

土与结构接触面研究进展

李登华 郦能惠

(南京水利科学研究院 江苏 南京 210024)

摘要 综述国内外研究土与结构物相互作用方面的进展 ,包括接触面力学特性的室内试验、描述接触面性状的本构模型和接触面单元 ,对尚需进一步研究的难点进行探讨 ,提出了对接触面研究的一些看法。

关键词 接触面 ;试验仪器 ;接触面单元 ;本构关系 ;综述

中图分类号 :TU4 **文献标识码** :A **文章编号** :1006-764X(2009)S1-0168-06

在水利水电工程和土木工程中 ,经常会遇到土与结构物相互作用的问题 ,由于土与结构物 2 种材料性质差异很大 ,强度和变形特性相差悬殊 ,在荷载作用下可能沿两者接触面附近区域产生滑移和开裂 ,甚至出现不连续变形现象。因此正确分析土与结构物的相互作用、研究接触面的力学特性、并进行合理的数值模拟是至关重要的。混凝土面板堆石坝是近几十年来发展起来的新坝型 ,混凝土面板是此坝型的关键部位 ,国内外已出现过面板脱空、裂缝与挤压破坏的现象 ,研究面板与堆石体的相互作用以掌握面板的应力变形性状才能确保大坝安全。基于此长期以来国内外的学者从接触面试验和接触面数值模拟等方面对土与结构物的相互作用进行了广泛和深入的研究 ,取得了大量研究成果。

1 接触面的试验研究

1.1 常规直剪试验

直剪试验的剪切盒由上盒与下盒 2 部分组成 ,试验时分别把土样和结构材料装入上下盒内 ,施加竖向荷载 ,待土样固结后 ,推动剪切盒施加剪切力 ,量测上下盒相对位移和剪应力 ,研究接触面力学性质。其中主要成果有以下几点。① Potyondy^[1]于 1961 年采用直剪仪研究土体与多种建筑材料的接触面力学特性 ,首次提出用光滑和粗糙来定性描述建筑材料的表面粗糙度。② Clough 等^[2]采用标准直剪仪研究砂土与不同龄期混凝土材料的接触面问题 ,发现剪应力与位移符合双曲线关系 ,剪应力峰值随法向应力增加而增大。③ O'Rourke 等^[3] 1990 年

的试验结果表明直剪盒尺寸(盒边长 60~305 mm)对接触面摩擦角没有影响。④保华富等^[4]采用大型直剪仪(直径 310 mm)进行了粗粒土与混凝土接触面试验研究 ,结果表明混凝土表面粗糙度对接触面力学性质有较大影响。⑤王伟^[5]采用直剪仪研究了土体的含水率和结构物材料对土与结构物接触面特性的影响。⑥由于传统的直剪仪存在诸多的缺陷 ,Desai 等^[6]为了更好地研究在循环荷载下接触面变形性质 ,研制了下盒大、上盒小的大尺寸三维循环剪力仪 ,中间用橡皮套连接以避免人为限定剪切面的位置。⑦殷宗泽等^[7-8]、朱泓等^[9]采用装有“潜望镜”装置的直剪试验仪 ,发现接触面上的剪切变形情况是剪切破坏由剪切盒边缘向内部逐步发展的过程。⑧卢廷浩等^[10]在大型直剪试验中发现 ,当接触面较为粗糙时 ,在土与结构接触界面土体一侧存在剪切错动带 ,剪切过程中土体尤其是粗颗粒土出现明显剪胀/剪缩效应。张嘎等^[12]的试验结果也佐证了此点。⑨胡黎明等^[11]采用透明的直剪盒研究在不同相对粗糙度下接触面的物理力学性质 ,发现以某一相对粗糙度为界接触面表现出光滑和粗糙 2 种不同的力学和变形特性。⑩张嘎等^[12]研制了一种大型土与结构接触面循环加载剪切仪 ,该仪器接触面尺寸(50 cm×36 cm)较大 ,荷载达 200 kN、切向和法向位移分别为 10 cm 和 5 cm ,法向边界条件可以不同 ,分别为常压力、常位移和常刚度 ,用数字图像位移测量方法 ,发现在平均粒径 5~6 倍的范围内土颗粒有错动和翻滚现象。

直剪仪是假定土与结构接触面的破坏面就是土

与结构接触表面,然而在许多实际工程中发现接触面破坏往往发生在土与结构接触表面的附近一个区域内而不仅是在接触表面上,采用直剪仪来研究接触面的力学特性有其固有的局限性。

1.2 单剪试验

单剪仪的下剪切盒放置结构材料(混凝土或钢板等),上剪切盒由重叠的矩形钢环或铝环组成,内填土样,每个环均有一定厚度且叠环之间光滑,试验时推动下剪切盒施加剪切力。单剪仪能够较好地模拟接触面变形,近年来不少学者用此类仪器进行了接触面的研究。

为研究面板堆石坝面板与垫层之间接触面的力学特性,周小文等^[13]研制了剪切盒尺寸为 600 mm × 600 mm(长 × 宽)的大型单剪仪,发现按接触面剪切位移的变化可将接触面附近土体分为 3 部分,即接触界面、剪切带和应变带,剪切带厚度是垫层料平均粒径的 6.67 倍。接触界面的剪切应力与位移之间是双曲线关系。张治军等^[14]得到了类似的结论。但是高俊合等^[15]得出了不同的结论——剪切应力与位移之间呈近似线性关系,剪切位移与试样尺寸有关。

王伟^[5]采用改进的单剪仪,研究发现含水率、法向应力和正向剪切比对接触面正反剪切性能有较明显的影响,当法向应力和土的含水量较大时剪切破坏面发生在土体内部。

土与结构物的相互作用使得与结构物表面接触的一个区域内土体的应力变形性状有其特殊性,确切地讲接触面力学特性应该是接触区的力学特性更为合适。虽然单剪仪容许接触面和土体自身具有不同的剪切位移,然而不难发现单剪仪是多个直剪仪的叠加,还存在某些缺陷,例如,剪切破坏面依然是一些平行的面,无法直接量测到接触区的范围大小和土颗粒的变形情况等,所以对于接触面(区)的试验研究依然需要研制更符合接触区土体实际变形的仪器。

除了直剪仪、单剪仪,部分学者还利用其他仪器(如扭剪仪、共振柱仪等)进行接触面试验研究。Kishida 等^[16]通过一系列比较试验发现,采用环剪仪可以很好地模拟接触面实际力学特性,但是该仪器前期准备和操作相当复杂,容易引起很大的误差,其试验证明单剪仪试验结果与环剪仪试验结果具有一致性,直剪仪不适合用来研究接触面的性质。

1.3 接触面试验的影响因素

接触面的粗糙度对接面试验结果有较大的影响,所以如何定义粗糙度就成为研究接触面试验一个重要问题,Yoshimi 等^[17]指出相对粗糙度的量测长度应为试料的平均粒径 d_{50} ,相对粗糙度定义为

$$R_n = R_{\max}/d_{50}$$

式中: $R_{\max}$ 为在量测长度内最高点与最低点之间的法向距离。

Desai 提出表示相对粗糙度的表达式:

$$R_r = \frac{R_{st}}{R_{soil}}$$

式中: R_{st} 和 R_{soil} 分别为混凝土骨料与土的 $\frac{d_{60}d_{10}}{d_{50}}$ 。

周小文和胡黎明也有类似的表示粗糙度的参数。而 Frost 等^[18]则系统地研究了不同材料下粗糙度和材料硬度对剪应力峰值和残余剪切应力的影响。

接触面试验的试样尺寸是另一个影响因素,Bandis 等^[19]进行了尺寸分别为 40 cm × 40 cm、20 cm × 20 cm、10 cm × 10 cm 和 5 cm × 5 cm 共 4 组试样的对比试验,试验数据表明尺寸效应对接触面力学特性有很大的影响。Desai 等^[20]从理论上解释了该影响,认为试样尺寸的变化会对接触面的接触状态(点接触或面接触)产生影响,进而影响到接触面的力学特性。

Subba 等^[21]认为由于土料与结构物的相对位置所引起的接触面剪切破坏位置的不同仅存在于粗糙的接触面材料上,当结构物光滑时接触面剪切变形的的位置都在接触表面上。此外还认为边长为 60 mm 的方形直剪盒太小,存在明显的边界效应,更大的长方形剪盒可以提供理想的无约束条件,这样测得的数据才更符合实际。

胡黎明等^[22]进行了粗粒料接触面试验,发现当试样尺寸(D)与试料最大粒径($d_{\max}$)大于某一值时,试样缩尺对接触面强度的影响很小,粒径缩尺对接触面性状,包括剪切模量、剪胀和剪缩值都有较大的影响。

2 接触面本构关系

接触面本构模型是进行包含土与结构物相互作用的岩土工程数值计算的基础,人们对接触面性质的描述经历了由宏观到细观的过程,提出了许多接触面本构方程,主要有以下几种。

2.1 双曲线模型

双曲线模型即为非线性弹性模型,它假定全部变形都是弹性的,将弹性常数不再视为常量,而是看作随着应力状态而改变的变量,以此来反映变形的非线性,即把总变形中的塑性变形部分也作为弹性变形处理,通过弹性常数的调整来近似地考虑这部分塑性变形,有代表性的模型有 Clough 双曲线模型。

Clough 等^[23]在单剪试验结果的基础上,采用双曲线模拟剪应力与剪切位移的关系曲线,提出了接触面本构关系经验方程:

$$\tau = \frac{w_s}{a + bw_s}$$

式中: τ 为接触面上的平均剪应力; w_s 为接触面相对剪切位移; a, b 为经验系数, 与法向压力有关。从双曲线的几何性质可知, a 的倒数为应力应变曲线的初始斜率, 记为剪切刚度 K_{si} ; b 的倒数为应力应变曲线, 当应变趋于无限大时的应力值记为 τ_{ult} , 由试验曲线可知该值可表示为 $\tau_{ult} = \tau_f / R_f$, 其中 τ_f 为剪应力峰值, R_f 为折减系数。

该模型的确立是建立在直剪试验成果基础上的, 但是直剪试验得到的应力与位移曲线是假定接触面就是剪切面的条件下的宏观现象, 并没有真实地反映土与结构物的相互作用。

但是此本构模型直观简单, 参数容易确定, 因此该模型得到了广泛的应用。而后许多试验研究发现, 接触面的剪应力与剪切位移曲线依然具有类似双曲线的关系, 比如: 吴军帅等^[23]的动力循环单剪试验、张嘎等^[12]采用大型土与结构接触面循环加载剪切仪、张治军等^[14]使用长江科学院大型叠环单剪仪和周小文等^[13]采用大型单剪仪进行接触面研究时都发现了类似的规律, 使得该模型不断地被改进, 以期得到更合理的计算结果。

2.2 弹塑性模型

弹塑性模型把总的变形分为弹性变形和塑性变形 2 个部分, 用虎克定律计算弹性变形, 用塑性理论来解塑性变形, 将 2 部分合并即可推导出弹塑性本构模型, Boulon 提出的接触面本构模型即为这方面的代表。

Boulon 等^[24]在对比分析了土与结构接触面在常应力和常刚度下的直剪试验结果与土体在三轴排水和不排水下的试验结果的基础上, 推导了弹塑性硬化本构方程和比例型本构方程。

弹塑性硬化本构方程

$$\begin{Bmatrix} \dot{w}_p \\ \dot{u}_p \end{Bmatrix} = \frac{SB_p}{M(d + D)\sigma_n} \begin{bmatrix} 1 & d \\ d & d^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\tau} \\ \dot{\sigma}_n \end{Bmatrix}$$

比例型本构方程

$$\begin{Bmatrix} \dot{\tau} \\ \dot{\sigma}_n \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \dot{\tau}}{\partial \dot{w}} & \frac{\partial \dot{\tau}}{\partial \dot{u}} \\ \frac{\partial \dot{\sigma}_n}{\partial \dot{w}} & \frac{\partial \dot{\sigma}_n}{\partial \dot{u}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{w} \\ \dot{u} \end{Bmatrix}$$

其中 $d = \frac{\dot{u}_p}{\dot{w}_p}$ $\dot{u}_p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_n}$ $\dot{w}_p = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \tau}$

式中: S 为接触面宽度; D 为膨胀系数, 可由破坏准则确定; Λ 表示非负标量; B_p 为与接触面法向变形有关的参数, 可由保持体积不变试验下的应力曲线获得; $f(\sigma_n, \sigma_c, \tau) \leq 0$ 为荷载方程, σ_c 为历史最大固结荷载。

Boulon 通过有限元计算比较了 2 种模型对接触

面试验情况的模拟效果, 发现 2 种模型都能较好地模拟接触面力学特性。弹塑性硬化模型模拟破坏阶段时误差较大, 但模型参数少, 计算时间少; 比例型模型模拟试验后期结果较好, 但是模型比较复杂, 积分困难。相对来说, 在小变形下弹塑性硬化模型可以得出比较好的预测结果, 在大变形下比例型模型预测结果会好一些。

陈慧远^[25]将接触面剪应力与剪切位移关系曲线简化后提出弹性-理想塑性本构模型: 当剪切应力 τ 小于摩擦力 $f\sigma_n$ (其中 f 为可由试验获得的土料与墙面的摩擦系数, σ_n 为接触面上的法向应力) 时, 应力位移关系为 $\tau = k_s w_s$ (其中 k_s 为剪切模量), 当剪切应力大于或等于摩擦力时, 为刚塑性应力应变关系。

钱家欢^[26]认为接触面的相对位移与应力的关系应为黏弹塑性关系。安关峰等^[27]认为在不考虑接触面初始应力下, 可假定接触面的相对位移分为弹性和黏塑性 2 部分, 并推导出三维黏弹塑性接触面本构关系, 认为在对软土与结构物的相互作用进行研究时, 采用该本构关系是合适的。

2.3 刚塑性模型

殷宗泽等^[7-8]、朱泓等^[9]根据直剪试验结果认为接触面上任一点的剪切破坏应是刚塑性的, 他们把接触面变形分为土体基本变形和破坏变形 2 个部分, 基本变形与土体其他区域相同, 破坏变形采用刚塑性应力应变关系, 总的变形为两者的叠加。

但是上述弹塑性模型都是建立在直剪试验基础上的, 直剪仪模拟接触面变形的缺点可能会影响该本构模型的准确性。直剪试验开始时, 剪切盒推动盒边缘附近土体产生相对位移, 同时边缘土体受到接触面材料的剪应力作用, 因此其对盒中央土体的推力就会小于剪切盒作用于它的推力, 这就有可能出现试样剪切破坏由盒边缘向内部逐步发展的过程。

2.4 扰动(损伤)本构模型

Desai^[28]最早于 1987 年提出扰动理论, 随后其将扰动理论引入到岩石裂隙和土与结构物接触面的研究, 假定接触面是由处于初始状态的物质与处于极限状态的物质相混合组成的薄层区域, 接触面受力变形时即为处于初始状态的物质向处于极限状态的物质逐渐转化过程。当其损伤参数为 1 时, 接触面处于滑移破坏阶段, 这时一般采用接触面摩擦系数来表征此时的接触面强度, 一般采用的刚塑性模型为滑移模型。Desai 分别推导了处于初始状态和极限状态物质的本构方程和损伤参数的表达式, 推导了损伤本构模型, 通过将计算结果与在法向常压力和常刚度下的一系列试验数据作对比, 证明了该损伤本构模型可以很好地模拟接触面的变形性状。

胡黎明等^[29-30]将损伤力学的基本原理应用于接触面本构模型中,其中的模型无损伤状态采用弹塑性本构方程,临界状态采用理想塑性本构方程,并将损伤模型接触面单元应用于实际工程的三维有限元计算,证明了该模型应用于分析土与结构相互作用实际工程问题的可行性。

张嘎等^[31-32]引入损伤概念来描述材料的物态以及由于物态变化造成的某种力学性质在受力、变温等荷载作用下从初始状态到最终稳定状态的连续发展过程,提出了一个可统一描述粗粒土与结构接触面静力学和动力学特性的弹塑性损伤模型。模型参数可通过试验确定,他们通过面板堆石坝的应力变形计算验证了其模型的合理性。

杨林德等^[33]在损伤力学的基础上,引入了统计理论,建立了土与结构接触面的统计损伤本构模型。

3 接触面单元

在水利水电工程和土木工程的有限元分析中,为了反映土与结构物的相互作用就需要设置接触面单元,接触面单元主要有以下几种。

3.1 弹簧接触面单元(两节点接触面单元)

该单元^[34]是结点与结点间联结的,由切向和法向 2 根弹簧来模拟切向和法向的刚度。虽然该单元的力学模型简单,能大体上反映接触面的各种变形,但由于该单元的刚度系数都为假设值,没有理论和试验依据,所以没有得到广泛的应用。

3.2 无厚度接触面单元

Goodman 等^[35]提出将四节点无厚度的单元用于岩石力学的有限元分析,后被广泛地作为接触面单元用于有限元计算中。该单元在不考虑法向和切向的耦合作用下,应力应变方程如下:

$$\mathbf{P} = \begin{bmatrix} P_s \\ P_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_s & 0 \\ 0 & k_n \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_s \\ w_n \end{bmatrix} = \mathbf{k}\mathbf{w}$$

式中: k_s, k_n 分别为切向、法向刚度系数; w_s, w_n 分别为切向、法向位移,沿单元长度方向呈线性变换,在局部坐标中的位移矩阵表示如下:

$$\mathbf{w} = \frac{1}{2} \mathbf{D}\mathbf{u}$$

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} -A & 0 & -B & 0 & B & 0 & A & 0 \\ 0 & -A & 0 & -B & 0 & B & 0 & A \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{u} = [u_1 \quad v_1 \quad u_2 \quad v_2 \quad u_3 \quad v_3 \quad u_4 \quad v_4]^T$$

$$A = 1 - \frac{2x}{L} \quad B = 1 + \frac{2x}{L}$$

式中: u, v 分别为图 1 所示的沿节点的位移。

由虚功原理得单元的刚度矩阵为

$$\mathbf{K} = \int_{-L/2}^{L/2} \frac{1}{4} \mathbf{D}^T \mathbf{k} \mathbf{D} dx$$

Goodman 单元切向刚度系数可以由直剪试验得到,为了防止出现两侧材料相互重叠的情况,规定接触面法向受压时法向刚度系数取一个极大值,法向受拉时则取一个极小值,这导致法向应力误差较大,甚至有时会出现波动。同时该单元是建立在假定接触面破坏区域为无厚度基础上的,实际工程和室内试验都发现土与结构物的接触区域是有厚度的,该单元的假定是不符合实际的,应用该单元的计算成果与实际接触面变形性状有一定误差。

但是鉴于 Goodman 单元的物理意义明确、简单和易用性,近年来不少学者尝试通过各种方法来改进无厚度单元使其能更好地模拟实际变形,其中 Gens 等^[36]提出无厚度等参接触面单元,用于土与加筋材料的二维和三维分析; Kaliakin 等^[37]提出了一种修正无厚度接触面单元,修改了 Goodman 单元刚度矩阵中的一些系数,消除了 Goodman 单元计算中应力振荡等不合理现象; Coutinho 等^[38]也提出了一种无厚度链式单元,以消除所谓的运动不协调现象。

3.3 有厚度接触面单元

Zenkiewicz^[39]提出 6 节点实体单元来模拟接触面,单元位移插值函数为抛物线型,厚度可以任意指定,在厚度方向上应变为常数。该单元模拟材料的性质可以是各向正交异性或各向同性的,但若单元厚度过小,可能导致方程组病态。

Desai 等^[40]1984 年提出一种薄层接触面单元概念,假设在接触面附近存在 1 个薄层区域(如图 2、图 3 所示),该区域的性质不同于周围土体,也不与结构物的性质相类似,用 1 个特殊的本构关系来描述。

Desai 的本构方程表示为

$$\{d\sigma\} = \mathbf{C}_i \{d\epsilon\}$$

其中 $\mathbf{C}_i = \begin{bmatrix} C_{nn, i} & C_{ns, i} \\ C_{sn, i} & C_{ss, i} \end{bmatrix}$

式中: $\{d\sigma\}, \{d\epsilon\}$ 分别为应力、应变增量; $\mathbf{C}_i$ 为本构矩阵; $C_{nn, i}, C_{ss, i}$ 分别为法向分量和切向分量; $C_{sn, i}, C_{ns, i}$ 为考虑耦合效应的分量,当时难以测定,假定为零。

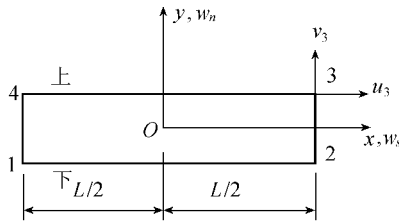


图 1 Goodman 四节点单元

Desai 认为接触面法向性质由薄层接触面区域性质、初始压力和周围单元的性质 3 方面所决定,得

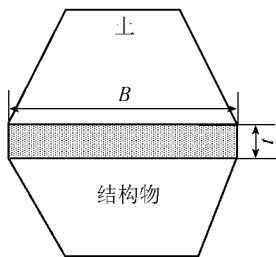


图2 二维单元示意图

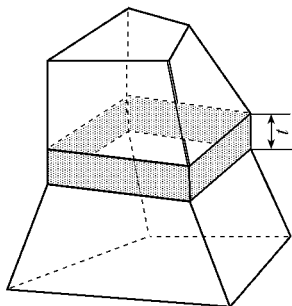


图3 三维单元示意图

其表达式为: $C_n = \lambda_1 C_{n,i} + \lambda_2 C_{n,g} + \lambda_3 C_{n,st}$ 其中 i, g, st 分别表示接触面材料、岩土材料和结构材料。1988年他对不滑动、滑动、开裂和重新闭合4种情况提出了 C_n 的确定方法。

剪切分量 $C_{ss,i}$ 由接触面剪切模量 G_i 构成, 表达式如下:

$$G_i(\sigma_n, \tau, u_r) = \left. \frac{d[\tau(\sigma_n, u_r)]}{d\sigma_n} \right|_{\sigma_n}$$

式中: t 为单元的厚度(如图2所示); u_r 为相对位移。

依然采用 Clough 双曲线模型来确定参数, 由上式可以看出, 单元的厚度对剪切模量有着直接的影响。Desai 指出如果厚度 t 相对于参数 B (如图2所示) 太大, 那么薄层接触面单元会表现出类似固体单元的性质; 而如果过小, 则会带来计算上的困难。Desai 建议取 $t/B = 0.01 \sim 0.1$ 比较合适。

由于土体是由土颗粒组成的骨架和充填骨架间孔隙流体所组成的, 土与结构接触面的剪切破坏实际上就是其中的土颗粒与结构材料或者土颗粒之间发生相互运动, 由于土体内土颗粒是相互咬合的, 无论破坏面发生在土体内或者接触表面上, 其所影响的范围都不可能是一个面而是一个区域, 所以用有厚度的单元来模拟接触面破坏是符合实际情况的。

然而 Desai 薄层单元模型有以下问题没有解决好 ①剪切模量的确定同 Goodman 单元的方法, 并且 G_i 与单元厚度 t 有关, 而 t 的取值问题没有根本解决 ②它对于接触面相互脱开的模拟仍存在缺陷; ③接触面的厚度相对于边界条件来说是非常小的, 但为了模拟接触面的力学特性处于接触面上的土体

则必须承受一个非常大的变形。

Zamar^[41]在 Desai 薄层接触面单元的基础上提出了一种改进的薄层接触面单元, 但该单元的本构关系方程依然没有考虑法向和切向的耦合作用。

Schweiger 在 1992 年指出 Desai 的薄层接触面单元只有同时对剪切模量 G 和弹性模量 E 进行厚度修正, 才能取得非线性计算的满意效果^[42]。Griffith 通过带有倾斜接触面的单轴试验也得出了相同的结论。

殷宗泽等^[7-8]、朱泓等^[9]认为 Desai 提出的单元尺度 $t/B = 0.01 \sim 0.1$ 范围太大, 他们建议厚度尽可能小, 薄层单元的厚度 t 不仅取决于单元长度 B , 还要考虑整个结构的接触面长度 L 和可能产生的相对位移。

卢廷浩^[10]通过试验证明薄层单元厚度与土体的颗粒级配、最大粒径、密度、接触界面的粗糙度等有关, 认为用 t/B 的取值范围来确定薄层单元的厚度是不恰当的, 宜通过单剪或扭剪等试验和经验确定。

张冬霖等^[43]提出了接触面附近剪切应变大的区域是“剪切错动带”的概念, 并在随后的单剪试验中确定了“剪切错动带”的厚度。该厚度物理意义明确, 体现了接触面的变形特性, 证明了用有厚度接触面单元来模拟实际问题是合理的。

4 结 论

a. 现有的试验成果证明土与结构物接触面的变形区域是有厚度的, 接触材料的粗糙度、仪器尺寸和试料缩尺对接触面力学性质有影响, 但现有的试验仪器尚不能完整地显示接触区土体实际变形情况, 需要研制新型接触面试验仪器。

b. 接触面弹塑性本构模型可以较好地模拟接触面力学特性, 但都建立在直剪试验的基础上, 在如何假定破坏准则、屈服准则、硬化规律和流动法则方面还有待于进一步探讨, 损伤概念的引入对接触面模型的建立提供了一个崭新的思路, 但现有的模型参数较多, 求解较繁, 有些参数是人为假定的, 需要建立合理而实用的本构模型。

c. 有厚度接触面单元比较符合实际的变形情况, 但单元尺度及其与颗粒级配、接触面粗糙度等因素的关系依然没有得到很好的解释, 需要进行进一步的试验研究。

参考文献:

- [1] POTYONDY J G. Skin friction between various soils and construction materials[J]. Geotechnique, 1961, 11(4): 339-353.

- [2] CLOUGH G W, DUNCAN J M. Finite element analysis of retaining wall behavior[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Engineering, Division , ASCE ,1971 97(12) :1657-1673.
- [3] O 'ROURKE T D , DRUSCHEL S J , NETRAVALI A N. Shear strength characteristics of sand-polymer interfaces[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division , ASCE ,1990 ,116 (3) :451-469.
- [4] 保华富, 罗玉再. 垫层料与混凝土面板接触面工程特性试验研究[J]. 云南水力发电 , 2004 20(5) 98-102.
- [5] 王伟. 基于能量耗散原理的土与结构接触面模型研究及应用[D]. 南京 : 河海大学 , 2006.
- [6] DESAI C S , DRUMM E C , ZAMAN M M. Cyclic testing and modeling interface[J]. Journal of Geotechnical Engineering Division , ASCE ,1985 ,111(6) :793-815.
- [7] YIN Zong-ze , ZHU Hong , XU Guo-hua. A study of deformation in the interface between soil and concrete[J]. Computers and Geotechnics , 1995 ,17(1) :75-92.
- [8] 殷宗泽, 朱泓, 许国华. 土与结构材料接触面的变形及数值模拟[J]. 岩土工程学报 ,1994 ,16(3) :14-22.
- [9] 朱泓, 殷宗泽. 土与结构材料接触面性能研究综述[J]. 河海科技进展 ,1994 ,14(4) :1-8.
- [10] 卢廷浩, 鲍伏波. 接触面薄层单元耦合本构模型[J]. 水利学报 , 2000(2) :71-75.
- [11] 胡黎明, 濮家骊. 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) :432-435.
- [12] 张嘎, 张建民. 大型土与结构接触面循环加载剪切仪的研制及应用[J]. 岩土工程学报 , 2003 ,25(2) :149-153.
- [13] 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) :876-880.
- [14] 张治军, 饶锡保, 龚壁卫, 等. 砂砾石与沥青混凝土接触面力学特性试验研究[J]. 长江科学院院报 ,2006 ,23 (2) :38-42.
- [15] 高俊合, 于海学, 赵维炳. 土与混凝土接触面特性的大型单剪试验研究及数值模拟[J]. 土木工程学报 ,2000 ,33(4) :42-46.
- [16] KISHIDA H , UESUGI M. Tests of the interface between sand and steel in the simple shear apparatus[J]. Geotechnique , 1987 37(1) :45-52.
- [17] YOSHIMI Y , KISHIDA T. A ring torsion apparatus for evaluating friction between soil and metal surfaces[J]. Geotechnique Test Journal ,1981 4(4) :145-152.
- [18] FROST J D , DEJONG J T , RECALDE M. Shear failure behavior of granular-continuum interfaces[J]. Engineering Fracture Mechanics , 2002 ,69(17) :2029-2048.
- [19] BANDIS S , LUMSDEN A C , BARTON N R. Experimental studies of scale effects on the shear behavior of rock joint[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences , 1981 ,18(1) :1-21.
- [20] DESAI C S , MA You-zhi. Modeling of joints and interfaces using the disturbed-state concept[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics , 1992 ,16 (8) :623-653.
- [21] SUBBA K S , ALLAM M M , ROBINSON R G. Discussion on ' a dual interface apparatus for testing unrestricted friction of soil along solid surfaces ' by S G Paikowsky , C M Player , and P J Connors[J]. Geotechnical Testing Journal ,1996 ,19(4) :446-451.
- [22] 胡黎明, 马杰, 张丙印, 等. 粗粒料与结构物接触面力学特性缩尺效应[J]. 清华大学学报 : 自然科学版 ,2007 47 (3) :1-4.
- [23] 吴军帅, 姜朴. 土与混凝土接触面的动力剪切特性[J]. 岩土工程学报 ,1992 ,14(2) :61-66.
- [24] BOULON M , NOVA R. Modelling of soil structure onterface behavior : a comparison between elastoplastic and rate-type law[J]. Computers and Geotechnics , 1990(9) :21-46.
- [25] 陈慧远. 摩擦接触面单元及其分析方法[J]. 水利学报 , 1985(4) :44-50.
- [26] 钱家欢. 接触面剪切流变特性试验研究[R]. 南京 : 河海大学 ,1990.
- [27] 安关峰, 高大钊. 接触面弹黏塑性本构关系研究[J]. 土木工程学报 , 2001 34(1) :88-91.
- [28] DESAI C S. Further on unified hierarchical models based on alternative correction or damage approach[R]. University of Arizona ,Tucson ,AZ ,USA :Dept of Civil Eng and Eng Mech , 1987.
- [29] 胡黎明, 濮家骊. 土与结构物接触面损伤本构模型[J]. 岩土力学 , 2002 23(1) :6-11.
- [30] HU Li-ming , PU Jia-liu. Testing and modeling of soil-structure interface [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering , 2004 ,130(8) :851-860.
- [31] 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) :1175-1179.
- [32] 张嘎, 张建民. 粗粒土与结构接触面受载过程中的损伤[J]. 力学学报 , 2004 36(3) :322-327.
- [33] 杨林德, 刘齐建. 土-结构物接触面统计损伤本构模型[J]. 地下空间与工程学报 ,2006 2(1) :79-82.
- [34] VAUGHAN D K , ISENBERG J. Nonlinear rocking response of model containment structures[J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics , 1983(11) :275-296.
- [35] GOODMAN R E , TAYLOR R L , BREKKE T L. A model for the mechanics of jointed rock[J]. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division , ASCE ,1968 94(3) :637-660.
- [36] GENS A , CAROL I , ALONSO E E. An interface element formulation for the analysis of soil-reinforcement interaction [J]. Computers and Geotechnics ,1988 7(7) :133-151.
- [37] KALIAKIN V N , LI J. Insight into deficiencies associated with commonly used zero-thickness interface element [J]. Computers and Geotechnics ,1995 ,17 :225-252.
- [38] COUTINHO A , MARTINS M , SYDENRYCKER R , et al. Simple zero thickness kinematically consistent interface elements[J]. Computers and Geotechnics ,2003 ,30(5) :347-374.

(下转第 177 页)

[4]姚汝方.防渗墙低弹性模量混凝土性能试验研究[D].西安:西北农林科技大学,2006.

[5]邱祖林,陈杰.深厚覆盖层上混凝土防渗墙的应力变形特性[J].水文地质工程地质,2006(3):72-76.

[6]白永年.中国堤坝防渗加固新技术[M].北京:中国水利水电出版社,2001.

[7]卢剑虹.冶勒水电站坝基防渗墙的混凝土配合比研究及应用[J].水电站设计,2006,22(1):26-30.

[8]许丛强.高强低弹混凝土的试验研究[J].广东土木与建筑,2001(10):44-46.

[9]李金玉,徐文雨,曹建国,等.100m深地下防渗墙高强低弹性模量墙体材料的开发及生产性试验研究[J].混凝土与水泥制品,2002(1):39-41.

[10]肖白云.混凝土防渗墙墙体材料及接头型式的研究[J].水力发电,1998(3):29-31.

[11]代国忠,殷琨.水利工程防渗墙柔性墙体材料的性能与应用研究[J].长江科学院院报,2007,24(3):46-49.

[12]王清友,孙万功,熊欢.塑性混凝土防渗墙[M].北京:中国水利水电出版社,2008.

(收稿日期:2008-10-20 编辑:方宇彤)

(上接第167页)

[6]郭荣文.大洪河水电站分期洪水分期防洪发电研究[J].水利水电科技进展,1997,17(6):21-25.

[7]翟家瑞,刘红珍,王玉峰.黄河洪水的分期调度与分级调度[J].人民黄河,2003,25(5):6-7.

[8]眭汝安,曹升乐.水库分期汛限水位动态控制研究[J].山东大学学报(工学版),2004,34(5):81-84.

[9]刘攀,郭生练,肖义,等.水库分期汛限水位的优化设计研究[J].水力发电学报,2007,26(3):5-10.

[10]孙金辉,魏加华,陈继东.水库预报调度分期分级模型系统的研究与应用[J].应用基础与工程科学学报,2005,10(5):15-23.

[11]高波,刘克琳,王银堂,等.系统聚类法在水库汛期分期中的应用[J].水利水电技术,2005,36(6):1-5.

[12]国家防汛抗旱总指挥部.水库汛限水位动态控制试点工作意见[R].北京:国家防汛抗旱总指挥部,2005.

[13]王本德,周惠成.水库汛限水位动态控制理论与方法及其应用[M].北京:中国水利水电出版社,2006.

[14]曹永强.汛限水位动态控制方法研究及其风险分析[D].大连:大连理工大学,2003.

[15]周建军,林秉南,张仁.三峡水库减淤增容调度方式研究——双汛限水位调度方案[J].水利学报,2000,31(10):1-11.

[16]周建军,林秉南,张仁.三峡水库减淤增容调度方式研究——多汛限水位调度方案[J].水利学报,2002,33(3):12-19.

[17]高波,吴永祥,沈福新,等.水库汛限水位动态控制的实

现途径[J].水科学进展,2005,16(3):406-411.

[18]张改红.基于防洪预报调度的水库汛限水位设计与控制研究[D].大连:大连理工大学,2008.

[19]陈守煜,王淑英,郭瑜,等.水库设计汛限水位动态模糊控制分析[J].大连理工大学学报,2005,45(5):735-739.

[20]王才君,郭生练,刘攀,等.三峡水库动态汛限水位洪水调度风险指标及综合评价模型研究[J].水科学进展,2004,15(3):376-381.

[21]刘攀,郭生练,王才君,等.三峡水库动态汛限水位与蓄水时机选定的优化设计[J].水利学报,2004,35(7):86-91.

[22]冯平,韩松,李健.水库调整汛限水位的风险效益综合分析[J].水利学报,2006,37(6):451-456.

[23]彭杨,李义天,张红武.三峡水库汛末蓄水时间与目标决策研究[J].水科学进展,2003,14(6):682-689.

[24]殷峻暹,曹永强.基于供水风险分析的汛限水位控制范围研究[J].水科学进展,2005,16(3):401-405.

[25]李玮,郭生练,刘攀,等.梯级水库汛限水位动态控制模型研究及运用[J].水力发电学报,2008,27(2):22-28.

[26]李继清,姚志宗,贾怀森,等.刘家峡水库汛期动态防洪限制水位论证研究[J].水力发电学报,2007,26(5):1-6.

[27]郑德凤.雨洪资源与地下水资源联合调控理论及应用研究[D].大连:大连理工大学,2006.

[28]杜丽惠,曹亮,廖松,等.密云水库动态汛限水位分析[J].水力发电学报,2005,24(4):42-46.

[29]李旭光.水库汛限水位控制若干重要问题研究及应用[D].大连:大连理工大学,2008.

(收稿日期:2009-05-08 编辑:高建群)

(上接第173页)

[39]ZENKIEWICZ O C. Analysis of nonlinear problems with particular reference to jointed rock systems[A]. Proceedings of 2nd conference society of rock mechanics[C]. Europe-US Workshop, Springe, Belgrade,1970,3:501-509.

[40]DEASAI C S,ZAMAN M M. thin-layer element for interfaces and joint[J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanic,1984,8(1):19-43.

[41]ZAMAN M M,DESAI C S,DRUMM E C. Interface model for dynamic soil-structure interaction[J]. Journal of Geotechnical Engineering,ASCE,1984,110(9):1257-1273.

[42]HOHBERG J M.A review of joint constitutive model[C]. In Proc 2nd Czechoslovak Conf on Num Method in Geomech. Europe-US Workshop, Springer,Berli,1992:103-108.

[43]张冬霖,卢廷浩.一种土与结构接触面模型的建立及应用[J].岩土工程学报,1998,20(6):62-66.

(收稿日期:2009-02-23 编辑:高建群)