

文章编号: 1000-7598(2009)02-0440-07

改进的非线性徐变模型及其在混凝土坝 施工期温度应力仿真分析中的应用

刘杏红¹, 周伟², 常晓林², 周创兵²

(1. 武汉大学 土木建筑工程学院, 武汉 430072; 2. 武汉大学 水资源与水电工程科学国家重点实验室, 武汉 430072)

摘要: 在目前的混凝土坝温度应力仿真计算分析中, 一般采用弹性徐变模型考虑施工期混凝土徐变对温度应力的影响。当坝体内的温度应力比较小时, 采用弹性徐变模型计算温度应力是可行的, 但当坝体的温度应力超过相应龄期的抗拉强度一半时, 混凝土的徐变变形不再与坝体的应力呈线性关系, 而是呈现出剧烈的非线性变化趋势。温度应力与抗拉强度越接近, 相应的非线性徐变变形越大。根据已有的混凝土徐变试验成果, 提出了一个用于混凝土坝施工期温度应力仿真计算的混凝土非线性徐变模型, 给出了相应的计算方法。算例表明, 采用传统的弹性徐变模型与提出的非线性徐变模型计算的温度应力存在一定的差别, 采用传统弹性徐变模型计算的温度应力偏大。

关键词: 混凝土坝; 非线性徐变; 温度应力; 有限元

中图分类号: TV 641

文献标识码: A

An ameliorative nonlinear creep model and its application to thermal stress simulation during construction period

LIU Xing-hong¹, ZHOU Wei², CHANG Xiao-lin², ZHOU Chuang-bing²

(1. School of Civil and Architectural Engineering, Wuhan University, Wuhan 430072, China;

2. State Key Laboratory of Water Resources and Hydropower Engineering Science, Wuhan University, Wuhan 430072, China)

Abstract: At present elastic creep model is often adopted to compute thermal stress of concrete dam. This method is feasible when thermal stress in dam is lower. But the creep deformation of concrete is no longer to be linear relation with thermal stress when thermal stress is larger than the half of concrete tensile strength; and the relation between the creep and the thermal stress shows a strong nonlinearity. Thermal stress is more close to concrete strength, the concrete creep deformation is more larger. A concrete nonlinear creep model is presented based on concrete creep test results and a corresponding algorithm is also presented. The computation results of an example and actual project show that the thermal stresses computed by elastic creep model and nonlinear creep model exist a little difference between them; and the thermal stress of the former is larger.

Key words: concrete dam; nonlinear creep; thermal stress; finite elements

1 引言

在目前的混凝土坝温度应力仿真计算分析中, 考虑施工期混凝土徐变对温度应力影响的计算, 一般采用弹性徐变模型^[1-9]。现行的《混凝土拱坝设计规范》(SD145-85 和 SL282-2003) 和《混凝土重力坝设计规范》(DL5108-1999 和 SL319-2005) 均规定施工期大坝混凝土的抗拉安全系数取值范围

为 1.3~1.8, 或相当的安全度水平。也就是说, 严格按照设计要求施工的混凝土坝, 坝内的最大温度拉应力不超过抗拉强度的 0.56~0.77 倍。但是, 在实际的施工过程中, 由于天气状况的突变、施工进度调整、温控措施的变化以及各种人为因素的影响, 任何一座混凝土坝都不可能完全按照设计的温控要求进行施工, 各种不利的因素或多或少地影响混凝土的温度控制效果, 致使某些部位的温度应力

收稿日期: 2007-05-17

第一作者简介: 刘杏红, 女, 1979 年生, 讲师, 博士, 主要从事混凝土结构数值仿真和结构风险方面的研究。E-mail: liuxhphd@163.com

超过设计的温控标准。另外,对于气温骤降、寒潮以及某些岸坡坝段的温度应力也经常超出设计的允许应力,有的甚至超过了混凝土的抗拉强度。

根据已有的混凝土徐变试验资料^[10-11],当坝体内的温度应力比较小时,采用弹性徐变模型计算温度应力是可行的,但当坝体的温度应力超过相应龄期的抗拉强度一半时,混凝土的徐变变形不再与应力呈线性关系,而是呈现出剧烈的非线性变化趋势。温度应力与抗拉强度越接近,相应的非线性徐变变形越大。因此,当坝内的温度应力超出混凝土抗拉强度的一半时,如果仍然采用弹性徐变模型计算温度应力,则将产生较大的误差。

本文将根据已有的混凝土徐变试验成果,提出了一个用于混凝土坝施工期温度应力仿真计算的混凝土非线性徐变模型,以对温度应力仿真的计算结果进行客观、合理评价,并且可为混凝土坝施工期的开裂计算提供条件。

2 瞬态温度场及弹性徐变应力

根据热量平衡原理,可导出固体热传导基本方程为

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(a_x \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(a_y \frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(a_z \frac{\partial T}{\partial z}\right) + \frac{\omega}{c\rho} - \frac{\partial T}{\partial \tau} = 0 \quad (1)$$

式中: a_x 、 a_y 、 a_z 均为导温系数; c 为材料比热; ρ 为材料重度; τ 、 T 分别描述任意时刻和温度。

根据变分原理,可导出满足热传导基本方程和边界条件的有限元支配方程:

$$[H]\{T\} + \{F\} = 0 \quad (2)$$

式中: $[H]$ 为热传导矩阵; $\{T\}$ 为温度向量; $\{F\}$ 为热流率向量。

混凝土应变增量由弹性应变增量、温度应变增量、自生体积变形增量和徐变应变增量 4 部分组成。根据线弹性理论,可得复杂应力状态下一个计算时段 $\Delta\tau$ 内的应力-应变增量关系式^[2]如下:

$$\{\Delta\sigma_n\} = \bar{E}_n (\{\Delta\varepsilon_n\} - \{\eta_n\} - \{\Delta\varepsilon^T\} - \{\Delta\varepsilon^0\} - \{\Delta\varepsilon^S\}) \quad (3)$$

式中: $\bar{E}_n = \frac{E(\bar{\tau}_n)}{1 + E(\bar{\tau}_n)C(t_n, \bar{\tau}_n)}$, 为混凝土等效弹性模量。

单元应力等于各时段应力增量之和:

$$\{\sigma_n\} = \{\Delta\sigma_1\} + \{\Delta\sigma_2\} + \{\Delta\sigma_3\} + \cdots + \{\Delta\sigma_n\} = \sum \{\Delta\sigma_n\} \quad (4)$$

平衡方程为

$$[K]\{\Delta\delta\} = \{\Delta P_n\}^L + \{\Delta P_n\}^C + \{\Delta P_n\}^T + \{\Delta P_n\}^0 + \{\Delta P_n\}^S \quad (5)$$

式中: $\{\Delta P_n\}^L$ 为外荷载引起的节点荷载增量,计算温度应力时可不考虑其他荷载; $\{\Delta P_n\}^C$ 为徐变引起的节点荷载增量; $\{\Delta P_n\}^T$ 为变温引起的节点荷载增量; $\{\Delta P_n\}^0$ 为混凝土自生体积变形引起的节点荷载增量。由式(5)求得位移增量后,代入式(3)即可求出应力增量 $\{\Delta\sigma_n\}$ 。

徐变引起的节点荷载增量可以由单元荷载求得

$$\left. \begin{aligned} \{\Delta P_n\}_e^C &= t A [B]^T [\bar{D}_n] \{\eta_n\}^e \\ [\bar{D}_n] &= \bar{E}_n [Q]^{-1} \\ \{\eta_n\} &= \sum [1 - e^{-r_s \Delta\tau_n}] \{\omega_{s,n}\} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

式中: t 为单元的厚度; $[B]$ 为应变矩阵; $[\bar{D}_n]$ 为等效弹性矩阵; $\{\eta_n\}^e$ 为单元的徐变变形增量,采用下面的递推算法进行计算:

$$\left. \begin{aligned} \{\omega_{s,n}\} &= \{\omega_{s,n-1}\} e^{-r_s \Delta\tau_{n-1}} + [Q] \{\Delta\sigma_{n-1}\} \psi_s(\bar{\tau}_{n-1}) e^{-0.5 r_s \Delta\tau_{n-1}} \\ \{\omega_{s,1}\} &= [Q] \{\Delta\sigma_0\} \psi_s(\tau_0) \\ \psi_s(\tau) &= f_s + g_s \tau^{-p_s} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

在上面的算法中,假定混凝土的徐变变形采用下面的线性公式计算:

$$C(t, \tau) = \sum \psi_s(\tau) [1 - e^{-r_s(t-\tau)}] \quad (8)$$

式中: f_s 、 g_s 、 p_s 、 r_s 为拟合徐变试验数据的试验常数。

对于平面应力:

$$[Q] = \begin{bmatrix} 1 & -\mu & 0 \\ -\mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2(1+\mu) \end{bmatrix} \quad (9)$$

由于采用线性徐变模型,徐变增量的计算可以采用递推的方式^[2]。

3 混凝土非线性徐变模型

3.1 混凝土非线性徐变试验及计算模型

试验结果表明,拉应力超过相应龄期的抗拉强度 0.4 时,混凝土的徐变变形不再与坝体的应力呈线性关系,而是呈现出剧烈的非线性变化趋势^[11] (见图 1)。

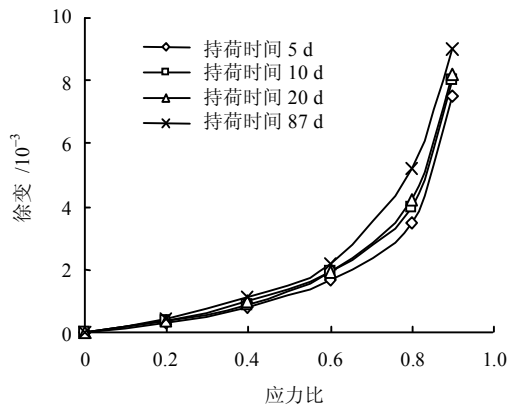
图1 混凝土徐变与应力比的关系^[2]

Fig.1 Relation between concrete creep and stress ratio

如果要准确计算混凝土在接近抗拉强度时的徐变变形和温度应力,对于在式(8)所表达的徐变变形里,必须加入与混凝土龄期相关的应力内容项。

$$C(t, \tau) = \sum \psi_s(\tau) [1 - e^{-\tau_s(t-\tau)}] \left(\frac{a_0 \sigma_b}{a_1 - \sigma_b} \right) \quad (10)$$

式中: a_0 、 a_1 为模型系数; σ_b 为当前应力与当前龄期混凝土的抗拉强度的比值。由于在相同的应力比条件下,不同持荷时间的混凝土徐变变形差别较小,因此可以认为模型系数 a_0 、 a_1 与持荷时间无关,这样可以简化非线性徐变变形的表达式。

另外,试验结果表明,混凝土的抗拉徐变和抗压徐变一般是不相等的,抗压徐变大于抗拉徐变,龄期和持荷时间越长,其差别越大(见图2)。在实际的试验中进行混凝土的拉徐变试验比较困难,且试验数据比较离散,其试验误差也比较大,因此一般只作受压徐变试验,而从温度裂缝的控制角度来看,对受拉徐变更关心,用抗压徐变代替抗拉徐变进行计算,计算的温度应力偏小,所以应该采取更为严格的拉应力控制标准。

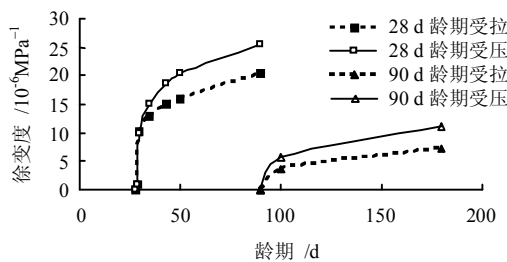
图2 混凝土徐变度与龄期的关系^[2]

Fig.2 Relation between concrete age and creep

由于混凝土的抗拉强度也与龄期有关,所以在式(10)中, σ_b 也需写为龄期的函数^[2]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_b &= \sigma / R_t \\ R_t &= (0.8 \sim 0.9) R_c \\ R_c &= \left[R_{28} \left(1 + m \ln \frac{\tau}{28} \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

将式(11)代入式(10),有:

$$C(t, \tau, \sigma) = \sum \psi_s(\tau) [1 - e^{-\tau_s(t-\tau)}] \left(\frac{a_0 \sigma}{a_1 R_t - \sigma} \right) \quad (12)$$

式中: R_t 为抗拉强度; R_c 为抗压强度; R_{28} 为 28 d 龄期混凝土的抗压强度; m 为系数,与水泥的品种有关。同样,由于混凝土的抗拉强度试验数据比较离散,而抗压强度的试验结果比较可靠,因此,可以通过抗拉强度与抗压强度的统计关系间接得到混凝土抗拉强度随龄期的曲线(见图3、4,图中 250[#] 和 360[#] 为混凝土标号)。当然,如果有抗拉强度的试验结果,并且试验数据拟合的规律较好,建议直接采用抗拉强度的拟合曲线。

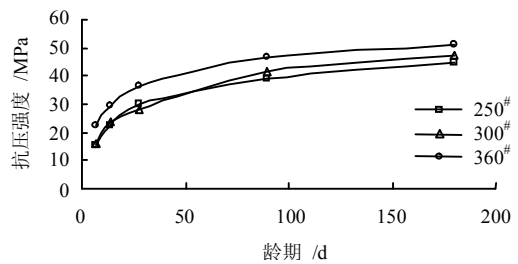


图3 混凝土抗压强度与龄期的关系

Fig.3 Relation between concrete age and pressure strength

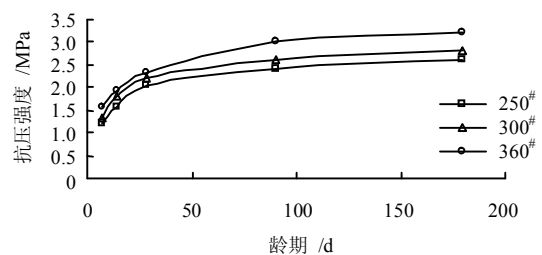


图4 混凝土抗拉强度与龄期的关系

Fig.4 Relation between concrete age and tensile strength

3.2 基于非线性徐变模型的温度应力计算方法

对于弹性徐变应力的计算方法,文献[2]已经给出了详细的计算过程,其主要思想就是利用了徐变变形表达式中的指数函数的特性,采用递推算法实现了徐变变形增量的计算。对于本文建议的非线性徐变模型,由于只在原徐变公式的表达式中增加了一项乘积项,所以不影响计算变形时递推算法

的实施。

对于弹性徐变变形增量:

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_n^c &= \varepsilon^c(t_n) - \varepsilon^c(t_{n-1}) = \\ & (1 - e^{-r\Delta\tau_n})\omega_n + \Delta\sigma_n C(t_n, \bar{\tau}_n) \\ \omega_n &= \omega_{n-1}e^{-r\Delta\tau_{n-1}} + \Delta\sigma_{n-1}\Psi(\bar{\tau}_{n-1})e^{-0.5r\Delta\tau_{n-1}} \\ \omega_1 &= \Delta\sigma_0\Psi(\tau_0) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

对于本文建议的非线性徐变模型,流变变形增量为

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_n^c &= \varepsilon^c(t_n) - \varepsilon^c(t_{n-1}) = \\ & (1 - e^{-r\Delta\tau_n})\omega_n + \Delta\sigma_n C(t_n, \bar{\tau}_n, \bar{\sigma}_n) \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

其中:

$$\left. \begin{aligned} \omega_n &= \omega_{n-1}e^{-r\Delta\tau_{n-1}} + \Theta(\Delta\sigma_{n-1}, \bar{\tau}_{n-1}, \Delta\tau_{n-1}, \sigma_{n-1}) \\ \Theta(\Delta\sigma_{n-1}, \bar{\tau}_{n-1}, \Delta\tau_{n-1}, \sigma_{n-1}) &= \\ & \Delta\sigma_{n-1}\Psi(\bar{\tau}_{n-1})e^{-0.5r\Delta\tau_{n-1}}\Omega(\sigma_{n-1}) \\ \Omega(\sigma_{n-1}) &= \left(\frac{a_0\sigma_{n-1}}{a_1R_t - \sigma_{n-1}} \right) \\ \omega_1 &= \Delta\sigma_0\Psi(\tau_0) \left(\frac{a_0\sigma_0}{a_1R_t - \sigma_0} \right) \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

对于非线性徐变表达式 $C(t, \tau, \sigma)$:

$$C(t, \tau, \sigma) = \sum \Psi_s(\tau) [1 - e^{-\tau_s(t-\tau)}] \left(\frac{a_0\sigma}{a_1R_t - \sigma} \right) \quad (16)$$

流变变形增量为

$$\left. \begin{aligned} \Delta \varepsilon_n^c &= \varepsilon^c(t_n) - \varepsilon^c(t_{n-1}) = \sum_{s=1} (1 - e^{-r\Delta\tau_n})\omega_{s,n} + \\ & \Delta\sigma_n C(t_n, \bar{\tau}_n, \bar{\sigma}_n) = \eta_n + \Delta\sigma_n C(t_n, \bar{\tau}_n, \bar{\sigma}_n) \\ \eta_n &= \sum_{s=1} (1 - e^{-r\Delta\tau_n})\omega_{s,n} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

其中:

$$\left. \begin{aligned} \omega_{s,n} &= \omega_{s,n-1}e^{-r\Delta\tau_{n-1}} + \Theta(\Delta\sigma_{n-1}, \bar{\tau}_{n-1}, \Delta\tau_{n-1}, \sigma_{n-1}) \\ \Theta(\Delta\sigma_{n-1}, \bar{\tau}_{n-1}, \Delta\tau_{n-1}, \sigma_{n-1}) &= \\ & \Delta\sigma_{n-1}\Psi_s(\bar{\tau}_{n-1})e^{-0.5r\Delta\tau_{n-1}}\Omega(\sigma_{n-1}) \\ \Omega(\sigma_{n-1}) &= \left(\frac{a_0\sigma_{n-1}}{a_1R_t - \sigma_{n-1}} \right) \\ \omega_{s,1} &= \Delta\sigma_0\Psi_s(\tau_0) \left(\frac{a_0\sigma_0}{a_1R_t - \sigma_0} \right) \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

在有限元计算中,非线性徐变引起的节点荷载

增量可以由式(6)求得,但相应的 $\{\omega_{s,1}\}$ 、 $\{\omega_{s,n}\}$ 必须换成式(17)中的表达式。

4 非线性徐变模型的试验验证

为了检验上述非线性徐变模型对混凝土徐变试验成果表达的可行性和合理性,采用文献[12]中的 SQP (sequential quadratic programming) 优化方法,对文献[11]中的混凝土持荷时间等于 20 d 的混凝土徐变试验成果,根据非线性徐变模型进行了拟合。

非线性徐变参数的拟合就是寻找一组待拟合的参数,使与之相应的拟合计算值与试验成果的最佳逼近。由于不同应力比对应于不同的徐变变形,因此,上面所说的最佳逼近是指总体上和平均意义上的最好近似。徐变试验参数拟合的目标函数可取为已有徐变试验资料点的计算徐变值与实测徐变值的二范数:

$$\left. \begin{aligned} f(x_1, x_2, \dots, x_n) &= \left\{ \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m [g_i(x_1, x_2, \dots, x_n) - u_i]^2 \right\}^{0.5}, \\ c(x_i) &= 0, \quad i = 1 \sim n \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

式中: $x_1, x_2, \dots, x_n$ 为一组待反演的非线性徐变参数,在本次拟合中可以取为 a_0, a_1 , 其他的线性徐变参数可由通常的试验资料整理方法得出^[2]。 $g_i(x_1, x_2, \dots, x_n)$ 为混凝土第 i 个应力比采用非线性徐变模型计算的徐变变形值; u_i 为相应的试验徐变变形值; m 为不同应力比的试验组数。约束函数 $c(x_i)$ 为非线性徐变参数的初始范围约束。由于每一个徐变参数的约束范围不一样,因此,共有 n 个约束函数,式(19)构成了一个带约束最优化问题的定义。

SQP 法的基本思想是把问题式(19)转化为求解一系列的二次规划问题 (quadratic programming, 简称为 QP), 假定在第 k 次迭代中已知近似解 $x(k)$ 和近似乘子向量 $\lambda(k)$, 由此可以给出第 k 个 (QP)_k 子问题, 求解 (QP)_k 即可得到新的近似解 $x(k+1)$, 并确定相应的乘子向量 $\lambda(k+1)$, 重复上述过程,直到获得问题所需的近似最优解为止。

最优化问题式(19)的 Lagrange 函数可以表示为

$$L(x, \lambda) = f(x) - \lambda^T c(x) \quad (20)$$

式中: $c(x)$ 为范围约束向量函数; λ 为 Lagrange 乘子。式(19)关于优化变量 u 的梯度向量 $\nabla L(u, \lambda)$ 和 Hesse 矩阵 $\nabla^2 L(u, \lambda)$ 分别为

$$\nabla L(\mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}) = \begin{bmatrix} \nabla f(\mathbf{u}) - \nabla c(\mathbf{u})\boldsymbol{\lambda} \\ -c(\mathbf{u}) \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$\nabla^2 L(\mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}) = \begin{bmatrix} \nabla_u^2 L(\mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}) & -\nabla c(\mathbf{u})\boldsymbol{\lambda} \\ -\nabla c(\mathbf{u})^T & 0 \end{bmatrix} \quad (22)$$

Lagrange 函数式 (20) 的最优解必须满足条件:

$$\nabla L(\mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda}) = 0 \quad (23)$$

由此条件及式 (21)、(22) 可得, $(\mathbf{u}, \boldsymbol{\lambda})$ 是问题 (19) 的 Lagrange 最优解的近似条件为

$$\begin{bmatrix} \nabla_u^2 L(\mathbf{u}^k, \boldsymbol{\lambda}^k) & -\nabla c(\mathbf{u}^k) \\ -\nabla c(\mathbf{u}^k)^T & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{u} - \mathbf{u}^k \\ \boldsymbol{\lambda} - \boldsymbol{\lambda}^k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\nabla f(\mathbf{u}^k) + \nabla c(\mathbf{u}^k)\boldsymbol{\lambda}^k \\ c(\mathbf{u}^k) \end{bmatrix} \quad (24)$$

式 (24) 正是对于拉格朗日函数式 (20) 使用牛顿法求稳定点的迭代公式^[12-13]。因为

$$\nabla_u^2 L(\mathbf{u}^k, \boldsymbol{\lambda}^k)(\mathbf{u} - \mathbf{u}^k) - \nabla c(\mathbf{u}^k)(\boldsymbol{\lambda} - \boldsymbol{\lambda}^k) = -\nabla f(\mathbf{u}^k) + \nabla c(\mathbf{u}^k)\boldsymbol{\lambda}^k \quad (25)$$

即

$$\nabla_u^2 L(\mathbf{u}^k, \boldsymbol{\lambda}^k)(\mathbf{u} - \mathbf{u}^k) - \nabla c(\mathbf{u}^k)\boldsymbol{\lambda} = -\nabla f(\mathbf{u}^k) \quad (26)$$

令 $\mathbf{d} = \mathbf{u} - \mathbf{u}^k$, $\mathbf{B}^k = \nabla_u^2 L(\mathbf{u}^k, \boldsymbol{\lambda}^k)$, 则式 (24) 又可写成如下形式:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{B}^k & -\nabla c(\mathbf{u}^k) \\ -\nabla c(\mathbf{u}^k)^T & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{d} \\ \boldsymbol{\lambda} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\nabla f(\mathbf{u}^k) \\ c(\mathbf{u}^k) \end{bmatrix} \quad (27)$$

而式 (27) 恰是二次规划问题的 Kun-Tuck 条件:

$$\left\{ \begin{array}{l} \min \frac{1}{2} \mathbf{d}^T \mathbf{B}^k \mathbf{d} + \nabla f(\mathbf{u}^k)^T \mathbf{d} \\ s.t. \quad \nabla c(\mathbf{u}^k)^T \mathbf{d} + c(\mathbf{u}^k) = 0 \end{array} \right\} \quad (28)$$

通过逐次计算标准二次规划问题式 (28) 的解而得到基于非线性优化问题式 (19) 的最优解。

对文献[11]中的混凝土持荷时间等于 20 d 的混凝土徐变试验成果, 采用非线性徐变模型进行拟合的具体计算过程如下。

(1) 计算线性徐变变形与应力比的关系

试验结果表明, 拉应力不超过相应龄期的抗拉强度 0.4 倍时, 混凝土的徐变变形与坝体的应力呈

线性关系。从图 5 的试验结果来看, 基本符合这一规律, 于是可以得出线性徐变变形与应力比的关系式为

$$C(t_0, \tau_0, \sigma_b) = \sigma_b \sum \Psi_s(\tau_0) [1 - e^{-r_s(t_0 - \tau_0)}] \quad (29)$$

式中: $\sum \Psi_s(\tau_0) [1 - e^{-r_s(t_0 - \tau_0)}] = 2.5 \times 10^{-5}$, 所以 $C(t_0, \tau_0, \sigma_b) = 2.5 \times 10^{-5} \sigma_b$ 。其中, σ_b 为应力比, 即当前应力与当前龄期混凝土的抗拉强度的比值; $t_0 = \tau_0 + 20$; $C(t_0, \tau_0, \sigma_b)$ 为应力比小于 0.4 的条件下龄期为 τ_0 的混凝土持载时间为 20 d 的线性徐变应变。对于其他不同的龄期和持载时间, 线性徐变公式中的各个试验常数 (f_s, g_s, p_s, r_s) 可以根据通常的试验资料整理方法得出。

(2) 采用 SQP 优化方法拟合非线性徐变变形与应力比的关系

根据图 5 所示的试验结果, 结合式 (10) 中非线性徐变部分的数学特性, 初步限定 a_0 、 a_1 的初值范围为 [0.1, 10.0]。非线性徐变部分的拟合范围为应力比从 0.4~1.0 之间的徐变变形试验成果。

拟合的混凝土徐变表达式为

$$\left. \begin{array}{l} C(t_0, \tau_0, \sigma_b) = 2.5 \times 10^{-5} \sigma_b, \sigma_b \in [0, 0.4] \\ C(t_0, \tau_0, \sigma_b) = 2.5 \times 10^{-5} \left(\frac{\sigma_b}{1.0 - \sigma_b} \right), \sigma_b \in [0.4, 1.0] \end{array} \right\} \quad (30)$$

徐变试验结果与模型拟合结果的对比见图 5, 拟合后 a_0 、 a_1 的值均为 1.0。

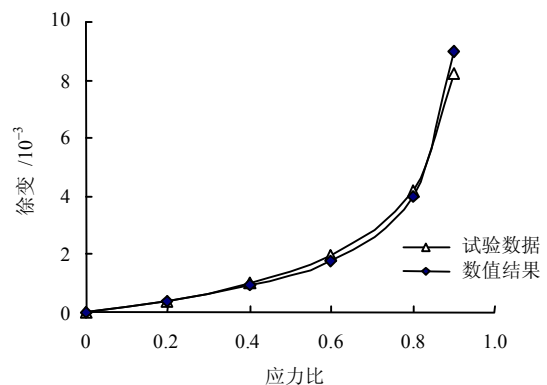


图 5 混凝土非线性徐变模型结果与试验数据对比
Fig.5 Relation between concrete nonlinear creep numerical results and experimentation data

5 大体积混凝土表面温度应力计算

为了对比线性徐变模型和非线性徐变模型计算的温度应力区别, 本节对大渡河大岗山水电站拱坝

的基础约束区进行气温骤降条件下的表面温度应力计算。选择气温骤降条件是因为在此条件下表面温度应力经常超出设计的允许应力,有的甚至超过了混凝土的抗拉强度,所以更容易看出两个模型的区别。

计算对象为大岗山拱坝河床最大剖面的基础约束区,有限元网格见图6。模型在坝体表面附近对网格进行了加密,基础约束区混凝土的线膨胀系数为 $8.88 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$,劈拉强度见表1,混凝土弹性徐变试验成果见图7。

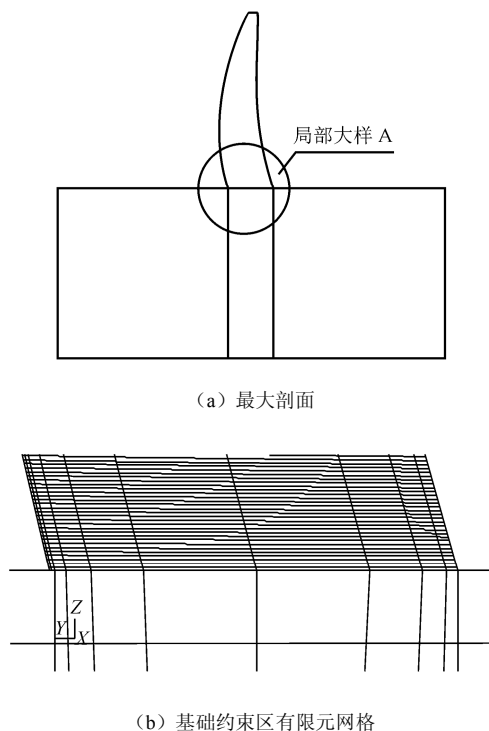


图6 大岗山拱坝基础约束区模型
Fig.6 Foundation constraint zone model of Dagangshan arch dam

表1 混凝土 $R_{180}360$ 抗拉强度
Table 1 Tensile strength for concrete $R_{180}360$

龄期 /d	7	14	28	90	180
劈拉强度 /MPa	1.55	1.93	2.32	3.00	3.20

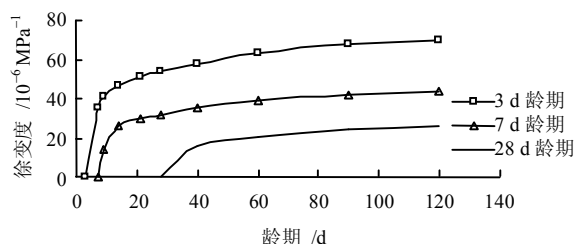


图7 混凝土徐变试验结果
Fig.7 Concrete creep test results

表2和表3分别给出了基础约束区 $R_{180}360$ 混凝土,放热系数为 47.1 、 $10.0 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$ 情况下 7 d 龄期遭遇气温骤降引起的表面温度应力结果。

表2 7 d 龄期遭遇气温骤降引起的温度应力

Table 2 Thermal stress by air temperature sudden drop in 7 d age

表面温度最大降幅 / $^\circ\text{C}$	4.0	6.0	8.0	13.0
线性模型温度应力 /MPa	0.46	0.74	1.02	1.57
非线性模型温度应力 /MPa	0.45	0.72	0.82	1.28

注:基础约束区 $R_{180}360$ 混凝土放热系数为 $47.1 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$ 。

表3 7 d 龄期遭遇气温骤降引起的温度应力

Table 3 Thermal stress by air temperature sudden drop in 7 d age

表面温度最大降幅 / $^\circ\text{C}$	4.0	6.0	8.0	13.0
线性模型温度应力 /MPa	0.25	0.39	0.54	0.84
非线性模型温度应力 /MPa	0.25	0.37	0.53	0.79

注:基础约束区 $R_{180}360$ 混凝土放热系数为 $10.0 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$ 。

计算结果表明,当气温骤降引起的表面温度应力小于 7 d 龄期约束区混凝土劈拉强度的 0.5 倍 (0.775 MPa) 时,线性徐变模型和非线性徐变模型计算的表面温度应力结果差别较小,差值均在 0.05 MPa 以内。比如,表面放热系数为 $47.1 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$ 。计算的气温骤降 $6.0 \text{ } ^\circ\text{C}$ 的线性模型的表面温度应力为 0.74 MPa ,而非线性模型计算的应力为 0.72 MPa 。在保温条件下(即表面放热系数为 $10.0 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$),相同气温骤降幅度的表面温度应力比不保温时小很多,只是在气温骤降 $13.0 \text{ } ^\circ\text{C}$ 时线性徐变模型的温度应力才达到 0.84 MPa ,气温骤降幅度 $8 \text{ } ^\circ\text{C}$ 以下计算的弹性徐变应力均小于 7 d 龄期约束区混凝土劈拉强度的 0.5 倍,两种徐变模型计算的表面温度应力差别同样较小。

当气温骤降引起的表面温度应力大于 7 d 龄期约束区混凝土劈拉强度的 0.5 倍时,线性徐变模型和非线性徐变模型计算的表面温度应力结果差别较大,并且温度应力越接近劈拉强度,差别越大。同样,表面放热系数为 $47.1 \text{ kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C})$ 、气温骤降 $8.0 \text{ } ^\circ\text{C}$ 的线性模型表面温度应力为 1.02 MPa ,而非线性模型计算的应力为 0.82 MPa ,气温骤降 $13.0 \text{ } ^\circ\text{C}$ 的线性模型的表面温度应力为 1.57 MPa ,而非线性模型计算的应力为 1.28 MPa 。

6 结 论

(1) 提出了一个用于混凝土坝施工期温度应力

仿真计算的混凝土非线性徐变模型,并介绍了基于递推算法的数值实现方法。

(2) 根据已有的混凝土徐变试验成果,对混凝土非线性徐变模型进行了验证,表明非线性徐变模型能够较好地反映试验成果。

(3) 采用非线性徐变模型对大渡河大岗山水电站拱坝的基础约束区进行气温骤降条件下的表面温度应力计算。计算结果表明,当气温骤降引起的表面温度应力小于混凝土劈拉强度的 0.5 倍时,线性徐变模型和非线性徐变模型计算的表面温度应力结果差别较小;大于劈拉强度的 0.5 倍时,线性徐变模型和非线性徐变模型计算的表面温度应力结果差别较大,并且温度应力越接近劈拉强度,差别越大。

本文探讨了非线性徐变模型的表达式以及其计算方法,为了更准确地对温度应力仿真的计算结果进行客观、合理评价,在仿真计算中还需考虑混凝土开裂过程,关于这部分内容作者将另文详述。

参考文献

- [1] 潘家铮. 水工建筑物的温度控制[M]. 北京: 水利电力出版社, 1990.
- [2] 朱伯芳. 大体积混凝土温度应力与温度控制[M]. 北京: 中国电力出版社, 1999.
- [3] 张超然. 三峡水利枢纽混凝土工程温度控制研究[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2001.
- [4] 龚照熊. 水工混凝土的温控与防裂[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 1999.
- [5] 刘杏红, 常晓林, 周伟. 碾压混凝土重力坝诱导缝施工期三维非线性开裂分析[J]. 武汉大学学报(工学版), 2005(3): 41—44.
LIU Xing-hong, CHANG Xiao-lin, ZHOU Wei. Three dimension nonlinear cracking study of induce slit of RCC gravity dam during construction period[J]. **Engineering Journal of Wuhan University**, 2005(3): 41—44.
- [6] 刘杏红, 常晓林, 周伟. 彭水水电站弧形碾压混凝土重力坝施工期温度应力仿真分析[J]. 水利水电技术, 2005, (2): 36—38.
LIU Xing-hong, CHANG Xiao-lin, ZHOU Wei. Temperature simulation of Pengshui RCC gravity dam during construction[J]. **Water Resources and Hydropower Engineering**, 2005, (2): 36—38.
- [7] 常晓林, 刘杏红. 考虑日照影响的碾压混凝土重力坝施工期温度仿真分析[J]. 武汉大学学报(工学版), 2006(1): 26—29.
CHANG Xiao-lin, LIU Xing-hong. Influence of solar radiation on temperature of RCC during construction[J]. **Engineering Journal of Wuhan University**, 2006(1): 26—29.
- [8] 周伟, 常晓林, 刘杏红. 基于温度应力仿真分析的碾压混凝土重力坝诱导缝开裂研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2006, 25(1): 122—127.
ZHOU Wei, CHANG Xiao-lin, LIU Xing-hong. Study of slit and the transverse joint of rcc gravity dam on basis of temperature stress simulation analysis[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2006, 25(1): 122—127.
- [9] 周伟, 常晓林, 刘杏红. 基于温度应力仿真分析的碾压混凝土重力坝分缝设置研究[J]. 水力发电学报, 2005, 24(6): 25—29.
ZHOU Wei, CHANG Xiao-lin, LIU Xing-hong. Study of RCC gravity dam parting design considering temperature stress influence[J]. **Journal of Hydroelectric Engineering**, 2005, 24(6): 25—29.
- [10] 惠荣炎, 黄园兴, 易冰若. 混凝土的徐变[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1988.
- [11] NEVILLE A M, DILGER W H, BROOKS J J. Creep of plain and structure concrete[M]. London: Construction Press, 1993.
- [12] POWELL M J D. A method for nonlinear constraints in minimization problems[M]. New York: Academic Press, 1969.
- [13] 袁亚湘. 非线性规划数值方法[M]. 上海: 上海科学技术出版社, 1993.