

DOI: 10.20040/j.cnki.1000-7709.2025.20242185

混凝土坝不收敛变形监控指标拟定探讨

涂月彤¹, 黄耀英¹, 崔卫天¹, 周或婕¹, 朱赵辉²

(1. 三峡大学水利与环境学院, 湖北 宜昌 443002; 2. 中国水利水电科学研究院, 北京 100038)

摘要: 针对基于常规小概率法拟定大坝变形监控指标(属于固定限值)存在不收敛、易出现误报警问题,提出了基于分离时效分量的小概率法拟定变形监控指标的计算方法,首先建立大坝变形统计模型分离出时效分量;进而针对扣除时效分量的时间系列变形,分别对比了选取年度极值作为子样本、选取年度最不利库水位和温度对应变形作为子样本以及选取基于正交试验法组合的不利水位和温度对应变形作为子样本,然后进行统计检验,并采用小概率法拟定扣除时效分量的变形容许值,最后叠加时效分量获得大坝不收敛变形监控指标。结合西南某变形不收敛重力坝实测资料分析表明,相对于常规小概率法拟定的监控指标,基于分离时效分量的方法充分考虑到了时间效应,且增强了监控指标的可靠性。

关键词: 混凝土坝; 不收敛变形; 监控指标; 时效分量; 正交设计法

中图分类号: TV698.1

文献标志码: A

文章编号: 1000-7709(2025)09-0141-05

1 引言

由于大坝变形监测反映了大坝整体变形和受力状态,且变形监测直观可靠,普遍将其作为最主要的监测量,因此拟定大坝变形监控指标对大坝安全运维管理具有重要的参考作用^[1]。目前在工程上,常采用典型效应量小概率法^[2]、最大熵法^[3]、云模型法^[4]及 POT 模型法^[5]等结合历史监测资料拟定大坝监控指标。但亦发现存在不足:①拟定的监控指标一般为固定限值。对大坝工作性态综合评价虽安全,但存在部分测点变形尚未完全收敛的情况,且随着大坝服役年限的增加,这些测点不收敛变形逐渐增大,此时固定限值容易出现误报警。②一般选择年度效应量极值作为子样本进行统计分析,未充分考虑不利水压荷载和不利温度荷载之间的工况组合,导致选取的效应量极值不能完全反映不利荷载的组合效应。由于混凝土坝的变形包含水压分量、温度分量和时效分量,通过建立大坝变形统计模型分离出时效分量可较好地反映不收敛变形的变化规律。为此,本文探讨了大坝变形尚未完全收敛情况下监控指

标的拟定,通过建立大坝变形统计模型分离出时效分量来反映不收敛变形的特性,进而采用正交试验法考虑不利水压荷载和不利温度荷载之间的组合效应,最后结合西南地区某变形尚未完全收敛的混凝土重力坝的实测值进行监控指标拟定,获得了一些有益的结论,可供借鉴。

2 混凝土坝不收敛性变形监控指标拟定原理

服役期的混凝土坝的工作条件复杂。虽然大坝工作性态综合评价安全,但仍可能存在部分测点的位移尚未完全收敛。由于建立大坝变形统计模型时,时效分量可较好地反映不收敛变形的特性,因此在拟定大坝变形监控指标时,首先建立大坝变形统计模型:

$$\delta = \delta_H + \delta_T + \delta_\theta \quad (1)$$

式中, δ 为监测变形量; δ_H 、 δ_T 、 δ_θ 分别为水压分量、温度分量、时效分量。

采用回归分析或优化算法,由式(1)分离出时效分量 δ_θ 描述尚未收敛的变形特性,而对于扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列

收稿日期: 2024-11-20, **修回日期:** 2024-12-16

基金项目: 国家自然科学基金项目(52239009, 52179135)

作者简介: 涂月彤(2001-),女,硕士研究生,研究方向为水工程安全评价, E-mail: 1204925667@qq.com

通讯作者: 黄耀英(1977-),男,博士、教授、博导,研究方向为水工程数值计算与安全评价, E-mail: huangyaoying@

δ_{H+T} ,可采用 3 种方式拟定不收敛变形监控指标:①方法 1。对扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列 δ_{H+T} ,选取年度极值作为不利荷载工况下的子样本 E_1 ,计算其样本特征值 \bar{E}_1 、 σ_{E_1} (\bar{E}_1 、 σ_{E_1} 分别为不利荷载组合时的监测效应量样本空间的均值、标准差),进而采用统计检验方法(A-D 法或 K-S 法)对其进行分布检验,确定其概率密度函数 $f_1(E_1)$,然后基于小概率法计算扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列 δ_{H+T} 对应的允许值 $[\delta_{H+T}]$,最后叠加时效分量,获得不收敛变形监控指标 $[\delta_{H+T}] + \delta_\theta$ 。②方法 2。对扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列 δ_{H+T} ,分别选取不利水位工况和不利温度工况对应的效应量作为子样本 E_2 ,计算其样本特征值 \bar{E}_2 、 σ_{E_2} ,统计检验确定的概率密度函数为 $f_2(E_2)$,然后基于小概率法计算扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列 δ_{H+T} 对应的允许值 $[\delta_{H+T}]$,最后叠加时效分量,获得不收敛变形监控指标 $[\delta_{H+T}] + \delta_\theta$ 。方法 2 与方法 1 的不同之处在于,方法 1 是选取扣除时效分量的年度极值作为子样本,而方法 2 是分别选取不利水位工况和不利温度工况对应的扣除时效分量的效应量作为子样本。③方法 3。与方法 1 与方法 2 不同之处在于,方法 3 分别确定不利水位工况的取值范围和不利温度工况的取值范围,将不利水位和不利温度分别均分为 n 个水平,进而采用正交试验法设计 2 因素 n 水平的正交设计表,对不利水位工况和不利温度工况进行组合,得到多种不利荷载工况组合,然后在扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列 δ_{H+T} 中选取不利水位和温度工况组合相近的效应量作为子样本 E_3 ,计算其样本特征值 \bar{E}_3 、 σ_{E_3} ,统计检验确定的概率密度函数为 $f_3(E_3)$,然后基于小概率法计算扣除时效分量的水压分量和温度分量的时间序列 δ_{H+T} 对应的允许值 $[\delta_{H+T}]$,最后叠加时效分量,获得不收敛变形监控指标 $[\delta_{H+T}] + \delta_\theta$ 。方法 3 与方法 2 不同之处在于,方法 3 是选取不利水位和不利温度的正交设计法组合工况对应的扣除时效分量的效应量作为子样本。

为此,建立拟定混凝土坝不收敛变形监控指标 $[\delta_t]$ 的数学优化模型为:

$$\begin{cases} \text{Find} & [\delta_{H+T}] + \delta_\theta \leq [\delta_t] \\ \text{St.} & \begin{cases} \delta_\theta = c_1(\theta - \theta_0) + c_2(\ln\theta - \ln\theta_0) \\ [\delta_{H+T}] = F^{-1}(\bar{E}, \sigma_E, \alpha) \\ E = \{\max(\Omega_i)\} \end{cases} \end{cases} \quad (2)$$

式中, c_1 、 c_2 为时效分量的回归系数; θ 、 θ_0 分别为监测日、始测日至时间起算日的累计天数除以 100; F 为监测效应量样本分布函数; α 为失效概率; Ω_i 为第 i 年扣除时效分量的效应量集合。

对于方法 2, $E = \{\Theta_{i,\max(H)}, \Theta_{i,\max(T)}\}$ 、 $\Theta_{i,\max(H)}$ 、 $\Theta_{i,\max(T)}$ 分别为第 i 年最不利水位和最不利温度对应的是扣除时效分量的效应量;对于方法 3, $E = \{\Psi_{i,L_n(H,T)}\}$, $\Psi_{i,L_n(H,T)}$ 为第 i 年扣除时效分量的效应量。

混凝土坝不收敛性变形监控指标拟定原理的流程见图 1。

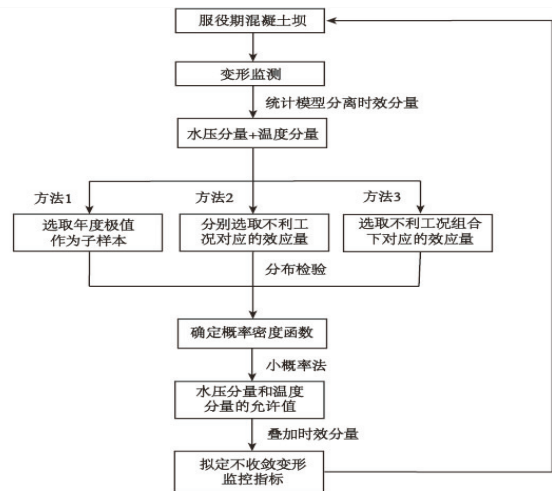


图 1 不收敛变形监控指标拟定流程图

Fig. 1 Flow chart of drawing up method of Non-convergence deformation monitoring index

3 实例分析

3.1 工程概况

西南地区某混凝土重力坝最大坝高 132 m,正常高水位 994.0 m,相应库容为 $9.2 \times 10^8 \text{ m}^3$,为大(1)型工程。大坝水平位移布置见图 2。由于河床坝段坝顶测点的位移为大坝重点监测内

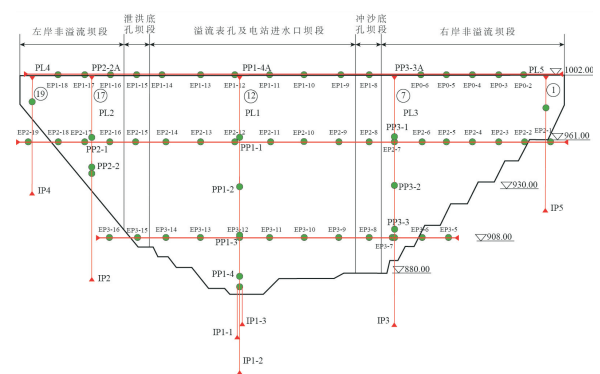


图 2 混凝土重力坝引张线变形监测布置上游视图

Fig. 2 Upstream view of deformation monitoring arrangement of concrete gravity dam tension line

容,且坝顶部位测点的位移尚未完全收敛,为此,选取河床坝段坝顶处引张线 2 个典型测点 EP1-12 和 EP1-14 拟定不收敛变形的监控指标。

3.2 大坝水平位移变化规律分析

分析典型测点 EP1-12 实测水平位移与上游水位、环境气温的相关性可知:①EP1-12 测点的水平位移与上游库水位呈正相关性,与环境气温呈负相关性,即上游库水位降低,测点的水平位移向上游增大,环境气温增大,测点的水平位移向上游增大。由此可见,高温—低水位运行是该测点的不利荷载工况;②EP1-12 测点的水平位移主要向上游位移,且随时间的增加,位移有继续向上游变位的趋势,如 2011、2015、2018、2023 年,EP1-12 测点向上游最大位移分别为 -12.98、-14.91、-15.67、-16.41 mm;③鉴定表明,该大坝混凝土变形、渗流和应力应变等工作性态良好,目前大坝运行安全处于可控状态。此外,分析表明,该大坝坝顶水平位移向上游变形且尚未完全收敛,主要原因在于该水电站大坝的填筑混凝土采用流纹岩人工骨料,具有一定的碱活性^[6],坝体混凝土存在碱骨料反应引起膨胀现象。

结合引张线 EP1-12 和 EP1-14 的水平位移实测资料拟定坝顶水平位移的变形监控指标。

3.3 混凝土坝变形统计模型建立与分析

大坝的水平位移主要受水压、温度和时效等因素变化影响,构建大坝变形统计模型^[7]为:

$$\delta = \delta_H + \delta_T + \delta_\theta = a_0 + \sum_{i=1}^3 a_i (H^i - H_0^i) + \sum_{i=1}^2 \left[b_{1i} \left(\sin \frac{2\pi it}{365} - \sin \frac{2\pi it_0}{365} \right) + b_{2i} \left(\cos \frac{2\pi it}{365} - \cos \frac{2\pi it_0}{365} \right) \right] + c_1 (\theta - \theta_0) + c_2 (\ln \theta - \ln \theta_0) \quad (3)$$

式中, H^i 为观测日当天上游水深的 i 次方; H_0^i 为建模资料序列第一个观测日当天上游水深的 i 次方; a_0 为常数项; a_i 为水压分量的回归系数, $i=1\sim 3$; t 为观测日至始测日的累计天数; t_0 为建模资料序列第一个观测日至始测日的累计天数; b_{1i} 、 b_{2i} 均为温度分量的回归系数, $i=1\sim 2$; θ 为观测日至始测日的累计天数 t 除以 100; θ_0 为建模资料序列第一个观测日至始测日的累计天数 t_0 除以 100; c_i 为时效分量的回归系数, $i=1\sim 2$ 。

结合测点 EP1-12 和 EP1-14 的水平位移监测资料系列(2011 年 4 月 26 日~2023 年 11 月 6 日),采用逐步回归分析法对式(3)进行回归分析,得到各回归系数,其中时效分量回归系数及复相

关系数 R 见表 1,2 个测点监测值与拟合值对比见图 3,分离出的时效分量和扣除时效分量的位移时间系列见图 4。

表 1 典型测点回归分析结果

Tab. 1 Regression analysis results of typical measuring points

测点	c_1	c_2	R
EP1-12	6.312×10^{-2}	-9.140	0.835
EP1-14	0.000	-1.037×10^1	0.876

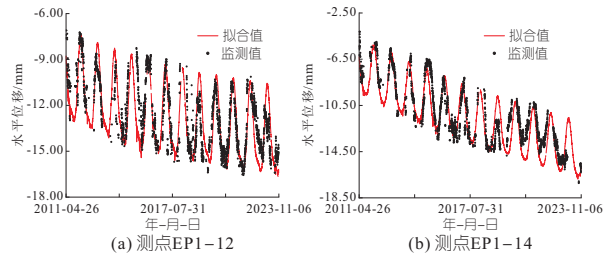


图 3 典型测点监测值与拟合值对比

Fig. 3 Comparison of monitoring values and fitting values of typical measuring points

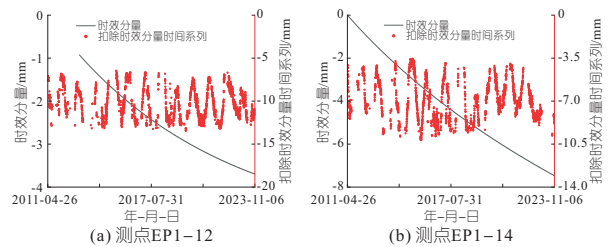


图 4 典型测点时效分量和扣除时效分量的位移时间系列
Fig. 4 Time-dependent component of typical measuring points and displacement time series deducting time-dependent component

由表 1 和图 3、4 分析可知:①拟合值与监测值吻合效果较好,两个测点回归分析的复相关系数分别为 0.835、0.876,这说明本文建立的变形统计模型是可靠的。②坝顶位移存在明显的时效分量增大趋势,2011~2023 年期间,时效分量分别增大 -3.70、-7.47 mm,因此,若拟定的监控指标为固定限值,则容易引起误报警。综上可知,坝顶向上游不收敛位移为运维管理单位的重点监控项目。

3.4 大坝不收敛水平位移监控指标拟定

3.4.1 不利荷载工况位移子样选择

(1)方法 1。直接选取每年向上游的位移极值作为子样本,2011~2023 年期间共选择 13 个样本。

(2)方法 2。由于方法 1 对不利荷载的选取考虑较为简单,方法 2 分别选取两种不利荷载工况对应的效应量。根据定性分析中水平位移与上游水位和温度间的相关性可知,低水位高温对拟定监控指标测点的变形不利。为此,在拟定该坝变形监控指标时,以高温低水位作为计算工况,分

别选取每年最高环境气温和最低上游水位对应的效应量作为子样本,2011~2023 年期间共选择 26 个样本。

(3)方法 3。由于方法 2 未充分考虑不利荷载工况之间的组合,基于正交试验法的不利荷载组合,选取相近工况下的效应量作为子样本。具体阐述如下:①确定影响因素取值范围。选取上游库水位和坝址环境气温作为主要影响因素。对于上游库水位,由于上游库水位降低,测点的水平位移向上游增大,因此上游最低库水位为不利荷载,2011~2023 年期间每年的上游最低水位在 985.56~988.45 m 变化。对于坝址环境气温,由于环境气温增大,测点的水平位移向上游增大,因此高温为不利荷载,2011~2023 年期间每年的月平均最高气温在 23.4~36.9 °C 之间变化。②确定不利荷载工况组合。对于上游库水位和环境气温 2 个因素,设置水平数为 4,即各水平的上游库水位分别为 985.56、986.52、987.49、988.45 m,各水平的环境气温分别为 23.4、27.9、32.4、36.9 °C,采用 2 因素 4 水平的正交设计试验法进行不利荷载工况组合,共获得 16 种不利荷载工况组合($L_{16}(2^4)$)。③确定不利荷载工况组合下效应量。由于不同不利荷载工况下的上游水位和温度组合无法准确在实测值中取得,故选取相近组合工况下对应的向上游位移极大值作为子样本,不同组合工况下 EP1-12、EP1-14 测点扣除时效分量后的位移计算结果见表 2。

表 2 不同组合工况下引张线测点扣除时效分量后位移计算结果

Tab. 2 The displacement calculation results of the measuring point of the tension wire after deducting the aging component under different combined conditions

试验 编号	不利库 水位/m	不利温 度/°C	EP1-12 /mm	EP1-14 /mm
1	985.56	23.4	-12.98	-9.44
2	985.56	27.9	-12.97	-8.15
3	985.56	32.4	-11.14	-10.06
4	985.56	36.9	-12.61	-9.56
5	986.52	23.4	-12.73	-9.47
6	986.52	27.9	-12.78	-9.48
7	986.52	32.4	-12.11	-8.82
8	986.52	36.9	-12.28	-8.46
9	987.49	23.4	-12.87	-9.33
10	987.49	27.9	-13.17	-9.17
11	987.49	32.4	-12.82	-7.85
12	987.49	36.9	-12.48	-8.64
13	988.45	23.4	-13.45	-8.07
14	988.45	27.9	-12.73	-10.14
15	988.45	32.4	-12.90	-8.54
16	988.45	36.9	-11.44	-7.79

3.4.2 位 移 子 样 本 统 计 检 验

根据子样统计检验的步骤,首先计算样本数字特征值,然后依据样本的统计特性确定其分布类型^[2]。根据该大坝实际情况及类似工程经验,显著性水平 α 取 5%。可看出样本服从正态分布与极值 I 型分布,其数字特征值和概率密度函数表达式见表 3。

表 3 EP1-12、EP1-14 水压分量和温度分量的概率密度函数
Tab. 3 The probability density function of the water pressure component and the temperature component of the measuring points EP1-12 and EP1-14

测点	方法	$N(E, \sigma^2)$ $/F(P_a, P_u)$	概率密度函数 $f(x)$
EP1-12	常规小 概率法	$F(1.16, 15.74)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-e^{-1.16(x-15.74)}} dx$
	方法 1	$F(4.03, 13.11)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-e^{-4.03(x-13.11)}} dx$
	方法 2	$N(-11.31, 1.12^2)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{1.12\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x+11.31)^2}{2 \times 1.12^2}} dx$
EP1-14	常规小 概率法	$F(0.51, 14.50)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-e^{-0.51(x-14.50)}} dx$
	方法 1	$F(1.69, 9.54)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-e^{-1.69(x-9.54)}} dx$
	方法 2	$F(1.34, 8.79)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} e^{-e^{-1.34(x-8.79)}} dx$
	方法 3	$N(-8.94, 0.75^2)$	$f(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{1}{0.75\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(x+8.94)^2}{2 \times 0.75^2}} dx$

注: $N(E, \sigma^2)/F(P_a, P_u)$ 分别表示正态分布/极值I型分布的特征值,与概率密度函数计算中的参数对应。

3.4.3 监 控 指 标 拟 定

在得到样本的概率密度函数后,采用小概率法^[4]拟定水压分量和温度分量的时间序列对应的允许值,再叠加上时效分量后求得 EP1-12 和 EP1-14 测点水平位移的监控指标见表 4,常规小概率法与 3 种方法拟定的监控指标对比见图 5。表 4 中常规小概率法拟定的监控指标为固定限值,而分离时效分量的方法拟定出的监控指标随服役年限而变化。由于建模资料序列第一个观测日为 2011 年 4 月 26 日,始测日为 1999 年 6 月 14 日,因此,表中 θ_0 取 43.34。

表 4 测点 EP1-12 和 EP1-14 水平位移监控指标
Tab. 4 Monitoring indexes of horizontal displacement of measuring points EP1-12 and EP1-14

测点	监控指标/mm			
	常规小 概率法	方法 1	方法 2	方法 3
EP1-12	$[\delta_{H+T}]$	-13.39	-13.15	-13.38
	$[\delta_T]$	-16.69	$[\delta_{H+T}] + 6.312 \times 10^{-2}(\theta - 43.34) - 9.140(\ln\theta - \ln 43.34)$	
EP1-14	$[\delta_{H+T}]$	-10.19	-9.61	-10.17
	$[\delta_T]$	-16.65	$[\delta_{H+T}] - 1.037 \times 10^{-2}(\ln\theta - \ln 43.34)$	

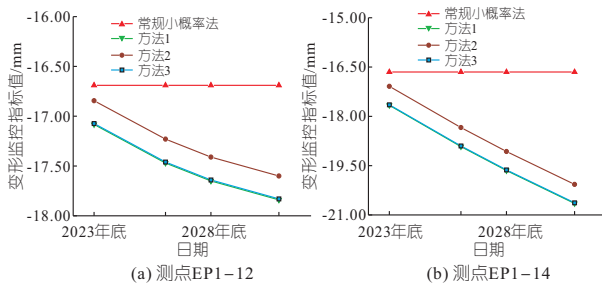


图 5 不同方法拟定变形监控指标值对比

Fig. 5 Comparison of deformation monitoring index values drawn up by different methods

3.4.4 对比分析

由表 4、图 5 可知:①采用常规小概率法拟定的监控指标为固定限值,坝顶测点 EP1-12、EP1-14 的变形监控指标值分别为 -16.69 、 -16.65 mm;采用分离时效分量的 3 种方法拟定的监控指标叠加了时效分量,随着时间而变化。当大坝自 2023 年底服役至 2026 年年底、2028 年年底、2031 年年底时,3 种方法拟定的坝顶测点 EP1-12 的变形监控指标值分别为 $\{-17.47$ 、 -17.65 、 -17.84 mm $\}$ 、 $\{-17.23$ 、 -17.41 、 -17.60 mm $\}$ 、 $\{-17.46$ 、 -17.64 、 -17.83 mm $\}$;拟定的坝顶测点 EP1-14 的变形监控指标值分别为 $\{-18.92$ 、 -19.65 、 -20.65 mm $\}$ 、 $\{-18.34$ 、 -19.07 、 -20.07 mm $\}$ 、 $\{-18.90$ 、 -19.63 、 -20.63 mm $\}$ 。相对常规小概率法,基于分离时效分量的方法拟定出的监控指标均较大,且随服役年限的变化大。由于大坝坝顶水平位移尚未收敛(图 3),随着服役年限的增加,大坝实测水平位移将超过常规小概率法拟定的固定限值监控指标。②由 3 种不同的不收敛变形监控指标拟定方法对比来看,方法 1 拟定出的监控指标最大且与方法 3 相差很小,方法 3 拟定出的监控指标均大于方法 2 拟定的监控指标,这表明基于正交试验法的不利荷载组合选取的效应量相较于分别选取的不利荷载工况下对应的效应量,更充分地考虑

到了不利荷载对坝顶水平位移的影响。综合考虑,选用方法 3 来拟定不收敛变形的监控指标,既能充分考虑到不利荷载的组合效应,又能避免误预警的出现。

4 结论

本文提出了基于分离时效分量的小概率法拟定变形监控指标的计算方法,结合某混凝土重力坝坝顶水平位移实测值拟定变形监控指标。结果表明,基于分离时效分量的方法计算出的大坝水平位移监控指标值均大于常规小概率法拟定的监控指标值,这表明分离时效分量的方法更充分地考虑到了时间效应,且随着时间的延长不容易出现误预警现象,便于大坝的运维管理。对于存在不收敛的变形时如何监控大坝的运行状态相关研究具有一定参考价值。

参考文献:

- [1] 吴中如. 水工建筑物安全监控理论及其应用[M]. 北京: 高等教育出版社, 2003.
- [2] 余正源, 黄耀英, 高大水, 等. 基于典型小概率法的土石坝倾度安全监控指标拟定[J]. 水电能源科学, 2022, 40(11): 103-106, 54.
- [3] 殷洋洋, 周钟, 赵二峰. 基于熵理论的锦屏一级拱坝空间变形预警指标拟定研究[J]. 长江科学院院报, 2016, 33(2): 42-47.
- [4] 蔡忍, 黄耀英, 万智勇, 等. 基于投影寻踪-云模型法的碾压混凝土坝综合变形监控指标拟定[J]. 武汉大学学报(工学版), 2019, 52(3): 194-200.
- [5] 唐贤琪, 杨海云, 吴凡, 等. 基于改进 POT 模型的混凝土坝监控指标拟定[J]. 水利水运工程学报, 2021(2): 117-123.
- [6] 杨姗姗, 张帅, 李剑萍, 等. 某混凝土坝微膨胀现象的原型观测与试验成果分析[J]. 云南水力发电, 2022, 38(6): 114-118.
- [7] 崔卫天, 黄耀英, 方卫华, 等. 考虑防洪风险的混凝土坝变形双控指标拟定方法研究[J]. 水电能源科学, 2024, 42(6): 171-174, 147.

Study on Monitoring Index of Non-convergence Deformation of Concrete Dam

TU Yue-tong¹, HUANG Yao-ying¹, CUI Wei-tian¹, ZHOU Yu-jie¹, ZHU Zhao-hui²

(1. College of Hydraulic & Environmental Engineering, China Three Gorges University, Yichang 443002, China;

2. China Institute of Water Resources and Hydropower Research, Beijing 100038, China)

Abstract: There are problems of non-convergence and easy false alarm when formulating dam deformation monitoring indicators (which belong to fixed limits) based on the conventional low-probability method. A calculation method for formulating deformation monitoring indicators based on the low-probability method of separating aging components is proposed. Firstly, the statistical model of dam deformation is established to separate the time-dependent component. Then, aiming at the time series deformation of deducting the aging component, the annual extreme value is selected as the subsample. The corresponding deformation of the annual most unfavorable reservoir water level and temperature is selected as the subsample. The corresponding deformation of the unfavorable water level and temperature based on the combination of orthogonal test method is selected as the subsample. Then the statistical test is carried out, and the small probability method is used to formulate the deformation allowable value of deducting the aging component. Finally, the aging component is superimposed to obtain the non-convergence deformation monitoring index of the dam. Combined with the measured data of a deformation non-convergence gravity dam in southwest China, the analysis shows that compared with the monitoring index proposed by the conventional small probability method, the method based on the separation time component fully considers the time effect and enhances the reliability of the monitoring index.

Key words: concrete dam; non-convergence deformation; monitoring index; time dependent component; orthogonal design method