

九江大堤溃坝渗流的可靠性分析

张我华,方仲将,任廷鸿

(浙江大学 岩土工程研究所,浙江 杭州 310027)

摘 要:对九江市防护大堤发生的严重渗流溃口问题进行了可靠性分析和评定.在分析中,结合九江市堤防溃口的渗流破坏机理,采用二维饱和渗流有限元和概率分析方法,从渗流稳定性的角度,研究了在随机条件下九江市防护大堤的抗渗安全问题的可靠性分析方法.讨论了发生溃堤的主要原因,指出了在 1998 年长江百年一遇的洪水条件下,九江大堤溃口断面的抗渗可靠性仅为 55%.同时也证实了九江大堤被冲溃口的必然性.研究表明,对防洪堤坝的抗渗稳定性进行可靠性的概率分析是一种更科学、更合理的堤坝抗渗安全性分析方法.

关键词:大堤溃口机理;渗流稳定性;饱和渗流有限元;抗渗功能函数;可靠性分析

中图分类号: TU462

文献标识码: A

文章编号: 1008-973X(2005)07-0976-07

Reliability analysis for seepage burst of Jiujiang dike on Changjiang river

ZHANG Wo-hua, FANG Zhong-jiang, REN Ting-hong

(Institute of Geotechnical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China)

Abstract: This work presented the reliability analysis and judgment of the serious seepage burst in the Jiujiang dike on Changjiang river during the huge pluvial disaster in 1998. The safety of the Jiujiang dike was evaluated from the viewpoint of the seepage stability by the probability analysis and two dimensional saturated seepage finite element method combining with the mechanism of seepage burst. Analysis revealed that the major reason for the seepage burst was that under the 1998 pluvial condition in the Changjiang river, the safety reliability of the Jiujiang dike against seepage disaster was of very low level, only about 55%. The results show that the reliability method based on probability analysis for the seepage stability of levee project is relatively scientific and reasonable.

Key words: mechanism of seepage burst; seepage stability; saturated seepage finite element; performance function of seepage safety; reliability analysis

1998 年,长江流域发生了历史上罕见的特大洪水,中下游许多地区超警戒水位的时间长达 60~90 d^[1],致使中下游地区的流域内发生了十数起严重的堤防溃决,造成了大面积的土地和乡镇被淹没.其中最为严重的堤防溃决有:江西九江市大堤、湖北牌洲湾堤、孟溪垸堤和湖南安造垸堤防等^[1,2].由于溃堤是在瞬间发生的,附近居民来不及防范或撤离,造成了特别严重的生命财产损失.在汛期,这类险情往往发展迅猛、危害巨大,为了防止此类灾害再度发生,正确合理地评价、估计各种堤防工程的防洪、

抗灾能力,对今后预防和抢险措施提出依据,有必要对这类堤防工程的抗灾安全性进行可靠性评定.为此,本文对 1998 年,长江流域险情最严重、影响最大的九江市堤防溃口灾变进行了可靠性分析研究,以表明对堤防工程进行可靠性评定的必要性.

1 九江大堤溃坝的渗流机理

1.1 溃口段基本情况

文献[1~3]对 1998 年 8 月 7 日九江市长江干

堤 #4~#5 闸口间的堤段(图 1)发生的溃决灾变的机理进行了深入的调查和科学、严谨的分析,通过确定性的分析计算,证明了堤防溃口的原因主要由渗透破坏引起^[2].

文献[2]在其分析中指出:由于灾害发生时现场没有完整的溃堤发生过程的记录,再加上灾害发生时间过去较久,溃口发生后堤段由于抢险救灾情况变化,难以得到溃口当天准确完整的现场资料.因此有必要在文献[1]的分析基础上,用概率分析方法进一步研究在随机因素影响下九江市堤防大堤渗流破坏的可靠性.

本文根据文献[1~4]的调查结果,查阅了相关的工程历史资料^[5]后,对溃口发生前和发生现场的情况做了具体的分析,并对溃口段基本情况的调查结果按可靠性分析要求整理归纳如下:

溃口段平面简图如图 1 所示,溃口宽度达 62 m.该堤段处于凹岸,溃口堤段自 1968 年兴建以来虽未发生过重大险情,但每年汛期下游坡脚渗水比较严重.溃口发生前堤段下游坡后有较多渗透变形迹象,堤防下游坡脚处出现了 3 个冒水的管涌泉眼,1 h 后堤顶塌陷,出现 2 m 左右大坑,随后发展为堤防溃口.

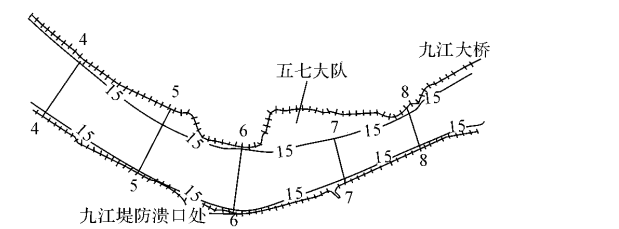


图 1 九江市防洪堤溃口段平面图
Fig.1 Illustration map of seepage burst section on dike of levee project in Jiujiang city

溃口段堤身的填土材料为砾质和粉质黏土,密实度不均匀,其渗透性较弱.堤身与原地面结合处有不连续的粉质壤土层,密实度也很不均匀,其下部为堤基粉质黏土,最大弱透水层厚度约为 12 m,在弱透水层下部为渗透性较强的砂、砾石、卵石层.1996 年因修建围堰挖开了上游堤脚的覆盖层,深达 3.7 m,未曾恢复地表原状,而且回填材料中含有块石等强透水材料.堤防下游面设有浆砌块石挡土墙,其渗流和工程性能目前尚无设计和峻工资料可查.现场调查发现^[1]:墙体内部不密实,挡土墙底部与堤基结合不紧密,夹有一层较薄的粉质壤土层延伸直至下游坡面,上游槽至下游槽土层厚度为 0~35 cm,位于最先发现出险的部位.

1.2 溃口段介质的土工特性

长江科学院、湖北武汉土工研究所对溃口段介质的材料特性进行了大量的土工试验^[1~3].溃口段介质的土主要为:粉质黏土、中粉质壤土、砾质黏土、粉质壤土.表 1~3 分别列出了按文献[1~3]的测试结果汇总整理的数据.表 1 给出在固结快剪和慢剪情况下堤身和堤基土的压缩系数 α 、黏聚力 c 和内摩擦角 ϕ .表 2 给出了各种筑堤材料的渗透系数.

长江科学院^[3]、南京水科院^[4]分别对堤身、堤基土和堤基表层土进行了多种渗流破坏的渗透比降试验.本文通过汇总给出了可供进行可靠性分析所需的渗透系数 k 、渗流破坏比降 J_f 和临界比降 J_{cr} 的参考数据,将其列于表 3.

从表 1 的数据可以看出,堤身的土具有较好的力学性能指标.表 2 表明:堤身和堤基的土料的渗透性都不均匀,且渗透系数相关较大.从表 3 可以看出,堤身和堤基的土料均属于流土类土,其中粉质黏土的临界比降和破坏比降远大于粉质壤土的临界比降 J_{cr} 和破坏比降 J_f ,这表明粉质壤土的抗渗强度远小于粉质黏土.

表 1 土样力学指标

Tab.1 Mechanical properties of soil samples

土类	α/MPa^{-1}	c/kPa		$\phi/(\text{^\circ})$	
		固结快剪	慢剪	固结快剪	慢剪
堤基土	0.272	9.3	17.4	29.0	30.3
堤身土	0.350	10.5	23.0	31.3	31.7

表 2 材料的渗透系数

Tab.2 Permeability coefficient of materials

土类	$\rho_d/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	$k/(\text{cm} \cdot \text{s}^{-1})$
堤基粉质黏土	1.48	1.38×10^{-5} 6.54×10^{-4}
堤身粉质壤土	1.43	1.39×10^{-4} 1.00×10^{-3}
堤身粉质黏土	1.48	4.70×10^{-4} 8.81×10^{-4}
堤基粉质壤土	1.43	2.72×10^{-4} 2.62×10^{-3}
混凝土	1.86	2×10^{-7}

表 3 堤基、堤身土的渗透系数与渗透比降

Tab.3 Permeability coefficient and seepage gradient of soils in body and foundation of dike

土类	$k/(\text{cm} \cdot \text{s}^{-1})$	$k^*/(\text{cm} \cdot \text{s}^{-1})$	J_{cr}	J_f
堤身粉质黏土	8.81×10^{-4} 4.70×10^{-4}	1.89×10^{-4}	4.16	5.18
			9.198	11.91
堤基表层粉质壤土	2.62×10^{-4} 2.72×10^{-4}	5.08×10^{-4}	0.779	1.199
			0.99	1.22
堤基粉质黏土	1.01×10^{-5}	—	10.114	12.852

k^* 防渗墙处取土样

文献[1,3]还指出:冲刷试验结果显示,粉质壤土的冲刷启动流速为 3.54 cm/s,这意味着在裂缝处或在堤身与堤基的不利接触面处,粉质壤土层的土体很容易被冲刷。

2 溃口段堤坝的渗流有限元计算

2.1 渗流计算有限元模型

通过对文献[1~4]中关于现场的勘探和土工试验结果的分析、对比发现,溃口发生的主要原因为渗透失稳破坏。为了在可靠性分析中,对上述溃口发生的主要原因提出符合实际、可信的抗渗功能函数模型,本文根据文献[2]中对九江溃口渗流分析所提出的多种渗流计算方案,进行了渗流有限元与 GB50286—98 规范^[6]和文献[7]中所推荐的渗流计算公式的分析计算的对比。

将模型考虑为稳定、饱和渗流状态进行数值分析研究,其控制方程为典型的拉普拉斯方程:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial h}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial h}{\partial y} \right) = 0, \quad (1)$$

边界条件如下:

给定水头边界 r_1 上的第 I 类边界条件为

$$h|_{r_1} = H(x, y); \quad (2)$$

给定流量边界 r_2 上的第 II 类边界为

$$k \frac{\partial h}{\partial n} \bigg|_{r_2} = -q(x, y). \quad (3)$$

溃口处工程地质剖面与有限元网格模型如图 2 所示。模拟计算断面是参照图 1 中断面 5—5、6—6 的工程地质剖面资料假定为图 2 中的状况进行的。分析计算的有限元网格模型采用了线性四边形和三角形单元。堤身结构由前后混凝土防渗墙、堤身粉质黏土、粉质壤土、粉质细沙、沙岩

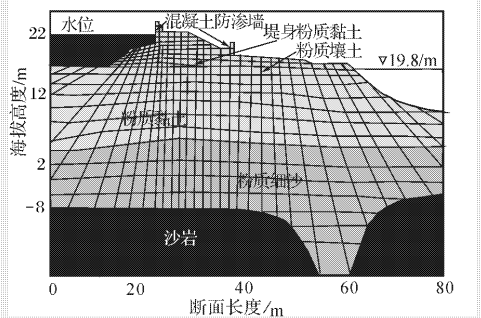


图 2 溃口处工程地质剖面与有限元网格示意图

Fig. 2 F. E. Mesh and geology situation of seepage burst section plane for dike

黏土层、粉质细沙层和沙岩组成。分析区域取为水平宽 80 m, 竖向海拔上 25 m、海拔下 -18 m。平面网格由 547 个单元、594 个节点组成。

2.2 计算参数及边界条件确定

计算参数及边界条件的确定对分析结果的合理性有很大的影响。根据文献[1~4]给出土工试验结果和现场调查收集的溃口数据,基本考虑如下:

上游入渗边界的外水头高,根据溃堤前已经历超警戒水位 45 d 情况下的实测资料^[2],分别取汛期最高海拔水位为 23.03 m 和溃口时海拔水位为 22.87 m 计算。为了解其他较低水位的影响,在可靠性分析中亦按 20.00 m 的均值水位进行了计算。另外,将外水塘取为下游边界,水位可假定为 19.00 m。分析中对不同的江滩形状根据前文提及的因修建围堰对上游边滩开挖后的影响进行了模拟。

2.3 堤防坡脚渗透稳定性判断

渗透稳定性判断采用安全比降法,以土层出逸点渗透比降 J 小于或等于土体允许比降 J_{cr} 作为安全标准。若 $J > J_{cr}$,则认为土体产生的渗透变形将失去渗透稳定性,表达式为

$$J \leq J_{cr}. \quad (4)$$

其中 J 为出逸点的平均渗透比降,分别按有限元方法和文献[6,7]中的公式计算。在有限元计算中,须对渗流场中逸点所在单元的势函数梯度的模求单元平均,即为平均渗透比降;文献[6,7]给出的是按规范计算的公式。在本研究中,土体允许比降 J_{cr} 按照坡脚土体中性质最差的粉质壤土的临界比降值,由表 3 的结果和文献[7]给出的方法确定,然后对堤坡渗流稳定进行对比、分析、判断。

2.4 计算结果与分析

根据表 1~3 中材料参数的合理范围,对溃口段的断面选取不同的参数,并在不同的汛期水位条件下,按文献[1]中的方案,进行了多种不同工况的分析、计算、对比。对挡土墙底部与堤基结合处相交点的出逸比降进行了有限元数值计算,并与按文献[6,8]给出的理论简化模型公式的计算结果作了对比,由图 3 中的条形图给出了不同工况的对比结果,可以看出两者结果比较靠近。分析计算结果均得出了,挡土墙底部与堤基结合处相交点的出逸比降大于介质临界比降 ($J > J_{cr}$) 的结论,这证明了堤防溃口的原因主要是由渗透破坏引起。

文献[1]根据调查结果分别定性地讨论了在堤防溃口的必然性中,下游逸出口高低、堤基粉质壤土层及其层厚、外江水位、上游堤脚的开挖等因素的影响。为了更明显直观,通过图 4、5 可以定量地考查出逸点

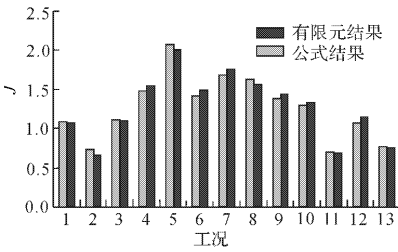


图 3 不同工况下挡土墙底部出逸点渗流比降的对比计算

Fig. 3 Comparison of seepage gradient at leakage point in corner of wall under different simulation schemas

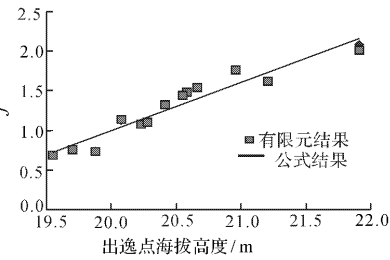


图 4 不同出逸点海拔高程情况下其渗透比降的对比

Fig. 4 Comparison of seepage gradient at leakage point when leakage transgress high of dike is on different levels

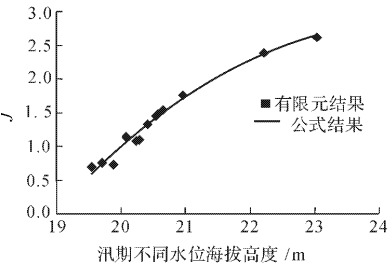


图 5 汛期不同水位高程下堤坝最大渗透比降的对比

Fig. 5 Comparison of maximum seepage gradient of burst section plane of dike under different pluvial levels during flood season

海拔高程和汛期不同水位高程对渗透比降的影响。

对堤身材料采用不同渗透性参数在有不同厚度的堤基粉质壤土层情况下计算发现：下游逸出口段的出逸点高程对挡土墙底部与堤基结合处相交点的渗流比降有明显影响。将这些计算数据绘制在一起，发现，下游逸出口段的出逸点高程与渗流比降呈线性关系。图 4 给出了下游逸出口段在不同出逸点高程时对其渗流比降的影响的对比结果。

由文献[1,2]可知,在非汛期,平均江水水位约

为 19.5 m,而汛期江水水位达到了 21.5 m 以上,当汛期持续时间较长时,如 1998 年汛期最高水位为 23.03 m,发生溃口时的水位为 22.8 m. 为了考察外江水位的影响,将不同工况条件下由不同江水位计算得到的最大渗流比降结果的数据绘制在一起,考察不同汛期水位对堤坝最大的渗流比降的影响,图 5 中的点和曲线表示了它们间的变化趋势和对比结果. 上述结果表明,溃口段的土层结构和渗流进出口状况是难以抵御 1998 年居高不下的长江水位条件的,这与文献[1,2]中的调查结果“每年汛期下游坡脚渗水较严重”也是相吻合的。

3 溃口段堤坝的渗流可靠性分析

广义上,一项工程系统的可靠度被定义为能完成预定功能或任务的概率. 因此可定义一个功能函数或安全性函数: $g(x)=g(x_1,x_2,\cdots,x_n)$,其中 $x=\{x_1,x_2,\cdots,x_n\}$ 是决定系统不确定性的随机状态向量. 极限功能情况被定义为 $g(x)=0$,它表示一个被称为‘失效曲面’的 N 维极限状态曲面,因此失效曲面的一侧 $g(x)>0$ 表示系统的安全状态,另一侧 $g(x)<0$ 表示系统的失效状态. 功能函数 $g(x)$ 的值取决于状态变量 x 的随机性,因此它也是随机的,失效概率可用功能函数表示如下:

$$P_f=P\left(\frac{g(x)-\mu_g}{\sigma_g}>-\frac{\mu_g}{\sigma_g}\right)=P(Z>-\beta). \quad (5)$$

式中: μ_g 、 σ_g 分别为功能函数的均值和标准差, $Z=(g(x)-\mu_g)/\sigma_g$ 为由功能函数定义的标准随机变量, $\beta=\mu_g/\sigma_g$ 是可靠性指标. 因此,与标准正态空间原点相关的失效曲面位置便决定着系统的安全性或可靠性. 这样,可靠性指标 β 便表示标准正态空间的原点到极限状态曲面的最短距离[9]. 这就是说,失效曲面上到原点距离最短的点也就是最大概率失效点. 当 $Z=(g(x)-\mu_g)/\sigma_g$ 为正态分布时,系统的可靠性概率可以表示为

$$P_r=P(Z<-\beta)=\int_{-\infty}^{-\beta}\phi(Z)dz=\Phi(-\beta). \quad (6)$$

式中: $\phi(z)$ 为正态分布概率密度函数, $\Phi(-\beta)$ 为正态分布概率函数.

实际上,就独立的多变量正态空间而言,联合概率密度函数的等概率线就是标准正态空间中的 N 维平面上的圆轮廓线(图 6 中维数是 2). 图 6 中的符号 R 、 S 分别为功能的供应能力和需求程度[10,11], μ_R 、 σ_R 分别为功能的供应能力的均值和标准差, μ_S 、 σ_S 分别为功能的需求程度的均值和标准差。

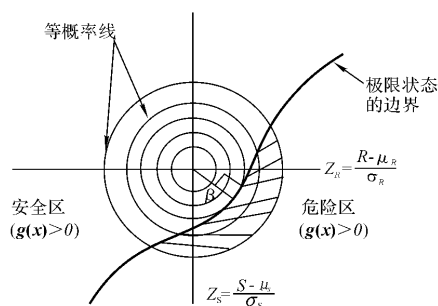


图 6 用功能函数的供应能力和需求程度(Z_R, Z_S)在正态空间上的概率等值线描述可靠性指标 β

Fig. 6 Reliability index β represented by probability contours in normalized space of supply and demand (Z_R, Z_S)

从近似意义来说,该最短距离可作为可靠性指标。但是,这种可靠性的定义必须谨慎应用,因为这种可靠性指标的格式必须满足“独立正态多变量情况”的假设。在此假定下,失效曲面上距离原点最近的点 u^* ,满足条件 $g(u^*)=0$ 的概率,可用距离 $\beta=(u^T u)^{1/2}$ 最小值的高斯函数式(6)表示,于是

$$\begin{aligned} & \text{Minimize } \beta = (u^T u)^{1/2}, \\ & \text{约束条件 } g(x) = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

然而随机系统最一般情况是相关非正态的,因此直接求可靠性的概率积分就比较困难。如果能找到一种普遍变换,把相关非正态随机系统转换为独立标准正态的,系统的可靠性就直接可由式(6)的误差函数值得出。理论上,这样的变换在 Rosenblatt 变换^[10,11]的基础上是可行的,但是,由于非正态分布的条件概率积分所导致的非线性,该变换的使用变得困难。本节介绍该变换的一种线性化方法。

假设 x 是相关非正态随机矢量, u 是独立正态随机矢量。考虑一般的 Γ 变换,矢量 x 可从 x -空间变换到 u -空间,即为 $u=\Gamma(x)$ 。功能函数 $g(x)$ 在该变换下变成 $g(u)=g(\Gamma^{-1}(x))=0$ 。因为 x 是相关非正态的,如果这种变换的形式为

$$u=A^{-1}(x-\mu_x) \text{ 或 } x=Au+\mu_x. \quad (8)$$

式中: μ_x 是 x 的均值矢量, A 是线性变换矩阵。如果使得相关非正态的矢量 x 变为独立正态的矢量 u ,且在极限状态曲面的最短距离点 u^* 上有相同的概率,则式(5)给出的概率积分便转换为对独立正态随机变量的概率积分式(6),于是,功能函数在该变换下变成独立、正态随机变量 u 的函数 $g(u)=g(Ax-\mu_x)=0$ 。为实现上述变换,需要定义概率函数向量 $F=\{F_1(x_1), F_2(x_2), \dots, F_n(x_n)\}^T$ 和 $f=\{f_1(x_1),$

$f_2(x_2), \dots, f_n(x_n)\}^T$, 其中, $F_i(x_i)$ 和 $f_i(x_i)$ 分别为非正态随机变量 $x_i (i=1, 2, \dots, n)$ 的概率分布函数和概率密度函数。当假设

$$\Phi(u_i)=F_i(x_i), \phi(u_i)=f_i(x_i); i=1, 2, \dots, n \quad (9)$$

时,按文献[10]的方法可得出

$$u=\lambda^{-1}T^Ta(D^{-1})^2(x-\mu_x), \quad (10)$$

其中对角阵 a 的元素为

$$a_{ii}=\frac{\partial x_i}{\partial u_i}=\frac{\phi(u_i)}{f_i(x_i)}=J_{ii}. \quad (11)$$

对角阵 λ 由随机状态向量 x 的自相关矩阵 ρ_{xx} 的特征值组成, T 是由特征向量组成的变换矩阵,它将相关随机向量变换为独立的随机向量。对角阵 D 由随机向量 x 的标准差组成。所求的变换矩阵 A 的元素为^[11]

$$A_{ij}=\frac{\lambda_1 \sigma_{xi}^2 f_i(x_i)}{\phi\{\Phi^{-1}[F_i(x_i)]\}} \delta_{ik} T_{km} \delta_{mj}. \quad (12)$$

前节的分析已经可知九江大堤溃口堤坝的抗渗安全性很差。本节根据以上情况所给出的基本数据,从抗渗稳定性的角度对溃口堤坝断面的渗流安全性作进一步的概率分析。从可靠性评定的角度论证该堤坝在 1998 年洪汛期被冲溃口的必然性。对九江溃口堤坝断面进行可靠性分析的功能函数按安全比降法,以出逸点渗透比降 J 小于或等于土体允许比降 J_{cr} 作为安全标准。若 $J>J_{cr}$,即认为堤坝将产生失稳的渗透变形。在随机条件下堤坝抗渗安全性的功能函数可表达为

$$g(x)=g(x_1, x_2, \dots, x_n)=J-J_{cr}. \quad (13)$$

其中渗透比降 J 的分析模型很多,最常用的有平均渗透比降 $J=\Delta H/\Delta L$ 。渗透比降也可根据文献[6,8]给出的计算公式确定:

$$J=(q/k) \times (1/A). \quad (14)$$

式中: q 为渗流强度; A 为平均水头损失

$$A=(H_1+h_0)/2; \quad (15)$$

h_0 为出逸口高; H_1 为汛期水位。联立上述方程,得

$$J=[2q/(H_1+h_0)]/k. \quad (16)$$

其中, h_0 和 q/k 可由解联立方程

$$\left. \begin{aligned} \frac{q}{k} &= \frac{H_1^2 - h_0^2}{2(L_1 - m_2 h_0)}, \\ \frac{q}{k} &= \frac{h_0 - H_2}{m_2 + 0.5} \left[1 + \frac{H_2}{h_0 - H_2 + \frac{m_2 H_2}{2(m_2 + 0.5)^2}} \right] \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

求得^[6]。

应当指出,九江在洪峰期间,江水流速对堤坡的冲刷将明显降低堤坝的抗渗比降 J_{cr} ,因此,汛期的江水流速 v 是影响溃口发生的重要随机因素之一。

汛期的江水流速对临界抗渗比降 J_{cr} 的影响可按文献[7]中的曲线数值插值确定. 假定其随机分布为对数正态分布, 模型中的另外两个随机因素为汛期江水水深 H_1 和下游边坡的外水深 H_2 , 它们分别考虑为皮尔逊 III 型和极值 I 型随机分布^[9~11].

九江大堤溃口段为粉土、粉砂、砂组成的均质坝, 土粒比重为 1.48, 孔隙率为 0.45, 渗透系数为 4.7×10^{-7} m/s, 临水侧采用了砌石护面, 背水侧是草皮护面. 堤身结构由前后混凝土防渗墙、堤身粉质黏土填筑构成. 分析计算中, 上下游坡均可等效为单纯的梯形坡, 下游坡等效坡率为 1.10, 上游坡等效坡率为 2.25, 下底总长为 70.0 m, 坝高为 5.8 m, 不允许越浪. 系统随机状态变量的统计值根据上节所给出的基本环境数据选取, 可靠性概率分析所必需的统计数据可归纳如图 3 所示.

表 4 可靠性分析中随机因素的统计状态
Tab. 4 Statostocs state of random factor in reliability analysis

随机变量	H_1/m	$v/(\text{km} \cdot \text{h}^{-1})$	H_2/m
均值	4.2	27.4	1.5
标准差	0.63	5.61	0.37
变差系数	0.15	0.15	0.15
分布形式	为皮尔逊 III 型分布	对数正态 分布	极值 I 型随 机分布

分析模型采用透水堤基均质土堤的渗流模型, 且考虑下游坡无排水设备情况. 表 3 渗透比降是在非冲刷条件下的实验室测量值, 文献[7]指出: 在冲刷水流速增高时抗渗比降明显减低. 在洪峰期江水的流速很大, 因此, 可靠性分析中, 临界比降的均值应按表 3 中表层粉质壤土的值, 其值受洪峰期水流速度增大而降低, 取为 0.25 较为合理.

计算中, 随机变量洪水水位是按 1998 年抗洪救灾环境形势下选定的, 因 1998 年长江洪水为百年一遇, 因此洪水水位按频率为 1/100 的设计潮位涨高 6.03 m, 最高水位的海拔高度应接近但低于 $d=18+6.03=24.03$ m, 跟 1998 年的最高洪水平均水位观测值基本符合. 因此, 可按汛期洪水水位的涨高和洪峰期间的洪水最大流速及下游水位涨高的影响进行可靠性计算.

通过可靠性分析计算发现, 在表 4 的统计参数所对应的 1998 年长江百年一遇洪水条件下, 九江大堤溃口断面的抗渗可靠性仅在 55% 左右, 这种低可靠性孕育着堤坝溃口的必然性.

图 7 给出的是汛期中溃口断面在江水水位上涨时的可靠性变化. 从曲线可以看出江水平均海拔水

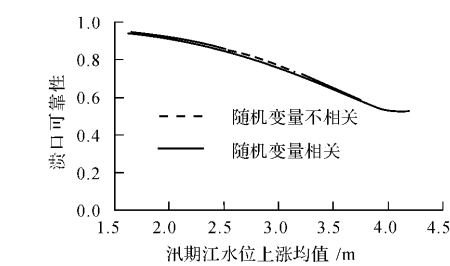


图 7 溃口江堤的可靠性随汛期水位上涨均值的变化
Fig. 7 Reliability of seepage burst of dike versus change of average incremental pluvial level during flood period

位在 $18\text{ m}+2\text{ m}=20\text{ m}$ 以下时, 断面尚有 90 % 的可靠性, 当江水平均海拔最高水位上涨到 $18\text{ m}+2\text{ m}=20\text{ m}$ 以上时, 断面仅有 55 % 左右的可靠性. 两条曲线非常接近, 这说明随机变量间的相关性对可靠性结果的影响不大.

图 8 给出的是溃口断面的可靠性随汛期江水速度均值变化的形态, 从曲线可以看出, 当江水平均速度在 $18\sim25\text{ km/h}$ ($5\sim7\text{ m/s}$) 时, 由于不相关数据的离散性, 其分析结果明显偏高于数据间考虑相关性的结果. 实际上汛期江水速度取决于洪峰速度, 因而与汛期平均水位和下游降雨积存水位是密切相关的. 图中的实线较客观的反映了实际情况.

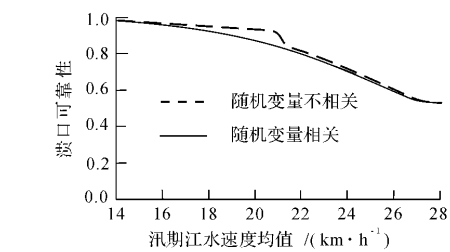


图 8 溃口可靠性随汛期江水速度均值的变化
Fig. 8 Reliability of seepage burst versus change of average pluvial speed during flood period

图 9 给出了堤坝下游水位变化的状态对溃口断面可靠性的影响. 在该图的分析计算中, 保持了溃口发生时的平均水位和江水流速不变, 让堤坝下游水位 H_2 的均值变化, 以此考察溃口断面特征可靠性的变化. 可以看出, 在溃口发生条件下, 堤坝下游水位的变化对溃口断面 55% 左右的特征可靠性影响不大, 影响范围仅在 51%~59%.

下面分析讨论在溃坝条件下, 随机状态参数的离散性(随机变量的标准差或变异系数)对溃口可靠性的影响.

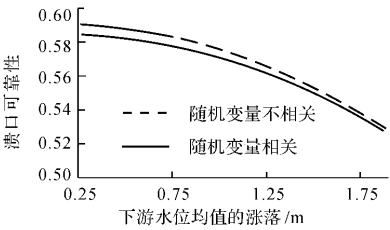


图 9 溃口可靠性随下游水位均值涨落的变化

Fig. 9 Reliability of seepage burst versus fluctuation of average water level on downstream side of dike during flood period

图 10 表示在溃口发生的条件下, 汛期平均水位涨落的标准差对溃口可靠性的影响. 图 11 给出的是在溃口发生的条件下, 溃口可靠性受汛期流速变异系数的影响. 图 12 给出了堤坝下游水位涨落的变异系数对溃口断面的可靠性的影响. 可以看出, 在溃口发生条件下, 堤坝下游水位的随机性变化对溃口断面可靠性的影响不大.

从上述各图中可以看出, 在溃口发生的环境条件下, 不论水位涨落的偏差还是流速的变异系数增加都使溃口可靠性有所下降, 但下降不大. 而平均水位涨落和平均流速的随机性虽然有影响, 但对由发

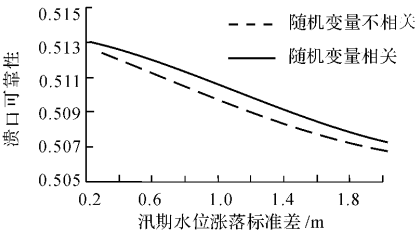


图 10 溃口可靠性随汛期水位涨落标准差的变化

Fig. 10 Reliability of seepage burst versus standard deviation of pluvial level fluctuation during flood period

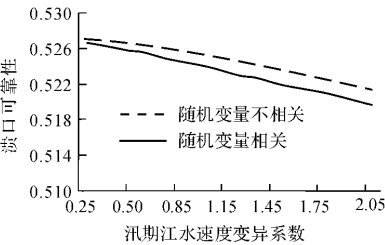


图 11 溃口可靠性随汛期流速变异系数的变化

Fig. 11 Reliability of seepage burst versus coefficient of deviation of pluvial speed during flood period

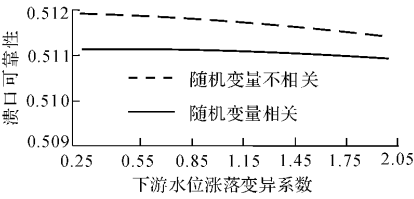


图 12 溃口可靠性随下游水位涨落变异系数的变化

Fig. 12 Reliability of seepage burst versus coefficient of water level fluctuation on downstream side of dike during flood period

生溃口的环境条件所决定的特征可靠性影响不大. 55% 的可靠性实质上就是溃口发生的环境条件所决定的特征可靠性, 在这种环境特征下, 随机性的变化对特征可靠性的影响不大. 这种低的特征可靠性孕育着堤坝溃口的必然性.

4 结 论

(1) 对溃口堤段采用二维饱和稳定渗流有限元计算, 得到的计算结果与实际状况相吻合, 表明计算模型和参数的选取范围是合理的, 计算结果可信.

(2) 通过分析归纳出溃口原因以及溃口堤段各组成部分对堤防溃决所起的作用为:

- ① 挡土墙下部的粉质壤土土层厚度小、抗渗强度低是导致堤防溃口渗流破坏的首发部位和管涌通道;
- ② 下游挡土墙出口段渗透性低, 增大了逸出口的渗流力, 影响了堤防整体渗透稳定性;
- ③ 堤身粉质黏土填筑质量差和上游坡脚开挖后未予以复原加固, 加剧了堤防渗透变形失稳;
- ④ 超过 21.5 m 的高水位持续时间过长.

(3) 受这些不利因素的综合影响, 堤防下游坡脚的出逸比降接近和超过临界比降, 使该处首先发生渗透变形, 随着江水位的继续增高, 土体流失量逐渐增多, 渗透变形范围渐渐向堤内发展, 逐渐形成渗漏管涌通道, 直至堤身出现空洞, 引起上部塌陷、整体失稳以至溃决.

(4) 从渗流稳定性的角度, 对堤坝断面的抗渗流破坏性能进行可靠性概率分析, 是一种更科学、更合理的堤坝抗渗安全性分析方法.

(5) 通过可靠性分析计算论证了九江大堤溃口断面的抗渗可靠性非常低, 造成了在 1998 年的洪水条件下, 堤坝在汛期被冲溃口的必然性.

晶相质量分数也随之增大,高于 850 °C 后则基本保持恒定。受薄膜与基板之间应力的作用,硅基板上的 LCMT0 薄膜在不同热处理温度下析出的晶相,其晶格常数不同,温度越高,晶相的晶格常数就越大;当薄膜厚度越大,而薄膜与基板产生的应力区域范围相对于膜厚越小时,薄膜中受应力作用的晶相相对就越低,晶格常数相对较小且接近于不受应力时的值;在薄膜制备时氧分压的提高,可以使 Si 基板上形成具有完整晶相结构 LCMT0 薄膜的晶格常数相对较小。

参考文献(References):

- [1] KOTHALE M B, PATANKAR K K, KADAM S L, *et al.* Dielectric behaviour and magnetoelectric effect in copper-cobalt ferrite + barium lead titanate composites [J]. **Materials Chemistry and Physics**, 2003, 77(3): 691 - 696.
- [2] NICOLA A H, ALESSIO F. Why are there any magnetic ferroelectrics [J]. **Journal of Magnetism and Magnetic Materials**, 2002, 242 - 245(2):976 - 979.

(上接第 982 页)

参考文献(References):

- [1] 徐福兴. 江城防溃口段地质勘察说明[R]. 武汉:长江水利委员会综勘局,1998.
XU Fu-xing. Geological exploration instruction of seepage burst section of Jiang Cheng [R]. Wuhan: Yangtze River Water Conservancy Committee Exploration Office, 1998.
- [2] 吴昌瑜,丁金华. 九江长江干堤溃口段破坏机理及处理措施[J]. 岩土工程学报,2001,23(5):557 - 562.
WU Chang-yu, DING Jin-hua. Failure mechanism and treating performance of seepage burst section on dike of levee project of Yangtze River in Jiu Jiang [J]. **Geotechnical Engineering College Journal**, 2001, 23 (5): 557 - 562.
- [3] 余建平. 九江市长江干堤'98 溃口段土工试验说明[R]. 武汉:长江科学院土工研究所,1998.
YU Jian-ping. Geotechnic test instruction of '98 seepage burst section of Yangtze River shank dike in Jiu Jiang [R]. Wuhan: Yangtze River Section Institute Earthwork Research Bureau,1998.
- [4] 姜树海. 渗透系数和渗透变形试验说明[R]. 南京:南京水利科学研究院水工研究所,1998.
JIANG Shu-hai. Test instruction of permeability coefficient and seepage deformation[R]. Nanking: Nanking Water Conservancy Science Research Institute Aqua Work Research Bureau,1998.

- [3] SKINNER S M. Magnetically ordered ferroelectric materials [J]. **IEEE Transactions on Parts, Materials and Packaging**, 1970, PAP - 6(2):68 - 84.
- [4] TAGUCHI H, SONODA M, NAGAO M, *et al.* Role of tetravalent ion in metal-insulator transition in $(\text{La}_{0.1}\text{Ca}_{0.9}\text{Mn}_{1-x}\text{Ti}_x)\text{O}_3$ [J]. **Journal of Solid State Chemistry**, 1996, 126(2): 235 - 241.
- [5] MORENO I, MORALES M, SARRION M L M. synthesis, phase diagram, and conductivity study in a $\text{La}_{0.5+x+y}\text{Li}_{0.5-3x}\text{Ti}_{1-3y}\text{Mn}_{3y}\text{O}_3$ system [J]. **Journal of Solid State Chemistry**, 1998, 140(2):377 - 386.
- [6] YAO T. Lattice strain in heteroepitaxial films [J]. **Optoelectronics-Devices and Technologies**, 1991, 6(1):37 - 72.
- [7] 沈鸽,杜丕一. 溶胶凝胶法 PLT 薄膜的形成与热处理温度关系研究 [J]. 无机材料学报,2002, 17(1): 117 - 118.
SHEN Ge, DU Pi-yi. Relationship between phase formation and calcination temperature of sol-gel derived PLT thin film [J]. **Journal of Inorganic Materials**, 2002, 17(1): 117 - 118.

- [5] 九江市水利设计院. 市区防洪工程设计说明(0+000~2+911.5)[R]. 九江:九江市水利设计院. 1995.
Jiujiang Water Conservancy Design Institute. Metropolitan district flood control engineering design instruction(0+000~2+911.5)[R], Jiujiang: Jiujiang Water Conservancy Design Institute,1995.
- [6] 中华人民共和国国家标. GB 50286—98, 堤防工程设计规范[S]. 北京:中国计划出版社,1999.
National standard in the People's Republic of China. GB 50286—98, Levee engineering design specification [S]. Beijing: Chinese Plan Press, 1999.
- [7] 刘杰. 土的渗透稳定与渗流控制[M]. 北京:水利电力出版社,1992.
- [8] 顾慰慈. 渗流计算原理及应用[M]. 北京:中国建材工业出版社,2000.
- [9] SIDDALL J. **Probabilistic engineering design, principal and applications** [M]. New York and Basel: Marcel Dekker, INC, 1983.
- [10] ALFREDO H-S, WILSON T. **Probability concepts in engineering design** [M]. New York: Hohn Wiley & Sons, 1984.
- [11] ZHANG Wo-hua, CHEN Yun-min, JIN Yi. The method of probability analysis for breakwater stability [A]. **Proc of Coastal Geotechnical Engineering in Practice** [C]. Rotterdam Brookfield: A A BALKE-MAN, 2000, 1:399 - 405.