

文章编号: 1000-7598 (2011) 02-0441-07

# 河流冲刷对堤岸渗流和变形的影响研究

张芳枝<sup>1,2</sup>, 陈晓平<sup>1</sup>

(1. 暨南大学 力学与土木工程系, 广州 510632; 2. 广东水利电力职业技术学院 水利工程系, 广州 510635)

**摘 要:** 通过理论分析和有限元技术, 建立了综合考虑河流冲刷力、渗透力、自重应力耦合力系下的堤岸(水上、水下)与河床的整体分析模型, 直接分析河流冲刷作用对堤岸渗流和变形的影响, 并结合强度折减有限元法分析河流冲刷对堤岸边坡整体稳定性的影响。结果表明, 渗透流速的最大值出现在堤脚, 冲刷作用使堤岸的渗透流速有所提高, 并使堤岸坡脚沿外江方向的水平位移明显增加, 愈靠近坡脚, 外江方向水平位移增加的幅度愈大, 在不同水位下堤脚都是最易受到渗流和冲刷影响的地方; 河流冲刷进一步加大了堤岸和河床塑性区范围, 堤岸的安全系数降低; 河流冲刷对堤岸渗流和变形产生的影响随着河水位的上升而加剧, 河水位越高, 冲刷作用使堤岸稳定性降低的幅度越大。

**关 键 词:** 堤岸; 河流冲刷; 渗流应力耦合分析; 稳定性; 强度折减有限元法

中图分类号: TV 139.1

文献标识码: A

## Study of river scour effect on seepage flow and deformation and stability of embankments

ZHANG Fang-zhi<sup>1,2</sup>, CHEN Xiao-ping<sup>1</sup>

(1. Department of Mechanics and Civil Engineering, Jinan University, Guangzhou 510632, China;

2. Department of Hydraulic Engineering, Guangdong Technical College of Water Resources and Electric Engineering, Guangzhou 510635, China)

**Abstract:** Whole analysis model about the bank slope (above water and underwater) and the riverbed was established to study directly the influence of river scour effect on seepage flow and deformation of embankments by using theoretical analysis and finite element technique. Tractive force of river, gravity stress and seepage force is considered comprehensively in the model. Moreover, the influence of river scour on the whole stability of embankment slope is also analyzed by strength reduction FEM. The results indicate that the maximum value of seepage velocity occurs at the toe of embankment slope; and the river scour increases seepage velocity in slope to some extent. Horizontal displacement of the slope increases greatly considering effect of river scour. The closer it is to the toe of slope, the bigger the increase of displacement becomes. What's more, the toe of embankment slope suffers from the influence of seepage flow and river scour most easily for different water levels. Plastic-strain range expands further in embankment and riverbed, and the safety factor of embankment reduces when the effect of river scour is considered. In addition, influence of river scour on seepage flow and deformation and stability of embankment increases with the rising of river water level.

**Key words:** embankment; river scour; seepage-stress coupling analysis; stability; shear strength reduction FEM

## 1 引 言

我国河流的堤岸冲刷现象十分普遍, 堤岸冲刷以及河流冲刷作用对堤岸稳定性的影响问题, 近年来受到研究人员的极大关注。影响堤岸稳定性的因素主要有两方面, 一方面与堤岸的材料特性诸如土的级配、土的变形参数、强度参数和渗透特性等、堤岸剖面形状等内在影响因素有关; 另一方面, 与河流冲刷、河势变化诸如能坡、流速的大小和分布、

流态、水位降落等外在条件有关。

目前研究河流对堤岸冲刷作用的热点问题主要集中在 3 方面: (1) 河岸冲刷力的分布和各种抗冲力计算模式的研究, 主要探讨土体或颗粒的起动问题; (2) 河岸土体横向冲刷量的计算方法研究, 主要根据河岸土体抗冲力与水流冲刷力的关系, 得到河岸土体横向冲刷量的计算公式; (3) 在确定河岸土体横向冲刷量的基础上, 采用极限平衡方法判断堤岸的稳定性, 最有代表性的是 Osman 和 Thorne<sup>[1-2]</sup>

收稿日期: 2010-01-26

基金项目: 广东省水利科研及技术推广项目 (No. 2008-38); 广东水利科技创新项目 (No. ysk2009-01)。

第一作者简介: 张芳枝, 女, 1968 年生, 博士, 副教授, 主要从事土力学与地基基础方面的教学和科研工作。E-mail: zhangfz@gdscxy.cn

的河岸稳定分析模型, 后来又有许多研究者对该模型进行改进<sup>[3-7]</sup>, 考虑了更多因素的影响, 如在破坏面上受力分析中加入静水压力和孔隙水压力的作用, 考虑多种土层堤岸的情况等。目前河流冲刷对堤岸稳定影响研究, 一般分 2 个步骤对河流的冲刷作用与堤岸稳定分析, 即首先确定河岸土体横向冲刷量, 然后采用极限平衡方法判断堤岸的稳定性, 在堤岸稳定性判断中, 只需考虑静力平衡条件。由于河流冲刷是直接作用于堤岸边坡的, 有必要建立包含河流冲刷力的堤岸分析力学模型, 研究河流冲刷对堤防应力、变形、渗流和稳定性的内在影响。

河水位的变化在堤防中形成不同的渗流场, 结合渗流场与应力场耦合方法分析河流冲刷对堤岸渗流、变形的影响, 并采用强度折减有限元法分析河流冲刷对堤岸稳定性的影响, 应该是一个很好的研究途径。渗流应力耦合方法在均质土坝和非均质土坝稳定性分析中均有一定程度的应用<sup>[8-9]</sup>, 强度折减有限元法在对边坡的稳定性分析中也获得了较多的研究成果<sup>[10-11]</sup>, 如文献[8]分析了均质土坝渗流应力双场相互影响机制, 建立了双场耦合分析的连续介质数学模型; 文献[9]探讨了位于软基之上的非均质土坝的渗流与应力耦合规律。本文在渗流应力双场耦合分析基础上, 建立了综合考虑河流冲刷力、渗透力、自重应力耦合体系下的堤岸(水上、水下)与河床的整体分析模型, 直接分析河流冲刷作用对堤岸渗流、变形的影响, 并基于该分析模型结合强度折减有限元法, 探讨河流冲刷对堤岸整体稳定性的影响。

## 2 河流冲刷作用下的堤岸分析模型

### 2.1 河流冲刷力的分布和取值方法

近岸水流的冲刷力, 一般可用近岸水流剪切力来表示, 其值主要与河道的断面形态、宽深比及近岸区的水流结构等因素有关。Ghosh 及 Roy<sup>[12]</sup>对粗糙边壁梯形断面的边界剪切力分布进行了实测, 研究不同边坡对边界剪切力分布的影响。从图 1(a)~1(c)中设置的梯形断面边坡愈来愈缓, 剪切力分布显示, 边坡愈缓, 最大剪应力愈向坡脚处移动, 河道的河岸冲刷以及严重的淘刷主要发生在岸边的中下部或堤脚的地方。

根据水力学计算原理<sup>[13]</sup>, 梯形断面的边界剪切力分布可利用水流比降确定:

$$\tau_0 = \gamma_w h J \quad (1)$$

式中:  $\gamma_w$ 、 $h$ 、 $J$  分别为水的重度、水深及水力坡度。

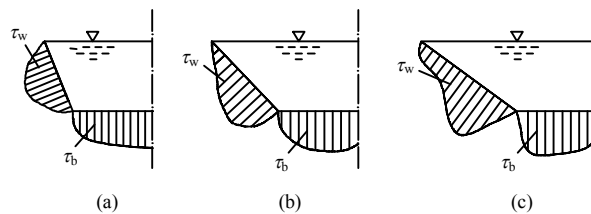


图 1 河道断面的剪切力分布

Fig.1 Boundary shear distribution in open channel flow

Simons 等<sup>[14]</sup>认为, 作用于河岸的剪应力除了水流产生的拖曳力以外, 还与其他因素如流量变化、船舶波浪、风浪作用等有关, 根据其他因素对河岸冲刷的影响, 得到河岸受到的最大拖曳力  $\tau_{\max}$  是床面的 1.29 倍。本文根据堤防的特点, 结合梯形断面的实测剪应力分布图, 将河道的河岸和床底剪应力(冲刷力)简化为从水面至坡底线性分布, 如图 2 所示, 床底的冲刷力分布按式(1)考虑, 河岸受到的冲刷力按式(2)考虑。

$$\tau = 1.29 \gamma_w h J \quad (2)$$

水力坡度  $J$  由曼宁公式计算<sup>[13]</sup>:

$$J = \frac{n^2 v^2}{R^{4/3}} \quad (3)$$

式中:  $v$  为断面平均流速,  $v = Q/A$ , 其中  $Q$  为流量,  $A$  为过水断面面积;  $R$  为断面的水力半径,  $R = A/x$ , 其中  $x$  为湿周;  $n$  为堤岸糙率。

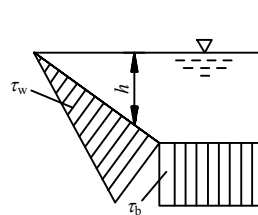


图 2 简化的剪应力分布

Fig.2 Boundary shear distribution

### 2.2 河流冲刷作用下的堤岸应力场

对于堤防来说, 除受到土体自重作用以外, 在河流和堤防地下水作用下, 上下游水位差形成的水压力通过透水介质以渗透体积力的形式作用于土体, 河流冲刷作用以冲刷面力的形式作用于堤岸, 张量形式的土体平衡方程为

$$\sigma_{ij,j} + G_i + P_i(H) + \tau_i = 0 \quad (4)$$

式中:  $\sigma_{ij,j}$  为  $\sigma_{ij}$  对空间坐标的偏导;  $\sigma_{ij}$  为有效应力张量场;  $G_i$  为体力矢量, 与土体自重有关;  $P_i(H)$  为渗透力矢量, 是堤防渗流场水力梯度的函数, 与

堤内外渗透水头有关;  $\tau_i$  为冲刷力矢量, 与河水位的涨落及河流流量等因素有关, 通过前述方法求得。

堤岸土体采用扩展的双曲线 D-P 本构模型<sup>[15]</sup>, 该模型的屈服面在  $\pi$  平面上为 Von Miss 圆, 在子午面上为双曲线, 并与静水压力轴在  $90^\circ$  处相交, 其屈服准则为

$$F = \sqrt{l_0^2 + q^2} - p \tan \beta - d' = 0 \quad (5)$$

$$\text{其中: } l_0 = d'|_0 - p_t \tan \beta \quad (6)$$

式中:  $l_0$  为双曲线逼近其渐近线的速度;  $\beta$  为渐近线与静水压力轴的夹角;  $d'$  为硬化参数;  $d'|_0$  为  $d'$  的初始值;  $p_t$  为材料的初始静水压强。

$d'$  通过 D-P 模型的参数黏聚力  $d$  定义硬化时,  $d' = \sqrt{l_0^2 + d^2}$ 。由于一般 M-C 模型的参数黏聚力  $c$  和内摩擦角  $\varphi$  比较容易从地质报告中获得, 通过式 (7) 把 M-C 模型参数转换成 D-P 模型参数:

$$\tan \beta = \frac{6 \sin \varphi}{3 - \sin \varphi}; \quad d = \frac{6c \cos \varphi}{3 - \sin \varphi} \quad (7)$$

### 2.3 河流冲刷作用下的堤岸渗流场

对于饱和土体, 渗透系数与孔隙比和体积应变有如下关系<sup>[9]</sup>:

$$k = k_0 \exp(\alpha e) = k_0 \left[ \exp \left( \alpha \frac{n_0 + \varepsilon_v}{1 - n_0 - \varepsilon_v} \right) \right] \quad (8)$$

式中:  $k_0$  为初始渗透系数;  $\alpha$  为试验常数;  $e$  为孔隙比;  $n_0$  为初始孔隙率;  $\varepsilon_v$  为应力场作用下的体积应变。

对于具体的本构模型,  $\varepsilon_v$  与应力有惟一的对应关系, 故土体的渗透系数可表示为应力的函数即  $k = k(\sigma_{ij})$ 。假定水和土颗粒不可压缩的条件下, 多孔介质的渗流支配方程为

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_x(\sigma_{ij}) \frac{\partial H}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_y(\sigma_{ij}) \frac{\partial H}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_z(\sigma_{ij}) \frac{\partial H}{\partial z} \right) = 0 \quad (9)$$

式中:  $H$  为土体中任一点的渗流水头;  $k_x$ 、 $k_y$ 、 $k_z$  分别为  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向上的渗透系数, 是应力场的函数。

对于堤防来说, 堤防内外水位差形成的水压力通过透水介质以渗透体积力的形式作用于土体, 因此, 渗流场通过堤防内外水力梯度的变化影响堤防应力场分布。渗流水头  $H$  为

$$H = Z' + P / \gamma_w \quad (10)$$

式中:  $Z'$  为位置水头;  $\gamma_w$  为水的重度;  $P$  为渗透体积力。

渗流体积力与水力梯度成正比, 则各方向的渗流体积力为

$$\{P\} = \begin{Bmatrix} P_x \\ P_y \\ P_z \end{Bmatrix} = \gamma_w \begin{Bmatrix} \frac{\partial H}{\partial x} \\ \frac{\partial H}{\partial y} \\ \frac{\partial H}{\partial z} + f \end{Bmatrix} \quad (11)$$

式中:  $P_x$ 、 $P_y$ 、 $P_z$  分别为  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向的渗透体积力;  $f$  为浮力。

将渗流力转化为单元节点力, 则有

$$\{P\}^e = \iiint [N]^T \{P\} |J| d\xi d\eta d\zeta \quad (12)$$

式中:  $|J|$  为 Jacobin 行列式;  $\xi$ 、 $\eta$ 、 $\zeta$  为局部坐标;  $[N]$  为单元节点形函数矩阵。

### 2.4 冲刷作用下堤岸应力场和渗流场耦合有限元方程

联立土体中应力方程和渗流方程, 通过有限单元法可得到河流冲刷作用下渗流-应力耦合方程:

$$\left. \begin{aligned} [K]\{w\} &= \{G\} + \{P\} + \{\tau\} \\ \{d\sigma\} &= [D_{ep}]\{d\varepsilon\} = [D_{ep}][B]\{dw\} \\ [k]\{h\} &= \{F\} \\ k &= k_0 \exp(\alpha e) = k_0 \left[ \exp \left( \alpha \frac{n_0 + \varepsilon_v}{1 - n_0 - \varepsilon_v} \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

式中:  $[K]$  为刚度矩阵;  $\{w\}$  为节点位移;  $\{G\}$  为与土体自重有关的荷载矩阵;  $\{P\}$  为渗透体积力矩阵;  $\{\tau\}$  为河流冲刷力荷载矩阵;  $\{d\sigma\}$  为应力增量矩阵;  $\{d\varepsilon\}$  为应变增量矩阵;  $[D_{ep}]$  为 D-P 本构模型弹塑性矩阵;  $[B]$  为应变矩阵;  $[k]$  为与渗透系数有关的矩阵;  $\{F\}$  为已知常数项, 由已知水头节点得出。

将大堤建至设计标高, 堤防分级加荷至竣工形成的应力场作为初始应力场; 将大堤竣工时的渗透系数  $k_0$  作为迭代初值, 由渗流场模型确定某河水位下的渗流场, 进而求出相应的渗流体积力和等效节点力; 采用应力场模型将节点渗透力和节点冲刷力与原应力场的节点力叠加, 确定新的应力场和变形场, 依据式 (9) 修正渗透系数 (取  $\alpha = 0.4$ ), 并按以上步骤重复计算迭代至满足精度要求。

### 2.5 强度折减有限元法分析堤岸边坡稳定性

在综合考虑河流冲刷力、渗透力、自重应力耦合力系下的堤岸 (水上、水下) 与河床的整体分析模型基础上, 进一步采用强度折减有限元法研究堤岸的整体稳定性。对于 M-C 材料, 将实际参数  $c$  和  $\varphi$  同时除以一个折减系数  $\omega$ , 得到折减后的新的  $c'$  和  $\varphi'$  值, 折减安全系数可表示为<sup>[11]</sup>

$$\tau' = \frac{\tau}{\omega} = \frac{c + \sigma \tan \varphi}{\omega} = \frac{c}{\omega} + \sigma \frac{\tan \varphi}{\omega} = c' + \sigma \tan \varphi'$$
  
(14)

所以, 有

$$c' = \frac{c}{\omega}; \tan \varphi' = \frac{\tan \varphi}{\omega}$$
  
(15)

折减系数  $\omega$  的步长取 0.001, 折减后的参数值  $c'$  和  $\varphi'$  换算为双曲线 D-P 模型参数值代入河流冲刷作用下渗流-应力耦合方程, 本文将塑性区 (或者等效塑性应变) 从坡脚到坡顶贯通, 且有限元静力平衡计算不收敛, 作为堤岸边坡整体失稳的标志。

3 实例分析

计算堤段取自北江流域某河段, 该堤段位于分汊河段, 河流冲刷造成河道不断下切。堤身上部经历了加高培厚, 是典型的重塑土, 堤身下部由黏土、淤泥质砂土、砾质粗砂等组成, 堤基和河床为含卵石粗砂。

3.1 计算参数和计算工况选取

根据勘察报告提供的堤身、堤基和河床的物理力学参数指标, 经过分析, 将人工填土、灰色黏土、淤泥质砂土和含卵石粗砂作为本次研究的土层。根

据实测资料, 堤后地下水位埋深取 2.5 m, 计算断面如图 3 所示。选取的物理力学指标和扩展 D-P 模型参数见表 1, 各层土均不考虑各向异性, 计算中近似取  $k_x = k_y = k_z$ 。根据堤防的设计标准和实际运行情况, 选定了 3 种运行工况计算: ①工况 1, 河水位为枯水位 (图 3 中水位 1); ②工况 3, 正常水位, 即从枯水位上升 6.2 m (图 3 中水位 3); ③工况 2, 在枯水位和正常水位之间, 从枯水位上升 3.4 m (图 3 中水位 2)。计算中流量根据实测资料分别取:  $Q = 4\,580\text{ m}^3/\text{s}$  (水位 1)、 $9\,220\text{ m}^3/\text{s}$  (水位 2)、 $13\,500\text{ m}^3/\text{s}$  (水位 3), 边坡和床底糙率取 0.035, 河水密度  $\rho_w = 1\,002\text{ kg/m}^3$ 。

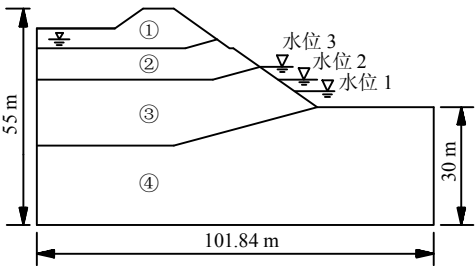


图 3 计算断面简图

Fig.3 Calculation section diagram

表 1 计算选用参数

Table 1 Calculation parameters of the soils

土层	干密度 $\rho_d$ /( $\text{g}/\text{cm}^3$ )	初始孔隙比 $e_0$	初始渗透系数 $k_0$ /( $\text{cm}/\text{s}$ )	弹性模量 $E$ /MPa	泊松比 $\nu$	扩展 D-P 模型参数		
						$d'/\text{kPa}$	$\beta/(\text{^\circ})$	$p_t/\text{kPa}$
①人工填土	1.63	0.67	$1.6 \times 10^{-4}$	35	0.32	56.2	33.0	85
②灰色黏土	1.68	0.88	$5.7 \times 10^{-5}$	30	0.33	73.2	30.6	121
③淤泥质砂土	1.58	0.80	$8.7 \times 10^{-3}$	50	0.27	22.0	42.5	23
④含卵石河床粗砂	1.52	0.74	$2.8 \times 10^{-2}$	55	0.31	14.2	44.8	14

3.2 计算模型

鉴于冲刷力垂直于河流断面, 建立的准三维有限元计算模型如图 4 所示, 计算总高 55 m, 其中堤身高 25 m, 堤顶宽 8 m, 堤岸坡角为  $35^\circ$ , 堤外坡角为  $35^\circ$ , 河床宽取 30 m, 即约取实际河床的 1/2 进行计算。沿河流方向堤防长度的选取既要反映河流冲刷力对堤岸的影响, 又要考虑有限元模型计算的容量, 通过多次测试和计算 (测试采用堤长最长为 100 m) 发现, 选取堤长为 30 m 以上能较好地反映河流冲刷对堤岸影响, 且对渗流和变形的影响程度差别很小, 因此选择堤长 30 m 作为本次准三维模型计算长度。有限元计算单元数量为 83 820 个, 模型的边界条件是底面固定约束, 堤身和河床的侧面约束相应的水平位移。

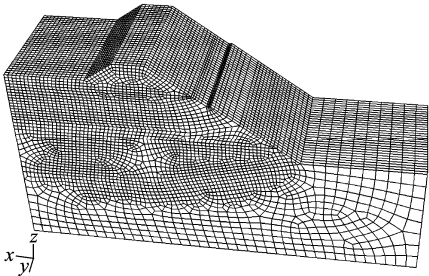


图 4 堤段的计算模型图

Fig.4 Calculation model of the embankment

3.3 计算成果及分析

考虑到堤基和堤防土层的具体形成和施工过程, 假设人工填土堆填之前的堤基和土层 (图 3 中土层②~④) 沉降已经稳定, 即将人工填土下部 3 层土层的自重应力所产生的位移置 0, 再叠加顶部

人工填土(图3中土层①)的自重,加荷至竣工形成的应力场作为渗流应力耦合的初始应力场;且将人工填土自重作用下的位移场作为渗流应力耦合的初始位移场,此后的渗流和冲刷作用产生的位移均在此位移上叠加。

### 3.3.1 冲刷作用对堤岸渗流的影响

以工况2为例,说明河流冲刷作用对堤岸渗流的影响,地下水位埋深为2.5 m,该工况下的渗流浸润面如图5中虚线所示。不考虑河流冲刷作用的渗流流速值分布如图5(a)所示,渗流流速的最大值出现在堤脚,达到 $4.62 \times 10^{-5}$  m/s,说明在堤脚处较易发生局部渗透破坏,其他工况计算结果同样反映了堤脚最易受到渗流影响和出现破坏。图5(b)为考虑河流冲刷作用的渗流流速值计算结果,与图5(a)相比,分布规律基本一致,坡脚位置的流速略有增加,其堤脚最大渗透流速值为 $4.75 \times 10^{-5}$  m/s。由此分析,河流冲刷通过影响堤脚部位的渗透系数,加大其渗透流速,提高了堤脚发生局部渗透破坏的可能性。

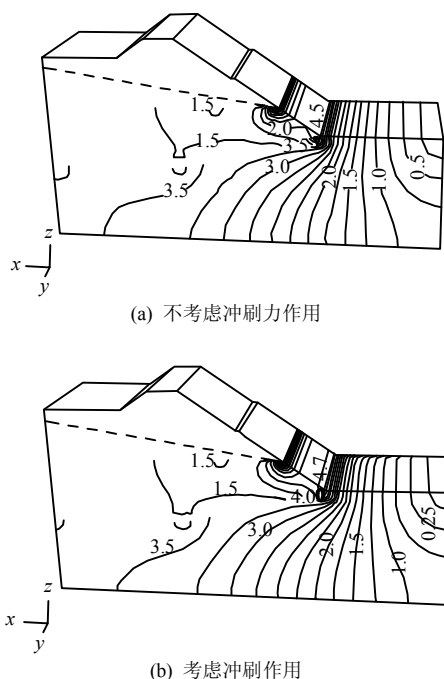


图5 渗透流速等值线图(工况2,单位: $10^{-5}$  m/s)

Fig.5 Contours of seepage velocity (operating mode 2, unit:  $10^{-5}$  m/s)

### 3.3.2 冲刷作用对堤岸变形的影响

不考虑河流冲刷作用时,堤坝在人工填土自重应力、渗透力的耦合作用下位移计算结果如图6所示(对应工况2)。图6(a)显示,在人工填土自重和渗流的作用下,大堤的沉降以中轴线为对称轴呈近似对称分布,堤身最大沉降 $w_z = -10.9$  cm,位于堤顶。图6(b)显示,愈靠近坡脚,水平位移愈大,最

大的负水平位移(以往外江方向为负,下同) $w_x = -7.5$  cm,位于堤脚。

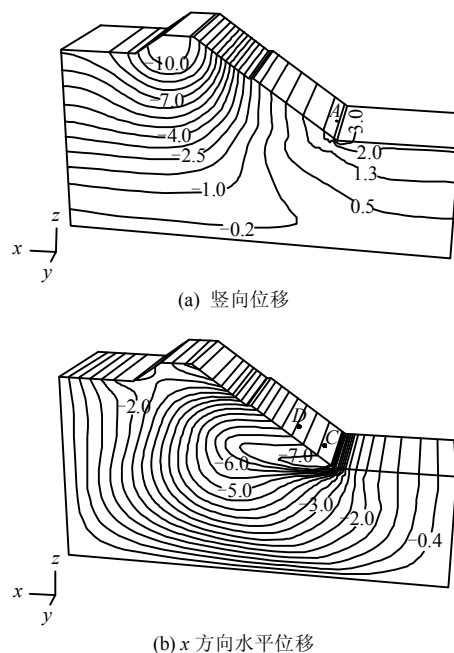


图6 自重应力、渗流耦合作用下的位移云图  
(工况2,单位:cm)

Fig.6 Contours of displacement considering gravity stress and seepage coupling (operating mode 2, unit: cm)

考虑河流冲刷作用时堤坝在人工填土自重应力、渗透力和冲刷力的共同作用下变形计算结果如图7所示(对应工况2)。图7(a)与图6(a)相比,其堤顶最大沉降 $w_z = -11.9$  cm,堤身的沉降增加不明显,但图7(b)与图6(b)相比,则有显著变化,堤脚局部外江方向水平位移增加明显,坡脚最大的负水平位移 $w_x = -11.4$  cm。该堤段的实测资料显示,沉降达到12.3 cm,堤脚沿外江方向水平位移最大达到13.5 cm,表明计算值与实测值基本吻合。坡脚外江方向位移对整体稳定不利,有可能导致下游坡脚表面的局部滑动,而下游坡脚的局部滑动可能成为岸坡整体稳定问题的重要诱因。

为比较坡面和坡脚受冲刷作用的影响程度,跟踪堤脚某点C和岸坡水位界面附近某点D的位移变化(C点和D点标于图6(b)中),在不同应力场和渗流场条件下的外江方向位移变化结果如图8所示(对应工况2)。不考虑河流冲刷作用时,岸坡D点外江方向水平位移 $w_x = 6.27$  cm,若考虑河流冲刷作用,水平位移增加至 $w_x = 7.98$  cm,增加率为27.3%;堤脚C点外江方向水平位移 $w_x = 7.3$  cm,若考虑河流冲刷作用,水平位移增加至 $w_x = 10.2$  cm,增加率为41.1%。结果比较表明,愈靠近坡脚,河流冲刷作用对变形影响愈大。

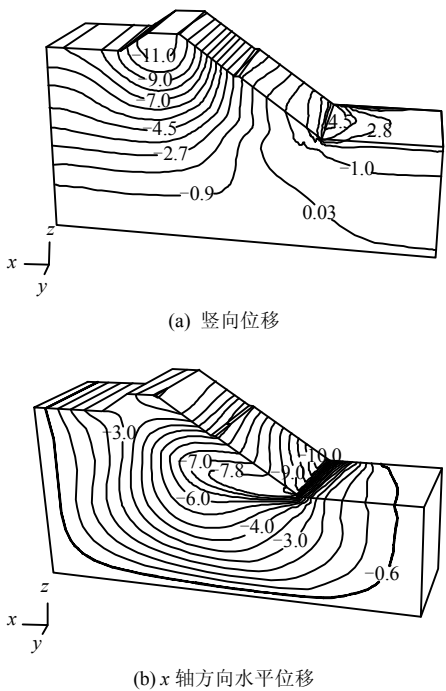


图 7 自重应力、渗透力和冲刷力共同作用下位移云图 (工况 2, 单位: cm)  
Fig.7 Nephograms of displacement considering gravity stress, seepage force and tractive force of river comprehensively (operating mode 2, unit: cm)

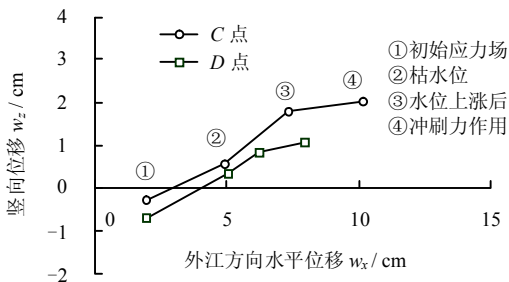


图 8 C 点和 D 点的变形计算结果  
Fig.8 Calculation results of displacements of C and D

3.3.3 堤岸塑性区的发展和整体稳定性的变化

当不考虑河流冲刷作用时, 在自重应力和渗流作用下的塑性应变计算结果见图 9(a)(对应工况 2), 堤岸塑性应变区集中在坡脚局部位置, 并向堤内延伸, 其他部位均未出现塑性应变。考虑河流冲刷作用时的塑性应变计算结果见图 9(b)。与 9(a)相比,

相应位置的塑性应变值增加, 坡脚塑性应变区域范围变大, 向大堤内部扩展, 并向河床延伸。塑性应变的发生与发展表明了土体屈服或破坏的发生与发展程度, 坡岸和床面的实测结果也显示, 该堤段的坡脚和河床发生了严重冲刷<sup>[16]</sup>。通过强度折减有限元法计算堤岸的整体稳定性, 当不考虑河流冲刷作用时, 稳定安全系数  $F_s = 1.280$ , 在河流冲刷作用下的堤岸稳定安全系数降低,  $F_s = 1.242$ 。

为进一步反映在不同水位条件下河流冲刷作用对堤岸渗流、变形和稳定性的影响, 跟踪堤脚表面 A 点 (见图 6(a)) 的渗流和位移变化, 并将不同水位条件下的整体稳定性分析结果见表 2。由表 2 可知, 随着河水位的上涨, 坡脚向外江方向的水平位移越来越大, 河流冲刷对堤岸渗流和变形产生的影响随着河水位的上升而加剧; 外江水位越高, 河流冲刷使堤岸稳定安全系数降低的幅度越大。

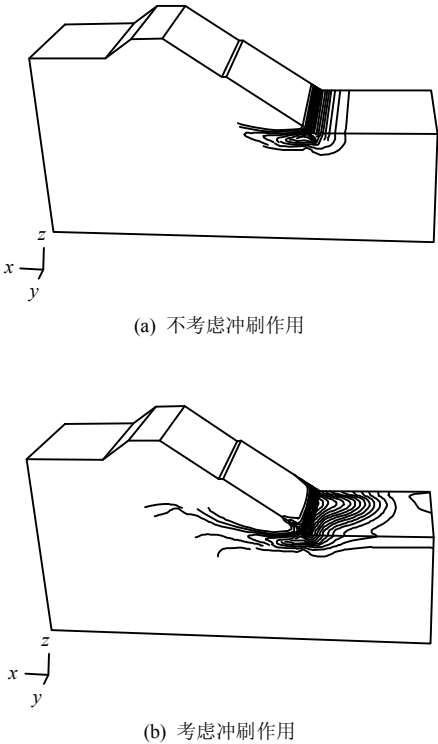


图 9 等效塑性应变线  
Fig.9 Contours of equivalent plastic strain

表 2 计算结果比较  
Table 2 Comparisons of calculation results

水位条件	不考虑冲刷力作用				考虑冲刷力作用			
	渗透流速 $v$ /(cm/s)	沉降 $w_z$	水平位移 $w_x$ /cm	堤岸稳定性 $F_s$	渗透流速 $v$ /(cm/s)	沉降 $w_z$	水平位移 $w_x$ /cm	堤岸稳定性 $F_s$
工况 1(水位 1)	$3.29 \times 10^{-5}$	0.68	-4.88	1.378	$3.30 \times 10^{-5}$	0.66	-5.12	1.351
工况 2(水位 2)	$1.79 \times 10^{-5}$	2.21	-7.39	1.280	$1.93 \times 10^{-5}$	2.59	-9.68	1.242
工况 3(水位 3)	$1.19 \times 10^{-5}$	5.46	-15.86	1.229	$1.39 \times 10^{-5}$	7.36	-23.45	1.187

## 4 结 论

本文建立包含河流冲刷力的应力场与渗流场耦合分析模型, 并结合强度折减有限元法开展河流冲刷对堤岸渗流、变形、塑性区分布及其稳定性影响研究。计算结果与实测情况较为吻合, 并初步得出以下结论:

(1) 河流冲刷对堤脚局部渗流和变形产生了较大作用, 河流冲刷作用使堤脚处的渗透流速有所提高, 并使堤岸坡脚沿外江方向的水平位移明显增加, 愈靠近坡脚, 冲刷作用使堤岸外江方向的水平位移增加的幅度愈大, 在不同水位下堤脚都是最易受到渗流和冲刷影响的地方。

(2) 冲刷作用进一步加大了堤岸和河床塑性区范围, 使其整体稳定性降低; 河流冲刷对堤岸渗流和变形产生的影响随着河水位的上升而加剧, 外江水位越高, 堤岸稳定安全系数降低的幅度越大。

## 参 考 文 献

- [1] OSMAN A M, THORNE C R. Riverbank stability analysis I: Theory[J]. **Journal of Hydraulic Engineering, ASCE**, 1988, 114(2): 134—150.
- [2] THORNE C R, OSMAN A M. Riverbank stability analysis II: Application[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 1988, 114(2): 151—172.
- [3] DARBY S E, THORNE C R. Development and testing of riverbank-stability analysis[J]. **Journal of Hydraulic Engineering, ASCE**, 1996, 122(8): 443—454.
- [4] DARBY S E, THORNE C R. Numerical simulation of widening and bed deformation of straight sand-bed rivers I: Model development[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 1996, 122(4): 184—193.
- [5] DARBY S E, THORNE C R. Numerical simulation of widening and bed deformation of straight sand-bed rivers II: Model evaluation[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 1996, 122(4): 194—202.
- [6] AMIRI-TOKALDANY E, DARBY S E, TOSSWELL P. Bank stability analysis for predicting reach-scale land loss and sediment yield[J]. **Journal of the American Water Resources Association**, 2003, 39(4): 897—909.
- [7] AMIRI-TOKALDANY E, DARBY S E, TOSSWELL P. Coupling bank stability and bed deformation models to predict equilibrium bed topography in river bends[J]. **Journal of Hydraulic Engineering**, 2007, 133(10): 1167—1170.
- [8] 柴军瑞, 仝彦卿. 均质土坝渗流场与应力场耦合分析的数学模型[J]. **陕西水力发电**, 1997, 13(3): 4—7.  
CHAI Jun-rui, WU Yan-qing. Research on mathematical model for coupled stress and seepage field in single-zone embankment dam[J]. **Journal of Shanxi Water Power**, 1997, 13(3): 4—7.
- [9] 陈晓平, 茜平一, 梁志松, 等. 非均质土坝稳定性的渗流场和应力场耦合分析[J]. **岩土力学**, 2004, 25(6): 860—864.  
CHEN Xiao-ping, QIAN Ping-yi, LIANG Zhi-song, et al. Coupling analysis of heterogeneous earth dam stability of seepage field and stress field[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2004, 25(6): 860—864.
- [10] 李湛, 栾茂田. 土石坝拟静力抗震稳定分析的强度折减有限元法[J]. **岩土力学**, 2010, 31(5): 1503—1508.  
LI Zhan, LUAN Mao-tian. Pseudo-static stability calculation of earth and rockfill dams using shear strength reduction finite element method[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(5): 1503—1508.
- [11] 郑颖人, 赵尚毅, 宋雅坤. 有限元强度折减法研究进展[J]. **后勤工程学院学报**, 2005, (3): 1—6.  
ZHENG Ying-ren, ZHAO Shang-yi, SONG Ya-kun. Advance of study on the strength reduction finite element method[J]. **Journal of Logistical Engineering University**, 2005, (3): 1—6.
- [12] GHOSH S N, ROY N. Boundary shear distribution in open channel flow[J]. **Journal of Hydraulics Division, ASCE**, 1970, 96(Hy4): 966—994.
- [13] 李炜, 徐孝平. 水力学[M]. 武汉: 武汉水利电力大学出版社, 2000: 132—136, 153—154.
- [14] 钱宁, 张仁, 周志德. 河床演变学[M]. 北京: 科学出版社, 1989: 137—141.
- [15] 王金昌, 陈页开. ABAQUS 在土木工程中的应用[M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2006: 20—36.
- [16] 暨南大学. 北江大堤西南镇险段护岸工程后评价[R]. 广州: 暨南大学, 2005.