

文章编号: 1000-4750(2016)09-0103-06

考虑塑性徐变的高混凝土坝 实测应变转换应力探讨

黄耀英¹, 包腾飞², 李春光³, 孙冠华³

(1. 三峡大学水利与环境学院, 湖北, 宜昌 443002; 2. 河海大学水利水电学院, 南京 210024;

3. 中国科学院武汉岩土力学研究所岩土力学与工程国家重点实验室, 武汉 430071)

摘 要: 将应变计组实测应变转换为应力与混凝土的应力状态有关。针对高混凝土坝应力作用水平较高, 当混凝土的应力超过一定的限度, 混凝土将进入塑性徐变阶段, 如果仍基于弹性徐变体的应力-应变关系进行实测应变的应力转换, 获得的应力与实际不符。该文假设混凝土在高应力作用下将产生塑性流动, 根据 P.Perzyna 假设计算黏塑性应变率, 首先推导了最大拉应力屈服准则和 Hsieh-Ting-Chen 屈服准则的黏塑性应变率计算公式, 接着推导了考虑塑性徐变的实测应变转换应力的计算公式, 进而探讨了考虑塑性徐变的高混凝土坝实测应变转换为应力。实例分析表明: 由于将实测应变转换为应力采用增量法进行计算, 在转换过程中, 某阶段的应力失真, 必然导致后续转换应力的真实性, 而考虑塑性徐变的实测应变转换的应力更符合实际情况。

关键词: 高混凝土坝; 实测应变; 真实应力; 塑性徐变; 屈服准则

中图分类号: TV315 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.01.0040

STUDY OF HIGH CONCRETE DAMS ON TRANSITION FROM MEASURED STRAIN TO STRESS CONSIDERING PLASTIC CREEP

HUANG Yao-ying¹, BAO Teng-fei², LI Chun-guang³, SUN Guan-hua³

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

2. College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210024 China;

3. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics,

Chinese Academy of Sciences, Wuhan, 430071, China)

Abstract: The strain measured by strain-gauge is transformed into stress, which is associated with the stress state of concrete. For high stress levels of high concrete dam, the concrete will enter the stage of plastic creep when the stress of concrete exceeds a certain limit. If the conversion is still based on the stress-strain relationship of elastic creep bodies, the calculated stress can not correlate with the real situation. This paper assumed that the concrete under high stress would produce plastic flow, and viscoplastic strain rate was calculated based on the assumption of P.Perzyna. Viscoplastic strain rate calculation formula of the maximum tensile stress yield criterion and Hsieh-Ting-Chen yield criterion was first deduced, and then calculation formula of transforming the measured strain into the stress was also deduced under plastic creep. Furthermore, the transition from measured strain to stress for high concrete dams considering plastic creep was discussed in this paper. The analysis of an example showed that a stage of stress distortion would inevitably lead to the subsequent conversion of authenticity during the conversion process from measured strain to stress by stress increment, while the stress from the conversion of

收稿日期: 2015-01-14; 修改日期: 2015-05-25

基金项目: 国家自然科学基金项目(51209124)

通讯作者: 黄耀英(1977—), 男, 湖南郴州人, 教授, 博士, 主要从事大坝安全监控及数值计算研究(E-mail: huangyaoying@sohu.com).

作者简介: 包腾飞(1974—), 男, 湖北黄冈人, 教授, 博士, 主要从事大坝安全监控研究(E-mail: baotf@hhu.edu.cn);

李春光(1973—), 男, 河南商丘人, 副研究员, 博士, 主要从事计算岩土力学研究(E-mail: cgli@whrsm.ac.cn);

孙冠华(1982—), 男, 河南周口人, 副研究员, 博士, 主要从事计算岩土力学研究(E-mail: ghsun@whrsm.ac.cn).

the measured strain was more consistent with the actual situation under plastic creep.

Key words: high concrete dams; measured strain; real stress; plastic creep; yield criterion

应力-应变监测是混凝土坝主要监测项目之一^[1-2]。大量的工程实践表明, 应力应变监测是研究混凝土大坝的工作状态以及估计工程安全状况的重要方法之一, 尤其是蓄水初期; 与此同时, 应力-应变监测对反馈设计施工也起到较大作用^[3-5]。目前施工-蓄水-运行期混凝土坝体的应力, 通常有两种监测方式^[3-4]: 其一是由应变计组监测应变, 然后根据混凝土的徐变试验成果, 推算应力; 第二种方式是由应力计直接监测应力。后一种情况通常仅针对坝体应力方向比较明确的部位的应力监测, 且一般是单向压应力监测, 不能监测拉应力, 且埋设工艺相对复杂。因此, 目前主要利用应变计组监测应变, 计算混凝土应力。然而, 由于影响混凝土实测应变的因素较多, 包括荷载和非荷载(如自生体积变形, 温度等)产生的应变, 需要将其分离; 另外, 应变计测值转化为应力时, 需要应变计附近的混凝土徐变、弹性模量、线膨胀系数、自生体积变形等资料, 这导致将实测应变转换为实际应力的计算过程复杂。目前, 主要采用弹性徐变体的应力-应变关系, 由实测应变计算应力^[3-10]。

工程实践表明, 高混凝土坝应力作用水平较高, 难免使混凝土的应力超过一定的限度, 从而进入塑性损伤徐变阶段^[11-12], 然而目前对高混凝土坝工程的实测应变资料进行分析时, 仍然采用基于弹性徐变体的应力-应变关系, 将实测应变转换为应力, 这样, 那些本应该流动转移的应力, 当按弹性徐变体计算时, 将得到过大的应力, 依据应力增量的累计叠加, 在转换过程中, 某阶段的应力失真, 必然导致后续转换应力的真实性, 即混凝土存在应力路径依赖性问题, 这导致转换获得的应力并非真实应力, 从而导致在一些情况下会错误估计混凝土的应力状态。但至今尚未见考虑塑性徐变的混凝土坝实测应变转换应力的报导, 为此, 本文假设混凝土在高应力作用下将产生塑性流动, 探讨考虑塑性徐变的高混凝土坝实测应变转换为实际应力。

1 应变计组测值转化为实际应力原理

1.1 黏塑性应变

高混凝土坝受到的荷载大, 当混凝土的应力达到屈服极限时, 将产生黏塑性应变^[13]。据 P.Perzyna

假设^[14], 黏塑性应变率与瞬时应力之间有如下关系式:

$$\dot{\epsilon}^{vp} = \gamma \langle \Phi(F) \rangle \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad (1)$$

式中: Q 为塑性势; γ 为流动系数, $\eta = 1/\gamma$ 为黏滞系数; $\Phi(F)$ 为屈服函数 F 的函数。

符号 $\langle \rangle$ 的意义如下:

$$\begin{cases} \langle \Phi(F) \rangle = \Phi(F), & F > 0 \\ \langle \Phi(F) \rangle = 0, & F \leq 0 \end{cases} \quad (2)$$

目前常用的函数 Φ 的表达式为^[14]:

$$\Phi(F) = e^{\alpha \left(\frac{F}{F_0} \right)} - 1 \quad (3)$$

$$\Phi(F) = \left(\frac{F}{F_0} \right)^N \quad (4)$$

式中: α 、 N 为两个常数, 由试验确定; F_0 为常数; 有时简单地取 $F_0 = 1$, 此时取 $\Phi(F) = F$ 。

对于关联流动法则 $Q = F$, 有^[14]:

$$\frac{\partial Q}{\partial \sigma} = C_1 \frac{\partial I_1}{\partial \sigma} + C_2 \frac{\partial (J_2^{1/2})}{\partial \sigma} + C_3 \frac{\partial J_3}{\partial \sigma} \quad (5)$$

式中: $\frac{\partial I_1}{\partial \sigma} = [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T$;

$$\frac{\partial (J_2^{1/2})}{\partial \sigma} = \frac{1}{2J_2^{1/2}} [s_x \ s_y \ s_z \ 2\tau_{xy} \ 2\tau_{yz} \ 2\tau_{zx}]^T;$$

$$\frac{\partial J_3}{\partial \sigma} = \begin{Bmatrix} s_y s_z - \tau_{yz}^2 \\ s_z s_x - \tau_{zx}^2 \\ s_x s_y - \tau_{xy}^2 \\ 2(\tau_{yz} \tau_{zx} - s_z \tau_{xy}) \\ 2(\tau_{xy} \tau_{zx} - s_x \tau_{yz}) \\ 2(\tau_{xy} \tau_{yz} - s_y \tau_{zx}) \end{Bmatrix} + \frac{1}{3} J_2 \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}.$$

对于最大拉应力屈服准则 $F = \sigma_1 - \sigma_0$, σ_0 为单轴抗拉屈服强度, 当仅考虑塑性流动, 不考虑开裂时, 由式(5)有:

$$C_1 = \frac{1}{3};$$

$$C_2 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sin\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right) - \frac{2}{\sqrt{3}} \tan 3\theta \cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right);$$

$$C_3 = -\frac{1}{\cos 3\theta} \frac{\cos\left(\theta + \frac{2\pi}{3}\right)}{J_2}.$$

其中, θ 为罗台角, 其为:

$$-\frac{\pi}{6} \leq \theta = \frac{1}{3} \arcsin \left(-\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2^{3/2}} \right) \leq \frac{\pi}{6} \quad (6)$$

对于复杂应力状态下, 混凝土的屈服准则可采用 Hsieh-Ting-Chen 四参数准则^[14-15]:

$$F = a \frac{J_2}{R_c} + b \sqrt{J_2} + c \sigma_1 + d I_1 - R_c \quad (7)$$

其中, 当 $a=c=0$ 时, 它退化为 Drucker-Prager 准则; 当 $a=c=d=0$ 时, 它退化为 Mises 准则。4 个参数 a 、 b 、 c 、 d 需要由 4 种不同类型的试验确定, 即由单轴压缩试验 ($\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -R_c$)、单轴拉伸试验 ($\sigma_1 = R_t, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$)、双轴压缩试验 ($\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_3 = -R_{bc}$) 和三轴压缩试验 ($\sigma_1 = \sigma_2 = -R_{pc}, \sigma_3 = -R_{cc}$, 且 $R_{cc} > R_{pc}$) 确定。

令 $R_t = k_1 R_c$ 、 $R_{bc} = k_2 R_c$ 、 $R_{pc} = k_3 R_c$ 、 $R_{cc} = k_4 R_c$, 设^[15] $k_1 = 0.1$ 、 $k_2 = 1.15$ 、 $k_3 = 0.8$ 、 $k_4 = 4.2$, 可以计算得到 $a = 2.01$ 、 $b = 0.9716$ 、 $c = 9.1411$ 、 $d = 0.2309$ 。

由式(5)有:

$$C_1 = \frac{c}{3} + d;$$

$$C_2 = \frac{2a}{R_c} J_2^{1/2} + b + \frac{2c}{\sqrt{3}} \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) - \frac{2c}{\sqrt{3}} \tan 3\theta \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right);$$

$$C_3 = -\frac{c}{\cos 3\theta} \frac{\cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right)}{J_2}.$$

由于混凝土的强度参数(如抗拉强度或抗压强度)和黏滞系数一般随混凝土龄期增加而增大。此时, 考虑混凝土龄期 τ 的黏塑性应变率为:

$$\dot{\epsilon}^{vp} = \gamma(\tau) \langle \Phi(F(\tau)) \rangle \frac{\partial Q(\tau)}{\partial \sigma} \quad (8)$$

1.2 基于叠加法的实测应变转换为实际应力

采用变形法(或称叠加法)将应变计组实测应变转化为应力的计算原理在文献[3]和文献[4]等有较详细的介绍。当高混凝土坝在较大的荷载作用下难免将产生黏塑性应变, 该黏塑性应变累计在实测应变中, 在计算混凝土应力增量时, 除了需要将实测应变扣除温度应变、自生体积应变、徐变应变之外, 还需要扣除黏塑性应变。现介绍如下。

设按每一时段开始龄期 $\tau_0, \tau_1, \dots, \tau_n$, 绘制出实测应变曲线。某一时刻的实测应变, 包含该时刻弹

性应力增量引起的弹性应变、在此之前所用应力增量引起的徐变应变、该时刻的温度应变、自生体积应变以及高应力作用下引起的黏塑性应变等。对于一维应力状态下, 时段 $\tau_{n-1} \sim \tau_n$ 之前的应变 ϵ_h 采用下式计算:

$$\epsilon_h = \sum_{i=0}^{n-1} \Delta \sigma_i \left[\frac{1}{E(\tau_i)} + c(\bar{\tau}_n, \tau_i) \right] + \epsilon_n^T(\bar{\tau}_n) + \epsilon_n^0(\bar{\tau}_n) + \epsilon^{vp}(\bar{\tau}_n) \quad (9)$$

式中: $\Delta \sigma_i$ 为各计算时段的应力增量; $E(\tau_i)$ 为混凝土龄期 τ_i 时刻的弹性模量; $\epsilon_n^T(\bar{\tau}_n)$ 、 $\epsilon_n^0(\bar{\tau}_n)$ 分别为 $\bar{\tau}_n$ 时刻的温度应变和自生体积应变; $\epsilon^{vp}(\bar{\tau}_n)$ 为 $\bar{\tau}_n$ 时刻之前的黏塑性应变; $c(\bar{\tau}_n, \tau_i)$ 为以龄期 τ_i 为加荷龄期, 单位应力持续作用到 $\bar{\tau}_n$ 的徐变; $\bar{\tau}_n = \frac{\tau_{n-1} + \tau_n}{2}$ 是时段中点的龄期。

于是得到在龄期 $\bar{\tau}_n$ 的应力增量为:

$$\Delta \sigma_n = E_s(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1}) \left\{ \epsilon_n(\bar{\tau}_n) - \sum_{i=0}^{n-1} \Delta \sigma_i \left[\frac{1}{E(\tau_i)} + c(\bar{\tau}_n, \tau_i) \right] - \epsilon_n^T(\bar{\tau}_n) - \epsilon_n^0(\bar{\tau}_n) - \epsilon^{vp}(\bar{\tau}_n) \right\} \quad (10)$$

其中:

$$E_s(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1}) = \frac{E(\tau_{n-1})}{1 + c(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1}) E(\tau_{n-1})}.$$

式中: $E_s(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1})$ 是以 τ_{n-1} 为加荷龄期, 单位应力持续作用到 $\bar{\tau}_n$ 的总变形的倒数, 即 $\bar{\tau}_n$ 时刻的有效弹性模量; $\epsilon_n(\bar{\tau}_n)$ 是在一维应变过程线上, $t = \bar{\tau}_n$ 时刻的实测应变。

在 $\bar{\tau}_n$ 时刻的混凝土实际应力为:

$$\sigma_n = \sum_{i=0}^{n-1} \Delta \sigma_i + \Delta \sigma_n = \sum_{i=0}^n \Delta \sigma_i \quad (11)$$

将一维应力状态下的转化式(10)推广到三维应力状态, 引入泊松比矩阵 M 有^[9]:

$$\epsilon_n(\bar{\tau}_n) = \frac{M \Delta \sigma_n}{E(\tau_{n-1})} + \sum_{i=0}^{n-1} M \Delta \sigma_i \left[\frac{1}{E(\tau_i)} + c(\bar{\tau}_n, \tau_i) \right] + M \Delta \sigma_n c(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1}) + \epsilon_n^T(\bar{\tau}_n) + \epsilon_n^0(\bar{\tau}_n) + \epsilon^{vp}(\bar{\tau}_n) \quad (12)$$

$$\Delta \sigma_n = E_s(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1}) M^{-1} \left\{ \epsilon_n(\bar{\tau}_n) - \sum_{i=0}^{n-1} M \Delta \sigma_i \cdot \left[\frac{1}{E(\tau_i)} + c(\bar{\tau}_n, \tau_i) \right] - \epsilon_n^T(\bar{\tau}_n) - \epsilon_n^0(\bar{\tau}_n) - \epsilon^{vp}(\bar{\tau}_n) \right\} = E_s(\bar{\tau}_n, \tau_{n-1}) \left\{ M^{-1} \epsilon_n(\bar{\tau}_n) - \sum_{i=0}^{n-1} \Delta \sigma_i \left[\frac{1}{E(\tau_i)} + c(\bar{\tau}_n, \tau_i) \right] - \right.$$

$$\left. M^{-1} \boldsymbol{\varepsilon}_n^T(\bar{\tau}_n) - M^{-1} \boldsymbol{\varepsilon}_n^0(\bar{\tau}_n) - M^{-1} \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(\bar{\tau}_n) \right\} \quad (13)$$

其中:

$$M^{-1} = \frac{1-\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)} \cdot \begin{bmatrix} 1 & \frac{\mu}{1-\mu} & \frac{\mu}{1-\mu} & & & \\ \frac{\mu}{1-\mu} & 1 & \frac{\mu}{1-\mu} & & & \\ \frac{\mu}{1-\mu} & \frac{\mu}{1-\mu} & 1 & & & \\ & & & \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} & & \\ & & & \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} & & \\ & & & & \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} & \end{bmatrix}$$

$$M = \begin{bmatrix} 1 & -\mu & -\mu & 0 & 0 & 0 \\ -\mu & 1 & -\mu & 0 & 0 & 0 \\ -\mu & -\mu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\mu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\mu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\mu) \end{bmatrix}$$

式中: $\Delta \boldsymbol{\sigma}_i (i=0, n)$ 为 $t = \bar{\tau}_i$ 时刻的三维应力增量;
 $\boldsymbol{\varepsilon}_n(\bar{\tau}_n)$ 为 $t = \bar{\tau}_n$ 时刻的三维实测应变。

其中:

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(\bar{\tau}_n) = \sum_{i=1}^{n-1} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp}(\tau_i) \frac{\tau_{i+1} - \tau_{i-1}}{2} = \sum_{i=1}^{n-1} \gamma(\tau_i) \langle \Phi(F(\tau_i)) \rangle \frac{\partial Q(\tau_i)}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \frac{\tau_{i+1} - \tau_{i-1}}{2} \quad (14)$$

本文采用 Visual Fortran 研制了考虑塑性徐变的实测应变转换为实际应力的程序。由于实测应变 1 年以后采集时间间隔有时很大, 此时一定程度影响计算精度, 为消除这方面的影响, 本文采用插值的方式对时间间隔很大的实测应变进行处理。

2 实例分析

西南某混凝土高拱坝, 在坝体混凝土里埋设了差阻式应变计组和无应力计进行应力-应变监测, 该大坝埋设的应变计组为四面体 6 向应变计组。根据该高拱坝的应力和变形特性, 该坝混凝土共分 3 个区: 大坝 A 区、大坝 B 区和大坝 C 区, 其中, 靠近坝基的混凝土强度等级为 C₁₈₀40(记为大坝 A 区), 河床坝段底部和顶部的混凝土强度等级均为 C₁₈₀40; 坝体中间部位混凝土强度等级一般为 C₁₈₀35(记为

大坝 B 区); 部分岸坡坝段顶部的混凝土强度等级为 C₁₈₀30(记为大坝 C 区)。当基于弹性徐变体的应力-应变关系, 将实测应变转换为应力时, 一些转换应力较大, 超过对应龄期极限抗拉强度的 50% 以上, 虽然混凝土并未开裂, 但混凝土中存在塑性徐变在所难免。为此, 本文选取埋设在大坝 A 区的典型四面体 6 向应变计组实测应变, 采用考虑塑性徐变的实测应变转换实际应力的计算公式进行分析。

2.1 实测应变分量计算

该大坝埋设的应变计组为四面体 6 向应变计组, x 轴为拱向, y 轴为顺河向, z 轴为垂直向, 如图 1 所示, $\boldsymbol{\varepsilon}_N = A \boldsymbol{\varepsilon}$, $\boldsymbol{\varepsilon} = A^{-1} \boldsymbol{\varepsilon}_N$, 其中, $\boldsymbol{\varepsilon}_N = [\varepsilon_{N_1} \ \varepsilon_{N_2} \ \varepsilon_{N_3} \ \varepsilon_{N_4} \ \varepsilon_{N_5} \ \varepsilon_{N_6}]^T$, $\boldsymbol{\varepsilon} = [\varepsilon_x \ \varepsilon_y \ \varepsilon_z \ \varepsilon_{xy} \ \varepsilon_{yz} \ \varepsilon_{zx}]^T$, 即通过引入一个转化矩阵 A^{-1} , 可方便地将四面体 6 向实测应变获得 6 个实测应变分量。

$$A = \begin{bmatrix} 1/4 & 3/4 & 0 & \sqrt{3}/4 & 0 & 0 \\ 1/4 & 3/4 & 0 & -\sqrt{3}/4 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1/3 & 2/3 & 0 & -\sqrt{2}/3 & 0 \\ 1/4 & 1/12 & 2/3 & -\sqrt{3}/12 & \sqrt{2}/6 & -\sqrt{6}/6 \\ 1/4 & 1/12 & 2/3 & \sqrt{3}/12 & \sqrt{2}/6 & \sqrt{6}/6 \end{bmatrix}$$

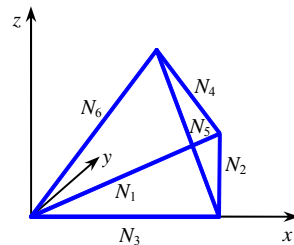


图 1 四面体 6 向应变计组

Fig.1 Six directional strain gauges

结合应变计组附近的无应力计测值以及应变计组的温度测值, 对温度分量做适当修正, 得到用于转换应力的实测应变。图 2 为用于转换应力的实测应变, 该应变已扣除温度应变和自生体积变形等自由体积应变。

2.2 实测应变转换应力计算

对比分析了 3 种不同的实测应变转换为应力方式:

工况 1: 基于弹性徐变体的应力-应变关系进行实测应变转换应力;

工况 2: 采用最大拉应力屈服函数来计算黏塑

性应变，并将实测应变转换为应力；

工况 3: 采用 Hsieh-Ting-Chen 屈服函数计算黏塑性应变，并将实测应变转换为应力。

其中，在转换计算时，混凝土弹性模量及徐变参考设计值和试验值选取，混凝土弹性模量为 $E(\tau_1) = 42.5(1 - e^{-0.1\tau_1})$ GPa, τ_1 为混凝土龄期，徐变度为：

$C(t, \tau) = (0.0016 + 62.683\tau^{-0.6294})[1 - e^{-0.3615(t-\tau)}] + (2.3562 + 52.881\tau^{-0.6036})[1 - e^{-0.0134(t-\tau)}] \times 10^{-6} / \text{MPa}$, t 为时间, τ 为加载龄期。假设混凝土的黏滞系数和强度参数为混凝土龄期的函数，当采用最大拉应力屈服准则时，单轴抗拉强度取极限抗拉强度的 50%，为 $\sigma_0(\tau) = 2.217 \times (1 - e^{-0.0986\tau^{0.682}})$ MPa，取 $\Phi(F) = F$ ，并假设黏滞系数与弹性模量具有相同的增长规律，取 $\eta(\tau) = 5 \times 10^{10} \times (1 - e^{-0.1\tau})$ Pa·d；当采用 Hsieh-Ting-Chen 四参数准则时，单轴抗压屈服强度 $R_c(\tau) = 10 \sigma_0(\tau) = 22.17 \times (1 - e^{-0.0986\tau^{0.682}})$ MPa，此时，黏滞系数取 $\eta(\tau) = 1.5 \times 10^{12} \times (1 - e^{-0.1\tau})$ Pa·d。

基于弹性徐变体的应力-应变关系进行转换获得的应力如图 3 所示，3 种不同工况下转换获得的应力对比如图 4。

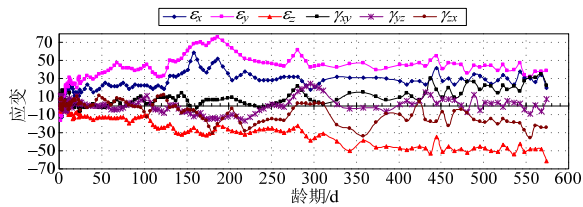


图 2 实测应变分量

Fig.2 Measured strain components

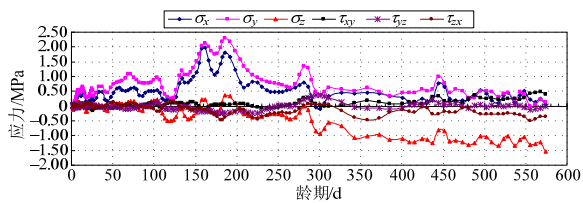


图 3 基于弹性徐变体的应力-应变关系转换应力

Fig.3 Stress transition based on stress-strain relationship of elastic creep model

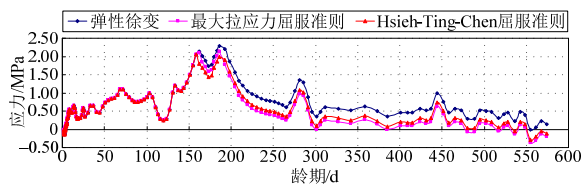


图 4 不同工况转换的应力 σ_y 对比

Fig.4 Comparison for σ_y transition from different conditions

由分析可见：

1) 基于弹性徐变体的应力应变关系转换的应力，在进行二期冷却时应力较大，如在龄期 158 d 时， σ_y 的拉应力为 2.045 MPa，在龄期 162 d 时， σ_y 的拉应力达到 2.123 MPa，在龄期 186 d 时， σ_y 的拉应力达到 2.30 MPa，超过同龄期混凝土的抗拉屈服强度。

2) 当混凝土的应力超过混凝土的屈服应力时，混凝土将出现塑性流动。如当考虑塑性徐变时，采用最大拉应力屈服准则，在龄期 158 d 时， σ_y 的拉应力为 2.045 MPa，在龄期 162 d 时，由于塑性流动， σ_y 的拉应力减小为 2.100 MPa，在龄期 186 d 时， σ_y 的拉应力为 2.143 MPa；采用 Hsieh-Ting-Chen 屈服准则时，在龄期 158 d 时， σ_y 的拉应力为 2.045 MPa，由于塑性流动，在龄期 162 d 时， σ_y 的拉应力减小为 1.801 MPa，在龄期 186 d 时， σ_y 的拉应力为 1.999 MPa。即考虑塑性徐变后， σ_y 的最大拉应力较基于弹性徐变体应力-应变关系转换的应力小。

3) 由图 4 还可见，由于将实测应变转换为应力采用增量法进行计算，由于在 162 d 和 186 d 的应力超过混凝土的屈服应力，将出现塑性流动，该黏塑性应变累计在后续实测应变中，依据应力增量的累计叠加，该阶段的应力失真，导致后续转换应力并非真实的应力。

3 结论

针对高混凝土坝应力作用水平较高时，致使混凝土的应力超过一定的限度，混凝土将进入塑性徐变阶段，如果仍基于弹性徐变体的应力-应变关系进行实测应变的应力转换，会过高地估计拉应力，获得的应力与实际情况不符，本文探讨了考虑塑性徐变的高混凝土坝实测应变转换为实际应力，得到如下结论。

(1) 假设混凝土在高应力作用下将产生塑性流动，根据 P.Perzyna 假设计算黏塑性应变率，推导了最大拉应力屈服准则和 Hsieh-Ting-Chen 屈服准则的黏塑性应变率计算公式，进而推导了考虑塑性徐变的实测应变转换为实际应力的计算公式。

(2) 结合西南某高拱坝应变计组实测应变，对比分析了不考虑塑性徐变和考虑塑性徐变的实测应变转换的应力，由于将实测应变转换为实际应力采用增量法进行计算，在转换过程中，某阶段的应力失真，必然导致后续转换应力的真实性，即混凝土

土存在应力路径依赖性问题, 这导致转换获得的应力并非真实应力, 从而导致在一些情况下会错误估计混凝土的应力状态, 而考虑塑性徐变的实测应变转换的应力更符合实际情况。

参考文献:

- [1] DL/T 5178-2003, 混凝土坝安全监测技术规范[S]. 北京:中国电力出版社, 2003.
DL/T 5178-2003, Technical specification for concrete dam safety monitoring [S]. Beijing: China Electric Power Press, 2003. (in Chinese)
- [2] SL 601-2013, 混凝土坝安全监测技术规范[S]. 北京:中国水利水电出版社, 2013.
SL 601-2013, Technical specification for concrete dam safety monitoring [S]. Beijing: China Waterpower Press, 2013. (in Chinese)
- [3] 储海宁. 混凝土坝内部观测技术[M]. 北京: 水利电力出版社, 1989: 96—98.
Chu Haining. Internal observation technology of concrete dam [M]. Beijing: Water Resources and Electric Power Press, 1989: 96—98. (in Chinese)
- [4] 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: 112—118.
Wu Zhongru. Safety monitoring theory & its application of hydraulic structures [M]. Beijing: Higher Education Press, 2003: 112—118. (in Chinese)
- [5] 顾冲时, 吴中如. 大坝与坝基安全监控理论和方法及其应用[M]. 南京: 河海大学出版社, 2006: 51—56.
Gu Chongshi, Wu Zhongru. Safety monitoring theory and method and its application of the dam and foundation [M]. Nanjing: Hohai University Press, 2006: 51—56. (in Chinese)
- [6] 沈振中, 苏怀智, 吴中如. 二滩工程混凝土观测应变和应力的计算[J]. 水利水电技术, 1999, 30(9): 11—13.
Shen Zhenzhong, Su Huaizhi, Wu Zhongru. Concrete observation strain and stress calculation in the Ertan Project [J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 1999, 30(9): 11—13. (in Chinese)
- [7] 冯波, 张志诚, 董霞. 混凝土应力计算的变形法误差分析及方法改进[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2007, 35(2): 217—219.
Feng Bo, Zhang Zhicheng, Dong Xia. Error analysis of deformation method for stress calculation of concrete and its improvement [J]. Journal of Hohai University (Natural Science), 2007, 35(2): 217—219. (in Chinese)
- [8] 张雄, 陈胜宏, 傅少君, 等. 变形法计算混凝土应力的改进[J]. 水力发电学报, 2010, 29(6): 187—192.
Zhang Xiong, Chen Shenghong, Fu Shaojun, et al. Modification to deformation method of stress computation of concrete [J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2010, 29(6): 187—192. (in Chinese)
- [9] 黄耀英, 郑宏, 周宜红, 等. 基于小概率事件法估计大坝混凝土实际抗拉强度[J]. 武汉理工大学学报, 2012, 34(3): 86—90.
Huang Yaoying, Zheng Hong, Zhou Yihong, et al. Estimation of actual tensile strength of dam concrete based on small probability event method [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2012, 34(3): 86—90. (in Chinese)
- [10] 黄浩. 应变计组的应力应变转换[J]. 河海大学学报(自然科学版), 2014, 42(1): 73—79.
Huang Hao. Stress-strain conversion of strain gauge set [J]. Journal of Hohai University (Natural Science), 2014, 42(1): 73—79. (in Chinese)
- [11] Zdenek P Bazant, Kim Sang-sik. Nonlinear creep of concrete-adaption and flow [J]. Journal of the Engineering Mechanics Division, 1979, 105(3): 429—446.
- [12] 黄海东, 向中富. 混凝土结构非线性徐变计算方法研究[J]. 工程力学, 2014, 31(2): 96—102.
Huang Haidong, Xiang Zhongfu. Nonlinear creep analysis method for concrete structures [J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(2): 96—102. (in Chinese)
- [13] 冯明璋, 吕和祥, 林皋, 等. 粘弹塑性理论在混凝土变形中的应用[J]. 工程力学, 2002, 19(2): 1—6.
Feng Minghui, Lü Hexiang, Lin Gao, et al. A unified visco-elastic-plastic constitutive model for concrete deformation [J]. Engineering mechanics, 2002, 19(2): 1—6. (in Chinese)
- [14] 朱伯芳. 有限单元法原理与应用[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2000: 318, 329, 366—373.
Zhu Bofang. The finite element method and applications [M]. Beijing: China Waterpower Press, 2000: 318, 329, 366—373. (in Chinese)
- [15] 江见鲸, 陆新征. 混凝土结构有限元分析[M]. 第2版. 北京: 清华大学出版社, 2013: 70—72.
Jiang Jianjing, Lu Xinzheng. Finite Element Analysis of Concrete Structures [M]. 2nd ed. Beijing: Tsinghua University Press, 2013: 70—72. (in Chinese)