DOI:10.11918/201812179

粒状土与结构接触面多重剪切边界面模型

方火浪,王文杰,施可南

(浙江大学 建筑工程学院,杭州 310058)

摘 要: 针对工程中存在大量的土与结构物相互作用,使接触面的力学特性对土体和结构物的受力变形及其相互作用产生重要影响的问题,利用塑性滑移理论,将粗粒土与结构接触面的宏观变形分解为一个宏观法向变形和剪切面内一系列不同方向分布的相互独立虚拟微观剪切变形;通过虚功原理,在粒状土的状态相关和边界面弹塑性理论框架内建立一个粗粒土与结构接触面的多重剪切边界面模型.每个微观剪切变形包含一个微观剪应力-应变关系和一个微观应力-剪胀关系.引入一个与接触面土体密度和法向应力相关的状态参数,用以描述不同状态下土与结构接触面的变形和强度特性.对不同粗粒土与结构接触面在二维或三维应力条件下的单调和循环剪切试验进行模拟计算,模型预测与试验结果吻合良好,说明模型能够合理地描述粗粒土与结构接触面的非线性力学行为.

关键词: 土与结构接触面;多重剪切;边界面;剪胀;临界状态

中图分类号: TU43 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2020)11-0080-08

A multi-shear bounding surface model for coarse granular soil-structure interfaces

FANG Huolang, WANG Wenjie, SHI Kenan

(College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: There are a great number of soil-structure interaction problems during construction, and the mechanical characteristics of the interfaces may have significant effects on the forced deformation and interactions of soil-structure systems. Hence, following the slip theory of plasticity, the macro deformation of soil-structure interfaces was decomposed into a macro normal deformation and a series of orientated micro shear deformations associated with virtual micro shear structures in the shear plane. Based on the principle of virtual work, a multi-shear bounding surface model for coarse granular soil-structure interfaces was established in consideration of the states of coarse granular soil and within the framework of bounding surface elasto-plastic theory. Each micro shear response contains a stress-strain relation and a stress-dilatancy relation at a micro level. By introducing a state parameter dependent on soil density and normal stress, the model was used for characterizing the deformation and strength characteristics of soil-structure interfaces in different states. The effectiveness of the model was confirmed by simulating the available published interface tests between coarse granular soil and structure interfaces subjected to monotonic and cyclic loadings for two- and three-dimensional stress paths.

Keywords: soil-structure interface; multi-shear; bounding surface; dilatancy; critical state

土木、水利、交通等工程中存在着大量的土与结构相互作用问题,合理地描述土与结构接触面的力学特性,对于正确地评价土与结构相互作用具有重要意义.为探讨土与结构接触面的变形和强度特性,国内外学者进行了大量的试验研究[1-9],建立了不同的本构模型[10-22].张嘎等[3-4]进行了粗粒土与混凝土接触面及粗粒土与钢板接触面的单调与循环剪切试验,研究了接触面的变形与强度特性;侯文峻[6]和冯大阔等[7]通过粗粒土与钢板接触面的单调和循环剪切试验,研究了不同法向应力下接触面的剪应力-剪切位移、法向位移-剪切位移关系的变化规律;朱俊高等[8]对土-混凝土接触面以及土-泥皮-混凝土接触面的变形与强度特性进行了单剪试验研究;张冬霁等[11]在分析接触面变形及破坏机理的基础上,不考虑切向与法向作用的耦合影响,建立了接触面双曲线本构模型;张嘎等[12-13]在粗粒土与结构面剪切试验的基础上,建立了能够统一描述软化、剪胀与剪缩的损伤模型;彭凯等[16]利用塑性状态方程取代传统屈服面,采用分段函数建立了能考虑应变软化的接触面弹塑性本构模型;刘京茂等[17-18]在广义塑性模型的框架内,把 Liu 等[14-15]提出的二维接触面模型发展成一个状态相关的三维弹塑性接触面模型,使模型可以用一组参数较好地反映在不同围压和不同密度条件下接触面的单调和

收稿日期: 2018-12-15
基金项目: 国家自然科学基金(51878605)
作者简介: 方火浪(1962—),男,研究员
通信作者: 方火浪,fanghuolang@zju.edu.cn

循环剪切三维变形特性. 路德春等[19]基于土与结构接触面变形特性分析，将接触面土体的剪切滑动面与单元体三维应力状态下的八面体面相对应，通过土的三维弹塑性模型在八面体面上的剪切应力-应变关系，建立了接触面土体剪应力-应变关系；Saberi 等[21-22]提出了状态相关的二维接触面弹塑性模型，并对不同土与结构接触面的单调和循环剪切试验进行了模拟验证.

以上模型适用于单向剪切或正交两向剪切的接触面问题. 为了能处理任意方向剪切以及加载过程中剪切方向可变的接触面问题，本文利用塑性滑移理论，将土与结构接触面的宏观变形与宏观法向变形和剪切面内不同方向的虚拟微观剪切变形之间建立联系；通过虚功原理，在粒状土的状态相关和边界面弹塑性理论框架内建立一个粗粒土与结构接触面的多重剪切边界面模型；对不同土与结构接触面的单调与循环剪切试验进行数值模拟与比较，以验证模型的有效性.

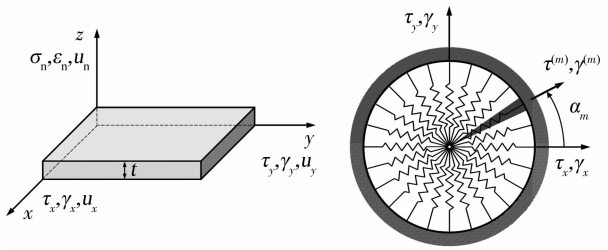
1　本构模型

1.1　多重剪切模型框架

土与结构接触面受到外部荷载作用时土体内部颗粒相互摩擦与挤压，变形复杂. 如图 1(a)所示，取一个厚度为 t 的接触面单元，应力和应变矢量分别定义为 $\boldsymbol{\sigma}=(\sigma_{\mathrm{n}}\ \tau_x\ \tau_y)^{\mathrm{T}}$ 和 $\boldsymbol{\varepsilon}=(\varepsilon_{\mathrm{n}}\ \gamma_x\ \gamma_y)^{\mathrm{T}}$，式中，$\sigma_{\mathrm{n}}$、$\tau_x$ 和 τ_y 分别为法向应力、X 向剪应力和 Y 向剪应力，ε_{n}、γ_x 和 γ_y 分别为法向应变、X 向剪应变和 Y 向剪应变. 法向应变和剪应变分量分别定义为 $\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{n}}=\mathrm{d}u_{\mathrm{n}}/t$、$\mathrm{d}\gamma_x=\mathrm{d}u_x/t$ 和 $\mathrm{d}\gamma_y=\mathrm{d}u_y/t$，式中，$u_{\mathrm{n}}$、$u_x$ 和 u_y 分别为法向位移、X 向剪切位移和 Y 向剪切位移. 根据塑性滑移理论，将土与结构接触面的宏观剪切变形分解为剪切面内一系列不同方向分布的虚拟微观剪切变形. 如图 1(b)所示，单位圆被分割成一系列具有相同角度的扇形. 对应每一扇形，定义一个微观剪切机构，用来描述一维微观剪切变形. 宏微观剪应变关系为 $\boldsymbol{\gamma}^{(m)}=\boldsymbol{n}^{(m)}\boldsymbol{\varepsilon}$，式中，$\boldsymbol{\gamma}^{(m)}$ 为第 m 个微观剪切机构的微观剪应变，$\boldsymbol{n}^{(m)}=(0\ \cos\alpha_m\ \sin\alpha_m)^{\mathrm{T}}$ 代表第 m 个微观剪切机构的方向矢量. 将第 m 个微观剪应力表示为 $\tau^{(m)}$，其方向与微观剪应变方向一致. 假定各微观剪切机构相互独立，并且每个机构内微观剪应力和剪应变均匀分布. 利用虚功原理，宏观应力增量可表示为

$$\mathrm{d}\boldsymbol{\sigma}=\mathrm{d}\sigma_{\mathrm{n}}\boldsymbol{n}^{(0)}+\frac{1}{M}\sum_{m=1}^{M}\mathrm{d}\tau^{(m)}\boldsymbol{n}^{(m)}. \tag{1}$$

式中：$\boldsymbol{n}^{(0)}=(1\ 0\ 0)^{\mathrm{T}}$ 为法向应力的方向矢量，M 为微观剪切机构的数量.



(a) 接触面单元　　(b) 多重剪切模型

图 1　多重剪切模型示意

Fig. 1　Illustration of multi-shear model

1.2　状态参数

试验与微观力学数值分析表明，应力水平和孔隙率会对粗粒土的力学特性产生较大影响. 根据 Been 等[23]的研究，这种影响可用状态参数 ψ 来考虑，定义为

$$\psi=e-e_{\mathrm{c}}. \tag{2}$$

式中 e 和 e_{c} 分别为粗粒土的孔隙比和临界状态孔隙比. 孔隙比增量定义为 $\mathrm{d}e=(\mathrm{d}u_{\mathrm{n}}/t)(1+e)$. 根据粗粒土的试验研究，临界状态孔隙比可表示为

$$e_{\mathrm{c}}=e_{\Gamma}-\lambda_{\mathrm{c}}\ln(\sigma_{\mathrm{n}}/p_{\mathrm{a}}). \tag{3}$$

式中：e_{Γ} 和 λ_{c} 为与临界状态相关的材料参数，p_{a} 为标准大气压.

1.3　宏微观应力-应变关系

如图 2(a)所示，在宏观应力空间中定义 4 个应力状态面，即边界面、临界状态面、剪胀面和最大应力比面. 其中，边界面限制接触面所能达到的极限应力状态，接触面的应力状态不能在边界面外；临界状态面表示接触面的应力已达到临界状态；剪胀面控制接触面的剪胀剪缩，当应力状态位于剪胀面内时接触面发生剪缩，位于剪胀面外时接触面发生剪胀；最大应力比面为历史最大屈服面，用于反映应力比历史对接触面变形的影响. 4 个应力状态面方程可表示为

$$f_i=\sqrt{\tau_x^2+\tau_y^2}-M_i\sigma_{\mathrm{n}}=0,i=\mathrm{b},\mathrm{c},\mathrm{d},\mathrm{m}. \tag{4}$$

式中：f_{b}、f_{c}、f_{d} 和 f_{m} 分别代表宏观应力空间中的边界面、临界状态面、剪胀面和最大应力比面；M_{b}、M_{c}、M_{d} 和 M_{m} 分别为边界、临界状态、剪胀和最大应力比参数. 宏观应力比定义为 $R=\sqrt{\tau_x^2+\tau_y^2}/\sigma_{\mathrm{n}}$. M_{m} 取宏观应力比 R 的历史最大值，M_{b} 和 M_{d} 与 M_{c} 的关系可表示为[24]

$$M_{\mathrm{b}}=M_{\mathrm{c}}\exp(\langle -n_{\mathrm{b}}\psi\rangle), \tag{5}$$

$$M_{\mathrm{d}}=M_{\mathrm{c}}\exp(n_{\mathrm{d}}\psi). \tag{6}$$

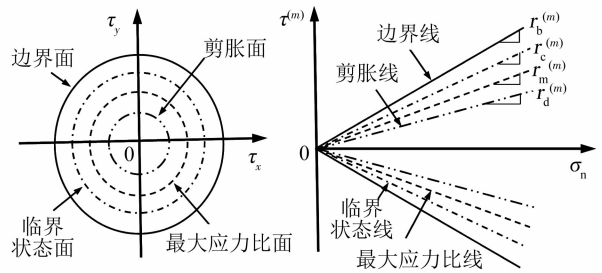
式中：n_{b} 和 n_{d} 为模型参数，反映 M_{b} 和 M_{d} 随状态参数 ψ 的变化；$\langle x\rangle$ 代表当 $x<0$ 时 $\langle x\rangle=0$，当 $x>0$ 时 $\langle x\rangle=x$.

与宏观应力状态面类似,在微观剪应力-法向应力平面中定义 4 个微观应力状态线,即边界线、临界状态线、剪胀线和最大应力比线,见图 2(b). 各状态线的定义与宏观应力状态面类似,4 个应力状态线方程可表示为

$$f_i^{(m)} = \tau^{(m)} - r_i^{(m)}\sigma_n = 0, i = b, c, d, m. \tag{7}$$

式中:$f_b^{(m)}$、$f_c^{(m)}$、$f_d^{(m)}$ 和 $f_m^{(m)}$ 分别代表第 m 个微观剪切机构的微观边界线、临界状态线、剪胀线和最大应力比线. $r_b^{(m)}$、$r_c^{(m)}$、$r_d^{(m)}$ 和 $r_m^{(m)}$ 分别为第 m 个微观剪切机构的微观边界、临界状态、剪胀和最大应力比参数. 第 m 个微观剪切机构的微观应力比定义为 $r^{(m)} = \tau^{(m)}/\sigma_n$. $r_m^{(m)}$ 取微观应力比 $r^{(m)}$ 的历史最大值,$r_b^{(m)}$、$r_c^{(m)}$ 和 $r_d^{(m)}$ 与相应宏观应力比参数的关系可表示为

$$r_i^{(m)} = \frac{MM_i}{\sum_{m=1}^{M} |\cos\alpha_m|}, i = b, c, d. \tag{8}$$



(a) 宏观应力状态面 (b) 微观应力状态线

图 2 宏微观应力状态

Fig. 2 Macro and micro stress states

宏观法向应变与法向应力的关系可表示为

$$d\varepsilon_n - d\varepsilon_{nd} = \frac{d\sigma_n}{K}. \tag{9}$$

式中:ε_{nd} 为由剪胀引起的法向应变,K 为法向模量,可表示为

$$K = \left(\frac{1}{K_e} + \frac{1}{K_p}h(\sigma_n - \sigma_{nm})\frac{\langle d\sigma_n\rangle}{|d\sigma_n|}\right)^{-1}. \tag{10}$$

式中:K_e 为法向弹性模量,K_p 为法向塑性模量,$h(x)$ 为阶梯函数,σ_{nm} 为最大法向应力.

法向弹性模量可取为[24-26]

$$K_e = \frac{1+e}{\kappa}p_a\left(\frac{\sigma_n}{p_a}\right)^{0.5}. \tag{11}$$

式中:κ 为与法向膨胀相关的材料参数,可表示为 $\kappa = \kappa_0 (1+e)^2/(2.97-e)^2$,其中 κ_0 为材料常数.

法向塑性模量可取为[24-26]

$$K_p = \frac{1+e}{\lambda-\kappa}p_a\left(\frac{\sigma_n}{p_a}\right)^{0.5}\left(\frac{M_c}{M_c - R}\right). \tag{12}$$

式中:λ 为与法向压缩相关的材料参数,可表示为 $\lambda = \lambda_0 (1+e)^2/(2.97-e)^2$,其中 λ_0 为材料常数.

由剪胀引起的宏观法向应变增量 $d\varepsilon_{nd}$ 等于所有由剪胀引起的微观法向应变增量之和,即

$$d\varepsilon_{nd} = \frac{1}{M}\sum_{m=1}^{M} d\varepsilon_{nd}^{(m)}. \tag{13}$$

式中 $\varepsilon_{nd}^{(m)}$ 为由剪胀引起的第 m 个微观剪切机构的法向应变. 根据张嘎等[3-4]对土与结构接触面的单调和循环剪切试验研究,由剪胀引起的微观法向应变增量可表示为

$$d\varepsilon_{nd}^{(m)} = d_1(\pm r_d^{(m)} - r^{(m)})d\gamma_p^{(m)}. \tag{14}$$

式中:d_1 为模型参数;$\gamma_p^{(m)}$ 为第 m 个微观剪切机构的微观塑性剪应变;±:在 $d\gamma_p^{(m)} > 0$ 时取正,在 $d\gamma_p^{(m)} < 0$ 时取负. 为了更好地模拟循环加载过程中的剪胀与剪缩,式(8)中的微观剪胀应力比修正为

$$r_d^{(m)} = \frac{MM_c}{\sum_{m=1}^{M}|\cos\alpha_m|}\exp\left(\frac{n_d\psi}{1+(\gamma_{pcr}^{(m)})^{d_2}}\right). \tag{15}$$

式中:d_2 为模型参数,$\gamma_{pcr}^{(m)} = \int|d\gamma_p^{(m)}|$ 为第 m 个微观剪切机构的微观塑性剪应变累积值.

微观剪应变增量可分为弹性和塑性两部分,即

$$d\gamma^{(m)} = d\gamma_e^{(m)} + d\gamma_p^{(m)}. \tag{16}$$

式中 $\gamma_e^{(m)}$ 为第 m 个微观剪切机构的微观弹性剪应变. 根据边界面弹塑性理论[24-26],微观弹性剪应变和微观塑性剪应变的增量可分别表示为

$$d\gamma_e^{(m)} = \frac{1}{G_e^{(m)}}d\tau^{(m)}, \tag{17}$$

$$d\gamma_p^{(m)} = \frac{1}{G_p^{(m)}}\sigma_n dr^{(m)} + \frac{1}{H_p^{(m)}}h(\sigma_n - \sigma_{nm})\frac{\langle d\sigma_n\rangle}{|d\sigma_n|}r^{(m)}d\sigma_n. \tag{18}$$

式中:$G_e^{(m)}$ 为第 m 个微观剪切机构的微观弹性剪切模量,$G_p^{(m)}$ 为与微观应力比相关的第 m 个微观剪切机构的微观塑性剪切模量,$H_p^{(m)}$ 为与法向应力相关的第 m 个微观剪切机构的微观塑性剪切模量.

宏微观弹性剪切模量的关系可表示为

$$G_e^{(m)} = \frac{MG_e}{\sum_{m=1}^{M}\cos^2\alpha_m}. \tag{19}$$

式中 G_e 为宏观弹性剪切模量,可取为[27]

$$G_e = G_0\frac{(2.97-e)^2}{1+e}p_a\left(\frac{\sigma_n}{p_a}\right)^{0.5}. \tag{20}$$

式中 G_0 为材料参数.

与微观应力比相关的微观塑性剪切模量可表示为[24-26]

$$G_p^{(m)} = h_1 G_e^{(m)}\left(\frac{r_b^{(m)}\overline{\rho}_1^{(m)}}{r_m^{(m)}\rho_1^{(m)}} - 1\right). \tag{21}$$

式中：h_1 为模型参数；$\bar{\rho}_1^{(m)}$ 和 $\rho_1^{(m)}$ 为第 m 个微观剪切机构的状态变量，定义为 $\bar{\rho}_1^{(m)} = |\pm r_m^{(m)} - r_r^{(m)}|$ 和 $\rho_1^{(m)} = |r^{(m)} - r_r^{(m)}|$，见图 3；$r_r^{(m)}$ 为第 m 个微观剪切机构的初始加载点或后续循环加载最近转折点的微观应力比；±：在 $\mathrm{d}r^{(m)} > 0$ 时取正，在 $\mathrm{d}r^{(m)} < 0$ 时取负.

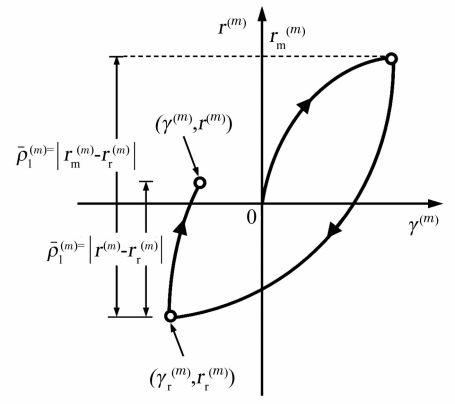


图 3　微观应力比映射规则

Fig. 3　Mapping rule of micro stress ratio

与法向应力相关的微观塑性剪切模量可表示为[24-26]

$$H_p^{(m)} = h_2 G_e^{(m)} \frac{r_c^{(m)} \bar{\rho}_2}{r^{(m)} \rho_2}. \tag{22}$$

式中：h_2 为模型参数；$\bar{\rho}_2$ 和 ρ_2 为状态变量，定义为 $\bar{\rho}_2 = |\sigma_{nm} - \sigma_{nr}|$ 和 $\rho_2 = |\sigma_n - \sigma_{nr}|$；$\sigma_{nr}$ 为初始加载点或后续循环加载最近转折点的法向应力.

1.4　宏观应力-应变关系

根据微观应力比的定义，利用式(16) ~ (18)，微观剪应力可表示为

$$\mathrm{d}\tau^{(m)} = G^{(m)} \mathrm{d}\gamma^{(m)} + (1 - G^{(m)}/H^{(m)}) r^{(m)} \mathrm{d}\sigma_n. \tag{23}$$

式中

$$G^{(m)} = \left(\frac{1}{G_e^{(m)}} + \frac{1}{G_p^{(m)}} \right)^{-1}, \tag{24}$$

$$H^{(m)} = \left(\frac{1}{G_e^{(m)}} + \frac{1}{H_p^{(m)}} h(\sigma_n - \sigma_{nm}) \frac{\langle \mathrm{d}\sigma_n \rangle}{|\mathrm{d}\sigma_n|} \right)^{-1}. \tag{25}$$

从式(13)、(14)、(16) ~ (18)和(23)，可得

$$\mathrm{d}\varepsilon_{nd} = \frac{1}{M} \sum_{m=1}^{M} d_r^{(m)} \left\{ \left(1 - \frac{G^{(m)}}{G_e^{(m)}}\right) \mathrm{d}\gamma^{(m)} - \frac{1}{G_e^{(m)}} \left(1 - \frac{G^{(m)}}{H^{(m)}}\right) r^{(m)} \mathrm{d}\sigma_n \right\}. \tag{26}$$

式中 $d_r^{(m)} = d_1(\pm r_d^{(m)} - r^{(m)})$.

式(26)代入式(9)可得

$$\mathrm{d}\sigma_n = K_1 \left\{ \mathrm{d}\varepsilon_n - \frac{1}{M} \sum_{m=1}^{M} d_r^{(m)} \left(1 - \frac{G^{(m)}}{G_e^{(m)}}\right) \mathrm{d}\gamma^{(m)} \right\}. \tag{27}$$

式中

$$K_1 = \frac{KM}{M - K \sum_{m=1}^{M} d_r^{(m)} (1 - G^{(m)}/H^{(m)})/G_e^{(m)}}. \tag{28}$$

利用式(1)、(23)和(27)，宏观应力-应变增量关系可表示为

$$\mathrm{d}\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D} \mathrm{d}\boldsymbol{\varepsilon}. \tag{29}$$

式中 $\boldsymbol{D}$ 为弹塑性应力-应变刚度矩阵，表示为

$$\boldsymbol{D} = K_1 \boldsymbol{A} \boldsymbol{n}^{(0)\mathrm{T}} + \frac{1}{M} \sum_{m=1}^{M} (-Q^{(m)} \boldsymbol{A} + G^{(m)} \boldsymbol{n}^{(m)}) \boldsymbol{n}^{(m)\mathrm{T}}. \tag{30}$$

式中

$$\boldsymbol{A} = \boldsymbol{n}^{(0)} + \frac{1}{M} \sum_{m=1}^{M} r^{(m)} (1 - G^{(m)}/H^{(m)}) \boldsymbol{n}^{(m)}, \tag{31}$$

$$Q^{(m)} = K_1 d_r^{(m)} (1 - G^{(m)}/G_e^{(m)}). \tag{32}$$

2　模型参数的确定

本模型共计 12 个参数，分别为：弹性模量参数 G_0 和 κ_0；临界状态参数 M_c、e_Γ 和 λ_c；塑性模量参数 h_1、h_2、n_b 和 λ_0；剪胀参数 d_1、d_2 和 n_d. 各参数可按以下方法确定：G_0 由剪应力-剪切位移曲线的初始斜率计算得出；λ_0 和 κ_0 分别由法向应力-法向位移关系的加载曲线和卸载曲线求得，κ_0 也可以用法向弹性模量与弹性剪切模量的线性关系和泊松比计算得出；M_c、e_Γ 和 λ_c 由处于临界状态下的剪应力-剪切位移、法向应力-法向位移关系确定；n_b 由式(5)求得，其中 M_b 和 ψ 分别取应力比达到最大值时的应力比值和 ψ 值；n_d 由式(6)求得，其中 M_d 和 ψ 分别取相变状态时的应力比值和 ψ 值；h_1、h_2、d_1 和 d_2 可用试错法，对剪应力-剪切位移、法向应力-法向位移等关系的试验结果进行模拟计算予以确定.

3　模型验证

利用建立的多重剪切边界面模型，对破碎砾石料与混凝土接触面的二维单调和循环剪切试验[3-4,12-13]以及破碎堆石料与钢板接触面的二维和三维单调剪切试验[6]进行模拟计算. 破碎砾石料试样的平均粒径和初始孔隙比分别为 10 mm 和 0.271，接触面厚度可取为 100 mm(10 倍平均粒径[28])．破碎堆石料试样的平均粒径和初始孔隙比分别为 7.5 mm 和 0.467，接触面厚度可取为 75 mm. 利用上节所述方法和试验数据确定模型参数值，结果如表 1 所示，其中 $\lambda_0 = 2\kappa_0$.

表 1 模型参数

Tab. 1 Model parameters

接触面	弹性模量参数		临界状态参数			剪胀参数				塑性模量参数			
	G_0	κ_0	M_c	e_Γ	λ_c	d_1(初始循环)	d_1(后续循环)	d_2	n_d	λ_0	h_1	h_2	n_b
土-混凝土	16.8	0.041	0.880	0.270	0.010 0	0.5	0.2	2.2	3.0	0.082	0.41	0.5	1.0
土-钢板	15.0	0.046	0.675	0.520	0.022 3	1.5	1.5	0	3.0	0.092	2.00	0.5	3.0

图 4 为破碎砾石料-混凝土接触面在 100,600,1 000 和 2 000 kPa 法向应力作用下二维单调剪切的试验结果[13]和模型预测. 可以看出,模型可以较好地反映不同法向应力作用下的接触面剪切变形和法向变形行为. 为了探讨 M 对计算结果的影响,图 4 中列出了法向应力为 2 000 kPa、M 取不同值时的模拟结果. 可以看出,M 为 24 和 36 时,两者的计算结果几乎相同,因此,本文取 24.

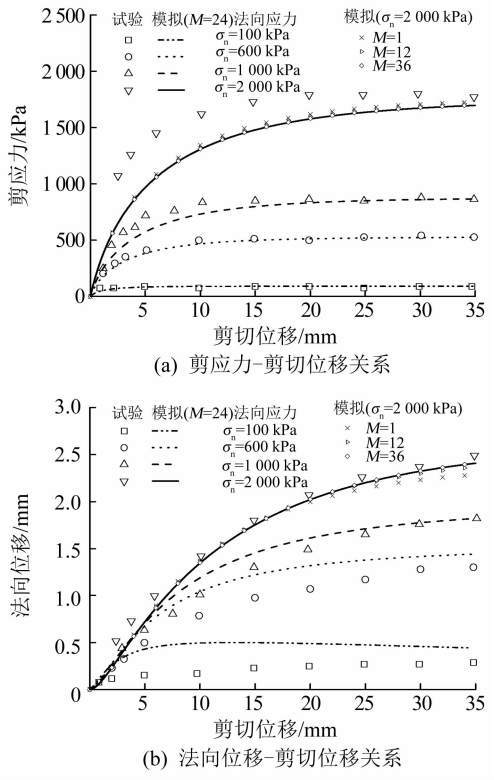


图 4 砾石料-混凝土接触面二维单调剪切试验模拟

Fig. 4 Simulation of 2D monotonic shear test for gravel-concrete interfaces

图 5,6 分别为破碎砾石料-混凝土接触面在 600 和 2 000 kPa 法向应力作用下二维循环剪切的试验结果[13]和模型预测. 从两图可以看出,模型预测与试验结果吻合较好,模型不仅较好地模拟了剪应力-剪切位移的循环变化规律,而且合理地描述了法向变形的循环累积压缩行为,即法向位移随循环次数的增加而增大,但其增长速率随循环次数的增加而减小.

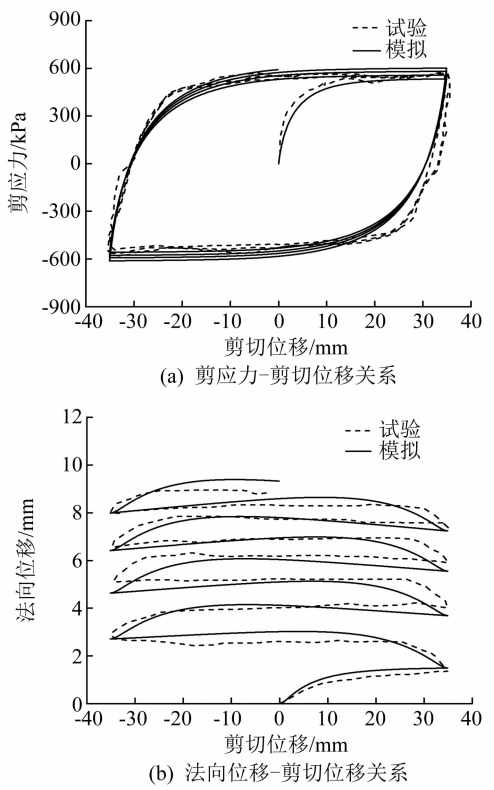
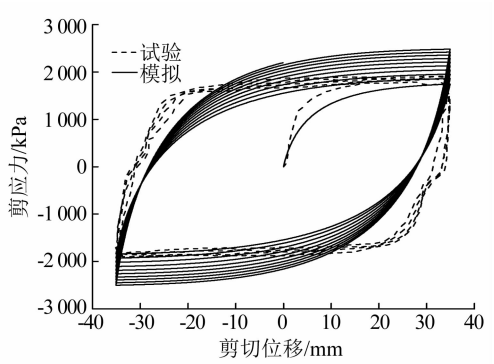


图 5 法向应力 600 kPa 作用下砾石料-混凝土接触面二维循环剪切试验模拟

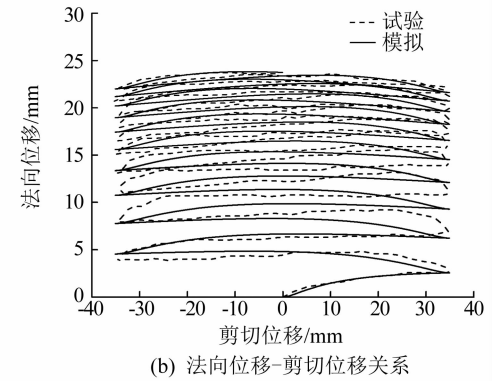
Fig. 5 Simulation of 2D cyclic shear test for gravel-concrete interfaces at σ_n = 600 kPa

图 7 为破碎堆石料-钢板接触面在 200,400,700 和 1 000 kPa 法向应力作用下二维单调剪切的试验结果[6]和模型预测. 可以看出,接触面剪切变形和法向变形的预测值与试验结果吻合较好,模型较准确地描述了低法向应力下以剪胀为主、高法向应力下以剪缩为主的剪胀特性.

图 8 为破碎堆石料-钢板接触面在 400 kPa 法向应力作用下双向单调剪切的试验结果[6]和模型预测. 图 8(a)为双向剪切的应力控制条件,剪切角定义为 $\theta = \arctan(\tau_y/\tau_x)$. 图 8(b) ~8(f)分别为剪切角等于 60°时的 Y 向剪切位移-X 向剪切位移、X 向剪应力-X 向剪切位移、Y 向剪应力-Y 向剪切位移、法向位移-X 向剪切位移和法向位移-Y 向剪切位移关系的试验结果和模型预测,图 8(g)和 8(h)



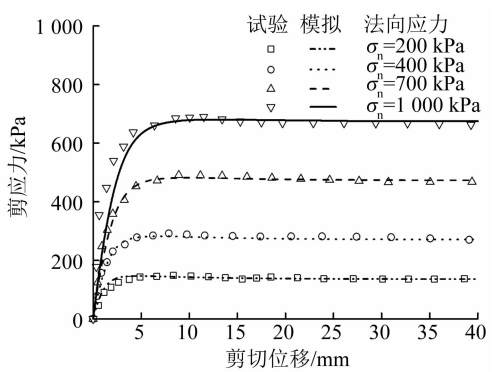
(a) 剪应力-剪切位移关系



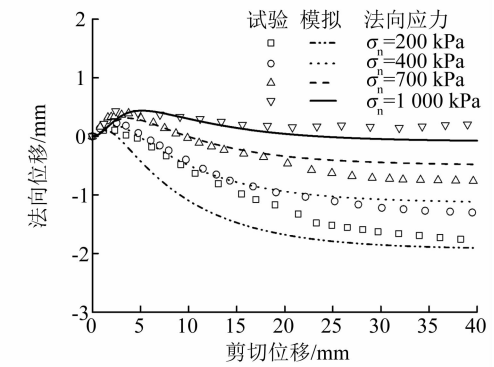
(b) 法向位移-剪切位移关系

图 6　法向应力 2 000 kPa 作用下砾石料-混凝土接触面二维循环剪切试验模拟

Fig. 6　Simulation of 2D cyclic shear test for gravel-concrete interfaces at $\sigma_n = 2\ 000$ kPa



(a) 剪应力-剪切位移关系

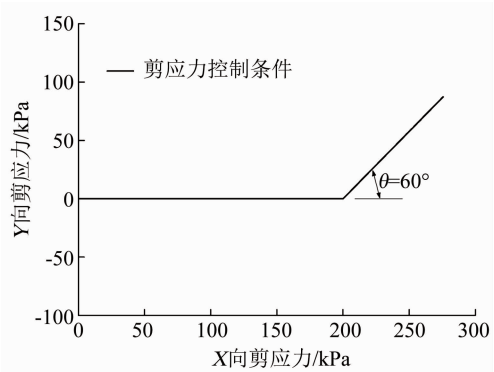


(b) 法向位移-剪切位移关系

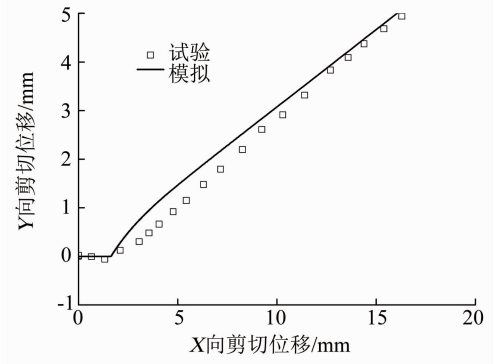
图 7　堆石料-钢板接触面二维单调剪切试验模拟

Fig. 7　Simulation of 2D monotonic shear test for rockfill-steel interfaces

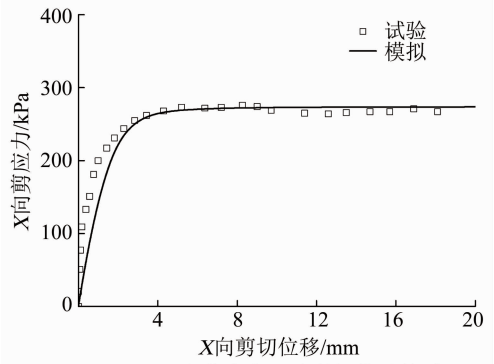
分别为 0°、30°、60°和 90°剪切角下总剪应力-总剪切位移和法向位移-总剪切位移关系的试验结果和模型预测. 从这些图可以看出，模型预测与试验结果比较接近，表明本模型可以合理地描述双向剪切条件下各向剪应力-剪切位移、法向位移-剪切位移、总剪应力-总剪切位移和法向位移-总剪切位移关系的变化规律，较好地反映了接触面的三维非线性力学行为.



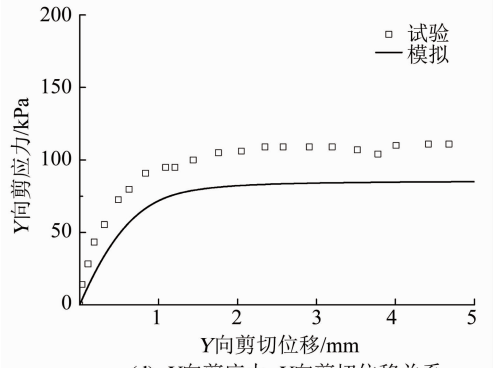
(a) Y向剪应力-X向剪应力关系



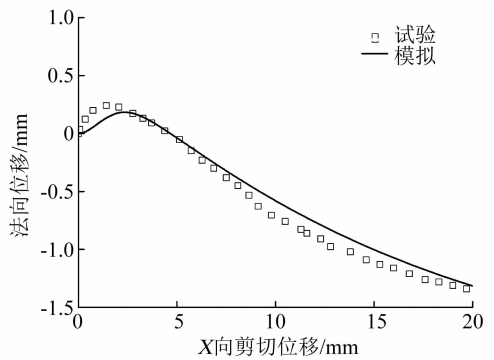
(b) Y向剪切位移-X向剪切位移关系



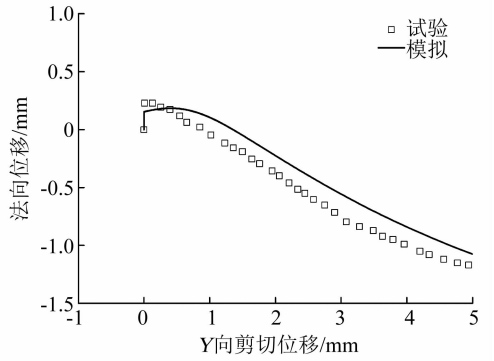
(c) X向剪应力-X向剪切位移关系



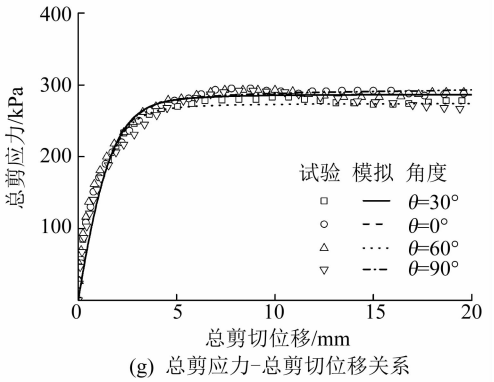
(d) Y向剪应力-Y向剪切位移关系



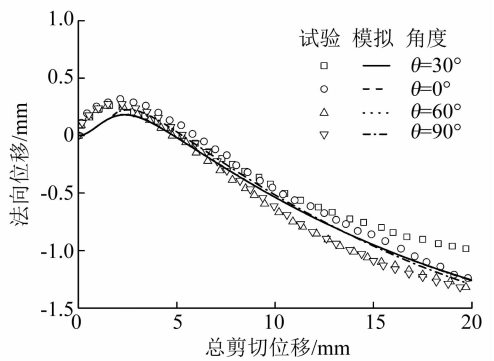
(e) 法向位移-X向剪切位移关系



(f) 法向位移-Y向剪切位移关系



(g) 总剪应力-总剪切位移关系



(h) 法向位移-总剪切位移关系

图 8 堆石料 - 钢板接触面三维单调剪切试验模拟

Fig. 8 Simulation of 3D monotonic shear test for rockfill-steel interfaces

4 结 论

1)提出了一个粗粒土与结构接触面的多重剪切边界面模型. 本模型把接触面的宏观变形分解为一个宏观法向变形和剪切面内一系列不同方向分布的相互独立虚拟微观剪切变形. 通过对不同方向一维力学行为的叠加,可以模拟任意方向剪切以及加载过程中剪切方向可变的三维接触面问题.

2)在模型中引入状态参数,以考虑法向应力和密度对接触面力学行为的综合影响,使模型既符合粗粒土的临界状态理论,又能用一组材料参数来模拟接触面在不同状态下的剪胀与剪缩特性.

3)使用本模型对不同粗粒土与结构接触面在二维或三维应力条件下的单调和循环剪切试验进行了模拟计算. 通过与试验结果的比较表明,模型能够反映法向和剪切方向的耦合效应,较准确地模拟接触面的非线性力学行为.

参考文献

[1] EVGIN E, FAKHARIAN K. Effect of stress paths on the behavior of sand-steel interfaces[J]. Canadian Geotechnical Journal, 1996, 33(6): 853. DOI: 10.1139/t96-116-336

[2] 胡黎明, 濮家骝. 土与结构物接触面物理力学特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2001, 23(4): 431
HU Liming, PU Jialiu. Experimental study on mechanical characteristics of soil-structure interface[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2001, 23(4): 431

[3] 张嘎, 张建民. 粗粒土与结构接触面单调力学特性的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(1): 21
ZHANG Ga, ZHANG Jianmin. Experimental study on monotonic behavior of interface between soil and structure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(1): 21

[4] 张嘎, 张建民. 循环荷载作用下粗粒土与结构接触面变形特性的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2004, 26(2): 254
ZHANG Ga, ZHANG Jianmin. Experimental study on cyclic behavior of interface between soil and structure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2004, 26(2): 254

[5] 周小文, 龚壁卫, 丁红顺, 等. 砾石垫层-混凝土接触面力学特性单剪试验研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 27(8): 876
ZHOU Xiaowen, GONG Biwei, DING Hongshun, et al. Large-scale simple shear test on mechanical properties of interface between concrete face and gravel underlayer[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2005, 27(8): 876

[6] 侯文峻. 土与结构接触面三维静动力变形规律与本构模型研究[D]. 北京: 清华大学, 2008
HOU Wenjun. Research on monotonic and cyclic behavior and constitutive model of three-dimensional soil-structure interface[D]. Beijing: Tsinghua University, 2008

[7] 冯大阔, 张嘎, 张建民, 等. 常刚度条件下粗粒土与结构接触面三维力学特性试验研究[J]. 岩土工程学报, 2009, 31(10): 1571
FENG Dakuo, ZHANG Ga, ZHANG Jianmin, et al. Experimental study on 3D cyclic behavior of soil-structure interface under constant normal stiffness condition[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2009, 31(10): 1571

[8] 朱俊高, SHAKIR R R, 杨有莲, 等. 土-混凝土接触面特性环剪单剪试验比较研究[J]. 岩土力学, 2011, 32(3): 692
ZHU Jungao, SHAKIR R R, YANG Youlian, et al. Comparison of behaviors of soil-concrete interface from ring-shear and simple shear tests[J]. Rock and Soil Mechanics, 2011, 32(3): 692

[9]袁运涛，施建勇. 土与结构界面位移特性静动力单剪试验研究[J]. 岩土力学，2011，32(6)：1707
YUAN Yuntao，SHI Jianyong. Study of displacement behavior of interface between soil and structure by static and dynamic simple shear tests[J]. Rock and Soil Mechanics，2011，32(6)：1707

[10]殷宗泽，朱泓，许国华. 土与结构材料接触面的变形及其数学模拟[J]. 岩土工程学报，1994，16(3)：14
YIN Zongze，ZHU Hong，XU Guohua. Numerical simulation of the deformation in the interface between soil and structural material[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering，1994，16(3)：14

[11]张冬霁，卢廷浩. 一种土与结构接触面模型的建立与应用[J]. 岩土工程学报，1998，20(6)：62
ZHANG Dongji，LU Tinghao. Establishment and application of an interface model between soil and structure[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering，1998，20(6)：62

[12]张嘎，张建民. 粗粒土与结构接触面统一本构模型及试验验证[J]. 岩土工程学报，2005，27(10)：1175
ZHANG Ga，ZHANG Jianmin. Unified modeling of soil-structure interface and its test confirmation[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering，2005，27(10)：1175

[13]ZHANG Ga，ZHANG Jianmin. Unified modeling of monotonic and cyclic behavior of interface between structure and gravelly soil[J]. Soils and Foundations，2008，48(2)：231. DOI：10.3208/sandf.48.231

[14]LIU Huabei，SONG Erxiang，LING H I. Constitutive modeling of soil-structure interface through the concept of critical state soil mechanics[J]. Mechanics Research Communications，2006，33(4)：515. DOI：10.1016/j.mechrescom.2006.01.002

[15]LIU Huabei，LING H I. Constitutive description of interface behavior including cyclic loading and particle breakage within the framework of critical state soil mechanics[J]. International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics，2008，32(12)：1495. DOI：10.1002/nag.682

[16]彭凯，朱俊高，冯树荣，等. 考虑剪胀与软化的接触面弹塑性模型[J]. 岩石力学与工程学报，2013，32(增刊2)：3978
PENG Kai，ZHU Jungao，FENG Shurong，et al. Elasto-plastic constitutive model of interface incorporating strain softening and dilatancy[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2013，32(S2)：3978

[17]LIU Jingmao，ZOU Degao，KONG Xianjing. A three-dimensional state-dependent model of soil-structure interface for monotonic and cyclic loadings[J]. Computers and Geotechnics，2014，61：166. DOI：10.1016/j.compgeo.2014.05.012

[18]刘京茂，孔宪京，邹德高. 接触面模型对面板与垫层间接触变形及面板应力的影响[J]. 岩土工程学报，2015，37(4)：700
LIU Jingmao，KONG Xianjing，ZOU Degao. Effects of interface models on deformation of interface between slab and cushion layer and slab stress of concrete faced rock fill dam[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering，2015，37(4)：700

[19]路德春，罗磊，王欣，等. 土与结构接触面土体软/硬化本构模型及数值实现[J]. 工程力学，2017，34(7)：41
LU Dechun，LUO Lei，WANG Xin，et al. Softening/hardening constitutive model for soil-structure interface and numerical implementation[J]. Engineering Mechanics，2017，34(7)：41

[20]STUTZ H，MASIN D，WUTTKE F. Enhancement of a hypoplastic model for granular soil-structure interface behaviour[J]. Acta Geotechnica，2016，11(6)：1249. DOI：10.1007/s11440-016-0440-1

[21]SABERI M，ANNAN C D，KONRAD J M，et al. A critical state two-surface plasticity model for gravelly soil-structure interfaces under monotonic and cyclic loading[J]. Computers and Geotechnics，2017，80：71. DOI：10.1016/j.compgeo.2016.06.011

[22]SABERI M，ANNAN C D，KONRAD J M. Constitutive modeling of gravelly soil-structure interface considering particle breakage[J]. Journal of Engineering Mechanics，2017，143(8). DOI：10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001246

[23]BEEN K，JEFFERIES M G. A state parameter for sands[J]. Géotechnique，1985，35(2)：99. DOI：10.1680/geot.1985.35.2.99

[24]LI X S. A sand model with state-dependent dilatancy[J]. Géotechnique，2002，52(3)：173. DOI：10.1680/geot.2002.52.3.173

[25]WANG Z L，DAFALIAS Y F，SHEN C K. Bounding surface hypoplasticity model for sand[J]. Journal of Engineering Mechanics，1990，116(5). DOI：10.1061/(ASCE)0733-9399(1990)116：5(983)

[26]FANG H L，ZHENG H，ZHENG Jun. Micromechanics-based multimechanism bounding surface model for sands[J]. International Journal of Plasticity，2017，90：242. DOI：10.1016/j.ijplas.2017.01.011

[27]RICHART F E，HALL J R，WOODS R D. Vibrations of soils and foundations[M]. Englewood Cliffs，NJ：Prentice-Hall，1970

[28]WANG Jianfeng，GUTIERREZ M S，DOVE J E. Numerical studies of shear banding in interface shear tests using a new strain calculation method[J]. International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics，2007，31(12)：1349. DOI：10.1002/nag.589

（编辑　刘　彤）