414$		0.998
1.4~2	0.474	-0.035	0.999
2.33~5	0.412	0.004	0.991
6~14	0.426	-0.002	0.996

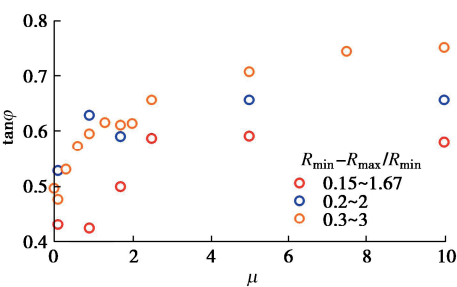


图 15 宏观摩擦系数 $\tan\varphi$ vs 接触摩擦系数 μ (方案 H)
Fig. 15 $\tan\varphi$ vs μ (Plan H)

表 13 系数 b_s, c_s, d_s 的拟合结果(方案 H)

颗粒几何参数		拟合系数及 R^2			
R_{min}/mm	R_{max}/R_{min}	b_s	c_s	d_s	R^2
0.15	1.67	0.6482	0.8027	2.1002	0.639
0.2	2	0.6644	0.1074	0.4247	0.723
0.3	3	0.8122	0.9226	2.3140	0.968

3 半解析查表法 (SLT 法)

半解析查表法 (semi-analytic lookup table, 简称 SLT) 为基于 CBM 模型的颗粒流材料细观参数的标定方法。本方法基于巴西劈裂试验、单轴压缩试验及直剪试验的试验结果, 对类岩石材料的细观参数进行标定。具体步骤如图 16 所示。

4 应用

本文采用某滑坡的中风化砂岩来验证 SLT 法, 该砂岩的室内试验力学特性如表 14 所示。根据 SLT 法:

- (1) 颗粒粒径取 $R_{min}=0.2mm, R_{max}/R_{min}=2$ 。
- (2) 根据表 11, 得 τ_{cs}/σ_{cn} 为 1, 2 时, 系数 h_U 分别为 1.871, 1.983, 在 τ_{cs}/σ_{cn} 未确定时, h_U 取平均值 1.927, 将 $\nu=0.226$ 代入式 (19), 得 $kk=2.172$ 。
- (3) 根据表 10, 可得 $e_U=0.422, f_U=2.453, g_U=2.274$, 将 $RR=1/3, kk=2.172$ 代入式 (16), 得

$E_c=14.165\text{ GPa}$ 。

(4) 基于直剪试验获得的 φ 值与三轴试验获得的差距, 无法对 μ 直接进行标定, 暂定 $\mu=1.7$ 。

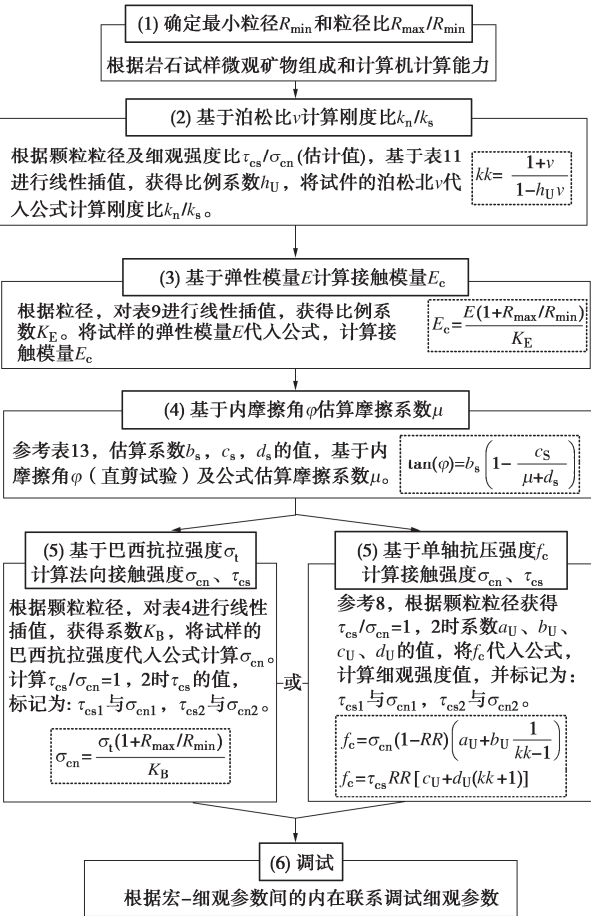


图 16 SLT 法的具体步骤

Fig. 16 Specific steps of SLT method

(5) 参考表 8, 当 $\tau_{cs}/\sigma_{cn}=2$, 估算 $a_U=1.635, b_U=1.448$, 代入式 (12), 得 $\sigma_{cn}=34.896$, 则 $\tau_{cs}=69.792$; 当 $\tau_{cs}/\sigma_{cn}=1$, 估算 $c_U=3.095, d_U=0.257$, 代入式 (13), 得 $\tau_{cs}=51.235$, 则 $\sigma_{cn}=51.235$ 。

由此, 确定了两组细观参数, 为表 1 中的 1, 2 号参数, 模拟结果如表 14 所示, 表 14 中误差的单位为%。结果显示, 模量与泊松比的拟效果好, 误差在 6% 以内。发现, 1 号参数中 ($\tau_{cs}/\sigma_{cn}=2$), 颗粒流材料的压拉强度比 f_c/σ_t 与试的一致。而在前述理论中, f_c 由 τ_{cs}, σ_{cn} 决定, σ_t 由 σ_{cn} 决定, 故建议在 3 号参数中保持 $\tau_{cs}/\sigma_{cn}=2$ 。1 号参数中, σ_t, f_c 均偏小 20%, 表明 σ_{cn}, τ_{cs} 均偏小; 2 号参数中, σ_t 偏大, f_c 较好, 表明 σ_{cn} 偏大, 既 $34.896<\sigma_{cn}<51.235$ 。此时, 在 3 号参数中, 基于式 (11), 调整 σ_{cn} 为 45 MPa。由前述分析可知, $\tau_{cs}/\sigma_{cn}=2$ 时, f_c 由 σ_{cn} 决定。此时, 若将 σ_{cn} 由 51.235 MPa 调整至 45 MPa, 在 τ_{cs} 不变 (51.235 MPa) 时, f_c 必下降, 既更加偏小。故, 此时 τ_{cs} 应

表 14 砂岩的力学特性及细观参数的选取
Table 14 Mechanical properties of sandstone and selection of microscopic parameters

	细观参数取值							巴西试验		单轴压缩试验						三轴试验强度/MPa			
	$R_{min}/$	$R_{max}/$	$\sigma_{cn}/$	k_s/k_n	$E_c/$	$\tau_{cs}/$	μ	σ_c/MPa		f_c/MPa		E/GPa		ν		围压 1 MPa		围压 6 MPa	
	mm	R_{min}	MPa		GPa	MPa		值	误差	值	误差	值	误差	值	误差	值	误差	值	误差
砂岩	—	—	—	—	—	—	—	5.99	—	64	—	9.195	—	0.226	—	71.89	—	95.45	—
1 号	0.2	2	34.896	2.172	14.165	69.792	1.7	4.77	-20.4	50.69	-20.8	9.005	-2.1	0.239	+5.8	—	—	—	—
2 号	0.2	2	51.235	2.172	14.165	51.235	1.7	6.96	+16.2	60.35	-5.7	9.005	-2.1	0.239	+5.8	—	—	—	—
3 号	0.2	2	45	2.172	14.165	90	1.7	6.58	+9.8	67.31	+5.2	8.972	-2.4	0.234	+3.5	72.55	+0.9	91.18	-4.5

大于 51.235 MPa。结合上述建议保持 $\tau_{cs} / \sigma_{cn} = 2$ ，则取 $\tau_{cs} = 90$ MPa，并进行三轴试验以验证。结果表明，3 号参数中，巴西抗拉强度模拟值偏大，其余参数模拟效果较好。

5 结 论

本文基于理论推导与数值模拟的结果，建立了适用于颗粒流 CBM 模型的半解析查表法。结果表明：

- (1)代表性单元体与实际颗粒流模型具有相同的宏、细观参数变化规律。
- (2)各系数的理论值与拟合值基本相符，但部分与刚度比相关的系数呈现较大差异。
- (3)半解析查表法包含两部分内容，一是文中具体的参数标定步骤；二是在参数微调过程中，利用宏-细观参数的内在关联判断调整方向，这些内在关联可通过理论分析的结果获得。
- (4)半解析查表法提出了明确的参数标定顺序及标定方式。应用结果表明：半解析查表法能够快速且较为准确的获得岩石材料的细观参数值。

参考文献：

[1] HUANG H. Discrete Element Modeling of Tool-Rock Interaction[D]. Minnesota: University of Minnesota, 1999.

[2] YANG B D, JIAO Y, LEI S T. A study on the effects of microparameters on macroproperties for specimens created by bonded particles[J]. Engineering Computations, 2006, 23(6): 607-631.

[3] 丛 宇, 王在泉, 郑颖人, 等. 基于颗粒流原理的岩石类材料细观参数的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2015(6): 1031-1040. (CONG Yu, WANG Zaiquan, ZHENG Yingren, et al. Experimental study on microscopic parameters of brittle materials based on particle flow theory[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2015(6): 1031-1040. (in Chinese))

[4] 刘新荣, 傅 晏, 郑颖人, 等. 颗粒流细观强度参数与岩石断裂韧度之间的关系[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(10): 2084-2089. (LIU Xinrong, FU Yan, ZHENG Yingren,

et al. Relation between meso-parameters of particle flow code and fracture toughness of rock[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(10): 2084-2089. (in Chinese))

[5] 陈亚东, 于 艳, 余跃心. PFC^(3D)模型中砂土细观参数的确定方法[J]. 岩土工程学报, 2013, 35(增刊 2):88-93. (CHEN Yadong, YU Yan, SHE Yuexin. Method for determining mesoscopic parameters of sand in three-dimensional particle flow code numerical modeling[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2013, 35(S2):88-93. (in Chinese))

[6] YOON J. Application of experimental design and optimization to PFC model calibration in uniaxial compression simulation[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2007, 44(6): 871-889.

[7] WANG M, LU Z X, WAN W, et al. A calibration framework for the microparameters of the DEM model using the improved PSO algorithm[J]. Advanced Powder Technology, 2021, 32(2): 358-369.

[8] WANG M, LU Z X, ZHAO Y L, et al. Calibrating microparameters of DEM models by using CEM, DE, EFO, MFO, SSO algorithms and the optimal hyperparameters[J]. Computational Particle Mechanics, 2024, 11(2): 839-852.

[9] 石 崇, 徐卫亚. 颗粒流数值模拟技巧与实践[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015. (SHI Chong, XU Weiya. Numerical Simulation Skills and Practice of Particle Flow[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015. (in Chinese))

[10] MIAO L L, LIU X R, FU Y. Approach for determining micro-strength parameters of rock based on particle flow code[J]. Scientific Reports, 2024, 14(1): 11230.

[11] 傅 晏. 干湿循环水岩相互作用下岩石劣化机理研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2010. (FU Yan. Study on the Mechanism of Rock Deterioration under the Interaction of Dry-Wet Circulating Water and Rock[D]. Chongqing: Chongqing University, 2010. (in Chinese))