

文章编号:1005-0930(2023)04-0811-017 中图分类号:TV641 文献标识码:A
doi:10.16058/j.issn.1005-0930.2023.04.002

堆石坝混凝土面板施工期裂缝成因及 预防方法

袁敏¹, 强晟¹, 岑威钧¹, 胡勇², 陈波¹

(1.河海大学水利水电学院,江苏南京 210098;2.浙江省水利水电勘测设计院,浙江杭州 310002)

摘要:针对堆石坝混凝土面板施工期普遍存在开裂的问题,在前人以温度应力为主要研究对象的基础上,考虑了干缩应力,编制了温湿耦合程序并进行验证.从混凝土面板长度,面板两侧横缝约束强度,环境相对湿度和保温保湿措施方面对某堆石坝混凝土面板进行了温度应力、干缩应力以及温湿耦合应力仿真计算,并对计算结果的温度、湿度、应力进行了综合的对比与分析.结果表明,当环境相对湿度为0.3,温湿耦合应力最大值是温度应力最大值的近2.46倍.当环境相对湿度为0.6,相对湿度下降相同的幅度5%,第60天拆模拉应力涨幅为第5天拆模拉应力涨幅的近2.28倍.此外,横缝约束作用将导致面板最大拉应力最大涨幅约为75%.解释了该堆石坝混凝土面板施工期裂缝成因,得出了“半定量”的关系,并提出相关的预防方法,可为类似工程提供参考.

关键词:堆石坝;混凝土面板;开裂;温度应力;干缩应力;温湿耦合;横缝约束

混凝土面板堆石坝具有安全性好、经济性高、施工方便和适应性良好等优点,通常成为我国水电工程建设中的首选坝型,但容易产生裂缝、渗流^[1]、面板塌陷等各种病害,其中面板裂缝成因与防裂方法一直是工程界学者研究的热点与难点.研究表明:堆石坝混凝土面板开裂的原因主要有3类,第一类是蓄水后的开裂,主要是堆石体蠕变导致面板脱空,在水压力作用下脱空区的面板结构性开裂^[2-3],大都导致贯穿性裂缝产生;第二类是水位波动区的开裂,主要是水位波动区的面板温度变化和反复冻融导致的开裂^[4],大都导致表层裂缝产生;第三类是施工期的开裂,主要是施工期混凝土面板温度应力和干缩应力导致的非结构性开裂^[5-6],大都导致表面裂缝产生,但该类裂缝如果不及时预防,在蓄水后巨大的水压力作用下会进一步扩展裂缝尖端,容易发展成贯穿性裂缝,对结构的整体安全性影响较大.目前对于混凝土面板温度场和温度应力^[7-8]研究已经较为成熟,但是对混凝土面板第三类开裂原因中湿度场与干缩应力^[9-10]研究的重视程度还不够,与温度场

收稿日期:2021-11-27;修订日期:2022-05-30

基金项目:国家自然科学基金面上项目(52079049);国家自然科学基金联合基金项目(U2243244);江苏省研究生科研与实践创新计划项目(KYCX20_0479),中央高校基本科研业务费(B200203066)

作者简介:袁敏(1992—),男,博士研究生.E-mail:miny@hhu.edu.cn

通信作者:强晟(1977—),男,教授,博士生导师.E-mail:sqiang2118@hhu.edu.cn

和温度应力的计算相比,由于混凝土的湿度变化和干缩变形的非线性关系且混凝土内温度和湿度的变化是互相影响的,导致温度和湿度之间的耦合作用计算过程更加复杂^[11-12].另一方面,实际工程^[13-14]表明混凝土面板产生的裂缝绝大多数发生在浇筑后但还未蓄水的这段时间,施工期才是混凝土温度、湿度、应力变化剧烈的时段,有必要对此进行研究.

当今已建或在建的堆石坝混凝土面板在施工期就普遍存在开裂问题,且大多裂缝整体呈现相邻面板“一疏一密”的现象,如图1为我国中部地区某堆石坝混凝土面板裂缝示意图.针对这一问题和现象,以该堆石坝混凝土面板岸坡坝段为例,通过编制的三维有限元计算程序,综合考虑温度、湿度、徐变、自生体积变形等因素,重点从混凝土面板长度,面板两侧横缝约束强度,环境相对湿度和保温保湿措施方面,对施工期该堆石坝混凝土面板进行了温度应力、干缩应力以及温湿耦合应力仿真计算,并对计算结果的温度、湿度、应力进行了综合的对比与分析,得出了“半定量”的关系,以及对该堆石坝混凝土面板施工期裂缝成因进行解释,并提出相关的预防方法,可为施工期类似工程提供参考.

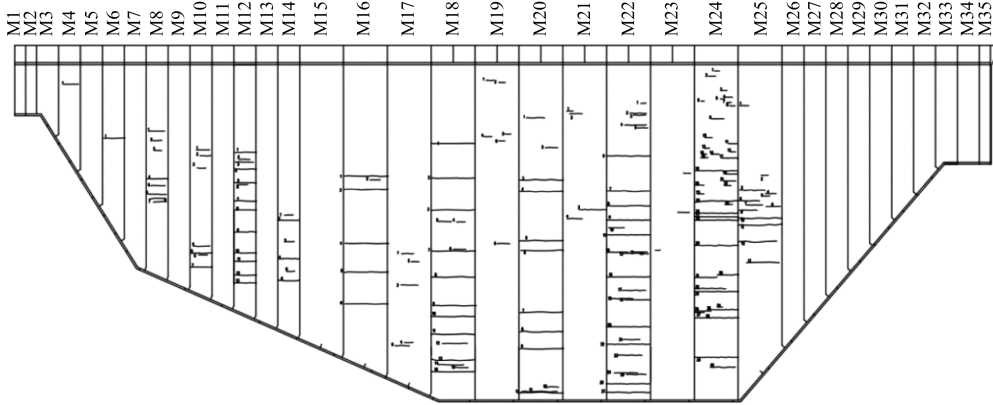


图1 某堆石坝混凝土面板裂缝

Fig.1 Cracks in concrete slab of a rockfill dam

1 计算基本理论

1.1 热传导方程

在混凝土计算域 R 内任何一点处,不稳定温度场 T 必须满足热传导控制方程^[15]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{\partial \theta}{\partial \tau} \quad (1)$$

式中: T 为温度; α 为导温系数; θ 为混凝土绝热温升; τ 为时间.

1.2 湿度扩散方程

假定混凝土为均质、各向同性体,混凝土中各方向的湿度扩散系数均相等,根据质量守恒定律,在单位体积里混凝土的相对湿度满足^[16]

$$\frac{\partial h}{\partial \tau} = D_h \left(\frac{\partial h}{\partial x^2} + \frac{\partial h}{\partial y^2} + \frac{\partial h}{\partial z^2} \right) + K \frac{\partial T}{\partial \tau} + \frac{\partial h_s}{\partial \tau} \quad (2)$$

式中: D_h 为混凝土湿度扩散系数,其与混凝土的温度和湿度均有关; K 表示单位温度变化所引起的相对湿度变化。

1.3 温湿耦合基本理论

混凝土温度场和湿度场耦合作用的实现:(1) 温度场主要通过湿度扩散方程中的 $K \frac{\partial T}{\partial \tau}$ 项和温度对湿度扩散系数 D_h 的影响对湿度场产生作用,为简化计算,暂不考虑 $K \frac{\partial T}{\partial \tau}$ 对湿度场的影响;(2) 湿度场对温度场的影响主要通过名义导温系数 α_e 来实现。根据混凝土温度场和湿度场基本理论和分析,混凝土中热湿耦合方程如下^[17]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \alpha_e \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{\partial \theta}{\partial \tau} \quad (3)$$

$$\frac{\partial h}{\partial \tau} = D_h(h, T) \left(\frac{\partial h}{\partial x^2} + \frac{\partial h}{\partial y^2} + \frac{\partial h}{\partial z^2} \right) + \frac{\partial h_s}{\partial \tau} \quad (4)$$

式中: T 为混凝土内任一点的温度; α_e 为名义导温系数,与混凝土的温度、湿度等相关,初值可由实验拟合得到; θ 为混凝土的绝热温升; h 为混凝土内任一点的相对湿度; $D_h(h, T)$ 为混凝土湿度扩散系数,其与混凝土的温度和湿度均有关; $\frac{\partial h_s}{\partial \tau}$ 为绝湿条件下混凝土水化作用引起的湿度变化,即自收缩过程的湿度变化,在普通混凝土中自收缩引起的湿度变化比较小,常可忽略不计。

1.4 混凝土应力求解的基本理论

在复杂应力状态下,混凝土的应变增量主要包括弹性应变增量、徐变应变增量、温度应变增量、干缩应变增量和自生体积应变增量,因此有^[15]

$$\{\Delta \varepsilon_n\} = \{\Delta \varepsilon_n^e\} + \{\Delta \varepsilon_n^c\} + \{\Delta \varepsilon_n^T\} + \{\Delta \varepsilon_n^s\} + \{\Delta \varepsilon_n^0\} \quad (5)$$

式中: $\{\Delta \varepsilon_n^e\}$ 为混凝土弹性应变增量; $\{\Delta \varepsilon_n^c\}$ 为徐变应变增量; $\{\Delta \varepsilon_n^T\}$ 为温度应变增量; $\{\Delta \varepsilon_n^s\}$ 为干缩应变增量; $\{\Delta \varepsilon_n^0\}$ 为自生体积应变增量。

2 程序的验证

本文参照文献[18-19]中工程实例混凝土挡土墙的相关计算模型和参数(其具体参数和模型本文不再赘述),进行了温湿耦合应力仿真计算,并将两者的计算结果进行了对比。如图2(a),对于监测点 A1、B1、C1 计算结果的温度峰值,本文分别为 42.84℃、46.97℃、47.01℃,与文献[18-19]中的 42.91℃、47.27℃、47.02℃,分别相差 -0.07℃、-0.3℃、-0.01℃;如图2(b),对于监测点 A2、B2 和 C2 计算结果 15d 的相对湿度,本文分别为 0.680、0.701、0.716,与文献中[18-19]的 0.683、0.697、0.711,分别相差 -0.003、+0.004、+0.005;如图2(c),对于监测点 A1、A2、B1、B2、C1 和 C2 计算结果的最大拉应力,本文分别为 2.45MPa、5.60MPa、2.96MPa、5.75MPa、2.95MPa、5.47MPa,与文献中[18-19]最大拉应力几乎一致。图3为浇筑 15d 的温度、相对湿度、应力云图对比(左边为本文云图,右边为文献[18]云图),两者分布的规律也基本一致。综上,通过本文计算结果与文献[18-19]计算结果的综合对比,验证了本文编制的程序的合理性。

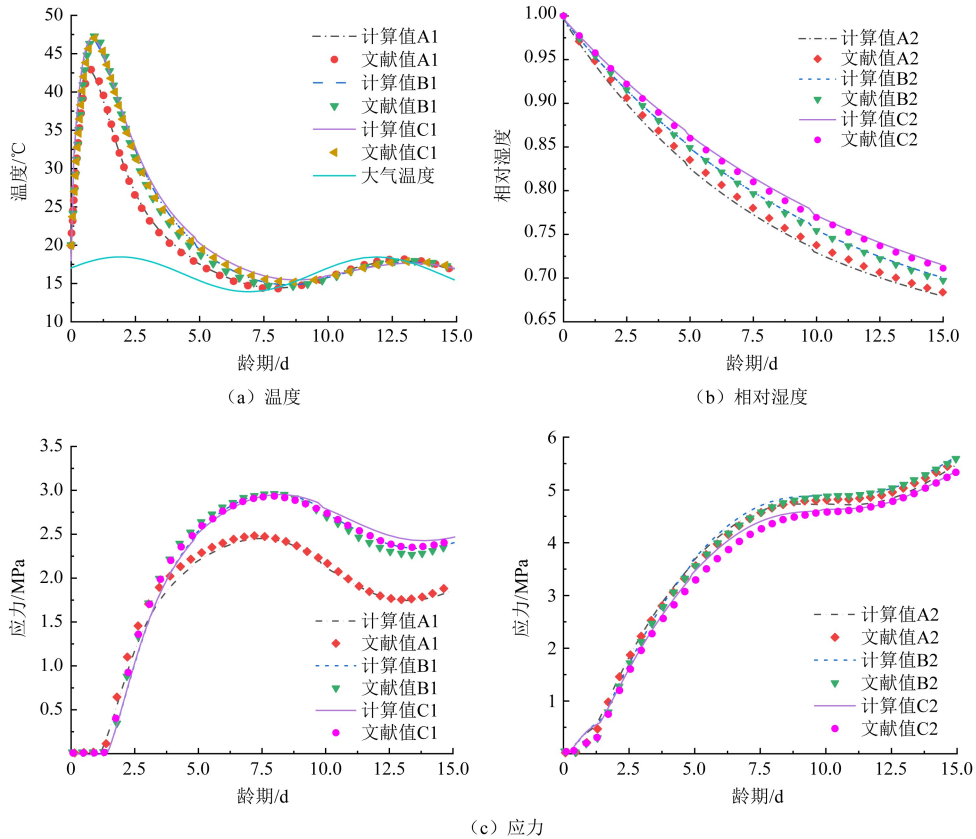


图2 特征点历时曲线对比

Fig.2 Comparison of duration curves of characteristic points

3 主要计算参数

3.1 气温资料

该堆石坝混凝土面板所在地区多年月平均气温拟合成一条余弦曲线,表达式如下

$$T_a(t) = 15.1 + 13.7 \cos \left[\frac{\pi}{6} (t-6) \right] \quad (6)$$

式中: T_a 为气温; t 为时间.

3.2 混凝土主要热力学参数

面板采用 C30 混凝土进行浇筑,其主要热力学参数参考该工程实践资料、科研实验资料和经验公式选取^[15],其中 C30 混凝土弹性模量,抗拉、抗压强度,横缝单元弹性模量^[20],绝热温升,自生体积变形均采用指数式 $Y(\tau) = A[1 - e^{-m\tau^n}]$,具体如表 1 所示.

混凝土的徐变^[15]采用以下公式

$$C_{c30}(t, \tau) = \frac{0.23}{43\ 200} (1 + 9.20\tau^{-0.45}) [1 - e^{-0.30(t-\tau)}] + \frac{0.52}{43\ 200} (1 + 1.70\tau^{-0.45}) [1 - e^{-0.0050(t-\tau)}] \quad (7)$$

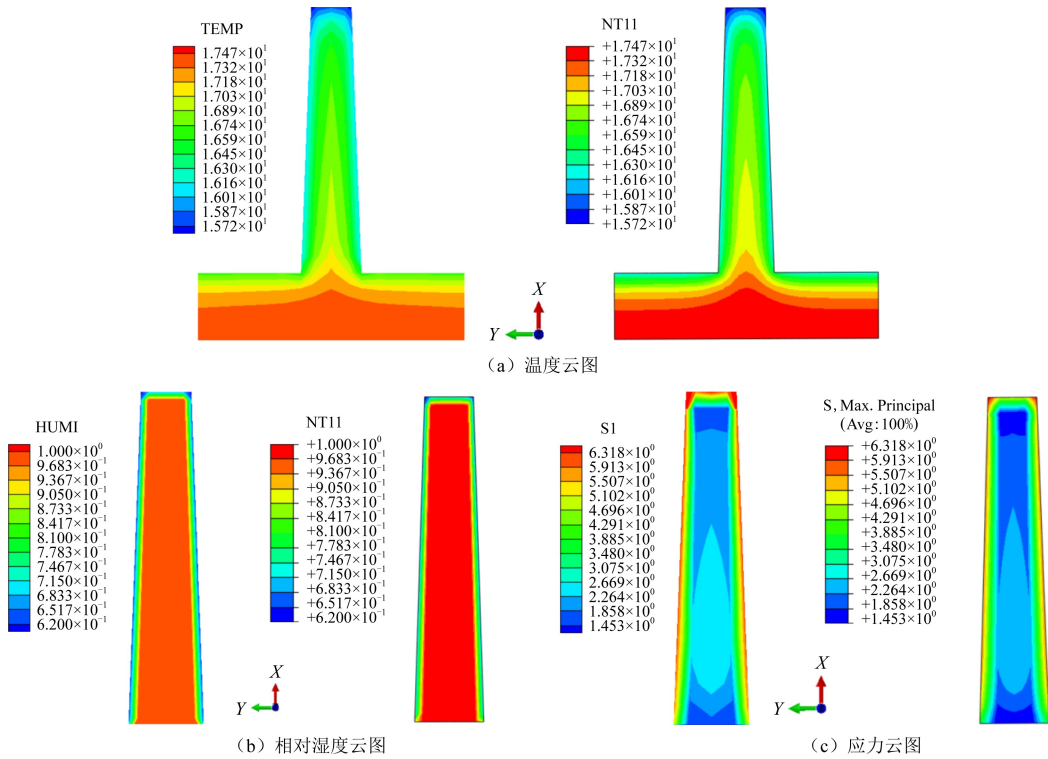


图3 浇筑后 15d 云图对比

Fig.3 Comparison of cloud images on the 15th day afterpouring

表 1 C30 混凝土热力学参数

Table 1 Thermal and mechanical parameters of C30 concrete

混凝土参数	导热系数 λ / kJ/(m·h·°C)	比热 c / (kJ/(kg·°C))	导温系数 a / (m ² /h)	线膨胀系数 α / (10 ⁻⁶ /°C)	密度 ρ / (kg/m ³)	泊松比 μ
	9.200	0.976	0.00395	9.26	2389	0.167
混凝土参数	最终弹性模量 E_0 /GPa	抗拉强度 f_t /MPa	抗压强度 f_c /MPa	横缝单元最终 弹性量 E_0 /GPa	绝热温升 θ /°C	自生体积 变形/10 ⁻⁶
A	32.0	2.80	30.0	2.941	52.0	-73.26
m	0.39	0.34	0.34	0.17	0.44	0.11
n	0.68	0.75	0.75	0.79	0.73	0.98

3.3 湿度场计算相关参数

混凝土湿度扩散系数是混凝土湿度场计算的重要参数,在 CEB-FIP (1990)^[21] 推荐模型中,等温条件下,湿度扩散系数可以表示为相对湿度的函数^[22],即

$$D_h(h) = D_{h0} \left\{ \alpha_0 + \frac{1 - \alpha_0}{1 + \left[\frac{(1-h)}{(1-h_c)} \right]^n} \right\} \quad (8)$$

式中: h 为混凝土的相对湿度; D_{h0} 为饱和混凝土的湿度扩散系数,可由 $D_{h0} = \frac{D_{l,0}}{f_{ck}/f_{ck0}}$ 进行估

算,取 $D_{l,0} = 3.6 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{h}$, $f_{ck0} = 10 \text{ MPa}$, $f_{ck} = f_{cm} - 8 \text{ MPa}$, 其中 f_{cm} 为混凝土的平均抗压强度, 取 $f_{cm} = f_c = 30 \text{ MPa}$, 另外 D_{h0} 也可由实验反演得到; $\alpha_0 = D_{h\min}/D_{h0}$, $D_{h\min}$ 为 $h=0$ 时湿度扩散系数的最小值; h_c 为最大湿度扩散系数降至一半时所对应的孔隙相对湿度; n 为湿度非线性扩散方程的回归系数, 表示 $D_h(h)$ 的下降速率. 如果没有实验数据, CEB-FIP 推荐参数 $\alpha_0 = 0.05$, $n = 15$, $h_c = 0.8$.

上述关系式是等温条件下湿度扩散系数的取值, 但是在混凝土浇筑后, 混凝土内的温度和湿度都在不断的变化, 而温度的变化会对湿度扩散系数产生影响^[23-24], 因此可以对上式中饱和混凝土湿度扩散系数 D_{h0} 进行改进, 表达式如下^[25]

$$\frac{D_{hT}}{D_{h0}} = \frac{T}{T_0} \exp\left(\frac{Q}{RT_0} - \frac{Q}{RT}\right) \quad (9)$$

式中: D_{hT} 为温度为 T 时的湿度扩散系数; D_{h0} 为温度为 T_0 时的湿度扩散系数; T 为绝对温度; T_0 为参考温度, 通常选择室温; Q 为水化活化能, $Q/R = 2500 \text{ K}$.

表面湿度转移系数 f 也是湿度场计算的重要参数, 主要受水灰比、湿度梯度, 内表湿度差和风速等因素的影响. 该参数可以通过实验数据来确定, 也可以通过经验公式来计算, 其中改进 Menzel 表达式^[26] 能更符合实际地反映 f 的变化规律, 表达式如下

$$f(h, h_e) = A(0.253 + 0.06V_a)(h - h_e) \quad (10)$$

式中: A 为主要取决混凝土水灰比的经验参数; V_a 为平均风速; h 为结构表面的相对湿度值; h_e 为大气的相对湿度值. 湿度扩散方程中表征单位温度所引起的湿度变化量的系数 K , 可以表示为相对湿度的函数, 表达式^[27] 为

$$K(h) = \frac{0.0135h(1-h)}{(1.25-h)} \quad (11)$$

式中: h 为混凝土的相对湿度, 对于未采取保湿措施的表面湿度转移系数文献^[28] 取为 $f = 5.0 \times 10^{-3} \text{ m/d}$.

干缩和湿度之间的关系是影响混凝土干缩应力计算精度的一个关键因素, 但目前并无统一的共识. 根据 Bažant^[29] 和 Kim^[16] 的相关研究可知, 当相对湿度在 0.6~1.0 范围内变化时, 可以假定收缩应变 ε_s 与湿度 h 成正比

$$\varepsilon_s = \beta_1 h \quad (12)$$

而在低于 0.6 时, 二者关系为非线性.

$$\varepsilon_s = \beta_2(1-h^3) \quad (13)$$

式中: β_1 , β_2 为干缩系数, 根据文献^[28] 取 $\beta_1 = 3.5 \times 10^{-4}$, $\beta_2 = 2.678 \times 10^{-4}$.

4 计算模型

由于堆石坝混凝土面板第三类裂缝大都在表面产生, 以该堆石坝岸坡坝段的 3 块混凝土面板为例, 建立相关的有限元简化模型, 对混凝土面板表面区域的温度、湿度和应力进行重点分析. 计算共选取 7 种面板长度 (7、10、15、20、40、60、80m), 面板左中右联宽度均为 6.0m, 厚度均为 0.4m, 网格剖分长度和宽度方向均为 1m 每个单元, 厚度方向从上到下, 依次为 0.01、0.02、0.03、0.04、0.04、0.04、0.04、0.04、0.04、0.04、0.03、0.02、0.01m. 每个横缝长度同相应的面板长度, 宽度为 0.02m, 厚度为 0.4m, 网格剖分沿长度方向为 1m 每个单元, 宽度方向为 0.01m 每个单元, 厚度方向同面板左右联.

以长度为 20m 的混凝土 3 块面板有限元模型为例,单元总数为 5 720 个,节点总数为 6 762 个,典型特征点 1 对应的坐标为 $x=9.0\text{m}$, $y=10.0\text{m}$, $z=0.4\text{m}$,3 块混凝土面板有限元网格模型如图 4 所示.计算模型边界条件如表 2 所示.

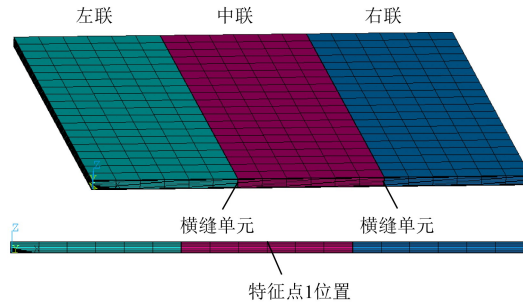


图 4 3 块混凝土面板有限元网格简化模型

Fig.4 Simplified finite element mesh model of three concrete slabs

表 2 仿真计算模型边界条件

Table 2 Boundary conditions of simulation model

区域	温度场	湿度场	温湿耦合	应力场
上表面	散热	散湿	散热散湿	自由
底面	绝热	绝湿	绝热绝湿	法向约束
四周	绝热	绝湿	绝热绝湿	自由
施工临时缝	未被覆盖时散热, 覆盖时绝热	未被覆盖时散湿, 覆盖时绝湿	未被覆盖时散热散湿, 覆盖时绝热绝湿	自由
结构永久缝	未被覆盖时散热, 覆盖时绝热	未被覆盖时散湿, 覆盖时绝湿	未被覆盖时散热散湿, 覆盖时绝热绝湿	自由
其他面	散热	散湿	散热散湿	自由

5 计算工况

混凝土面板横缝通常需要进行灌浆,横缝对两侧面板的约束通常与灌浆材料弹性模量有关,定义横缝对两侧面板的约束为“约束强度”^[30].对混凝土面板进行了 7 种长度、7 种横缝约束强度、3 种相对环境湿度正交条件下温度应力、干缩应力、温湿耦合应力的仿真计算,正交组合不再一一列举,基本计算工况变量如表 3 所示.

表 3 基本计算工况变量

Table 3 Basic calculation condition variables

变量	变量值						
面板长度/m	7	10	15	20	40	60	80
约束强度/MPa	0	100	500	1 000	2 000	2 941	32 000
环境相对湿度	0.3	0.6					0.9

每种计算工况均考虑混凝土面板的自生体积变形和徐变,浇筑初温 25°C ,表面放热系数 $400\text{kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{d} \cdot ^{\circ}\text{C})$.混凝土面板初始相对湿度为 1.0,表面湿度转移系数取 $5 \times 10^{-3} \text{m}/\text{d}$ ^[28].

根据实际工程^[12-13]可知,堆石坝混凝土裂缝在蓄水前就已经产生,计算工况总时长取值为100d.保温保湿^[31]作为混凝土坝有效的防裂措施,在基本计算工况的基础上增加了该措施,进行了对比(表4).

表4 保温保湿措施计算工况
Table 4 Condition of thermal insulation and moisturizing measures

物理场	计算工况				
	T1	T2	T3	T4	
温度场	无保温, 400, 100d	0~5d, 保温, 200, 6~100d, 保温 400	0~60d, 保温, 200, 61~100d, 保温 400	0~100d, 保温, 200	
湿度场	H1	H2	H3	H4	
	无保湿, 0.005, 100d	0~5d, 保湿, 0.0005, 6~100d, 保湿, 0.005	0~60d, 保湿, 0.0005, 61~100d 保湿, 0.005	0~100d, 保湿, 0.0005	
温湿耦合	TH1	TH2	TH3	TH4	TH5
	无保温保湿, 400, 0.005, 100d	0~5d, 保温保湿, 200, 0.0005, 6~100d, 400, 0.005	0~60d, 保温保湿, 200, 0.0005, 61~100d, 400, 0.005	0~100d, 保温保湿, 200, 0.0005	0~5d, 保温保湿, 200, 0.0005, 6~100d, 200, 0.00005

注:保温表面放热系数单位为: $\text{kJ}/(\text{m}^2 \cdot \text{d} \cdot ^\circ\text{C})$;保湿表面湿度转移系数单位为: m/d .

6 计算结果与分析

6.1 保温保湿对最大拉应力的影响

面板横缝约束强度为2941MPa,长度为20m,环境相对湿度为0.6的条件下不同保温保湿措施工况的计算结果(温度应力、干缩应力、温湿耦合应力),对应的历时曲线图(温度、相对湿度、应力),如图5~图11所示.如无特殊说明,本文给出的应力均为第一主应力.实际上,本文计算结果中的第一主应力方向与面板长度方向基本一致,故产生的裂缝走向垂直于面板长度方向.

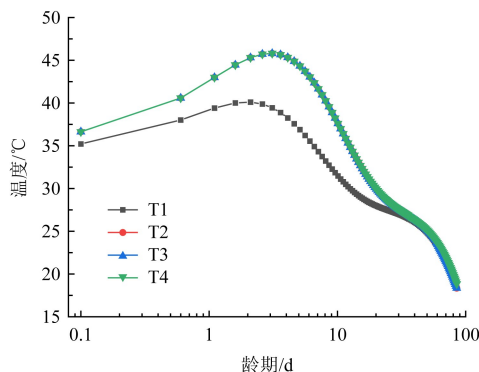


图5 温度场单场作用下特征点温度历时曲线

Fig.5 Temperature duration curve of characteristic points under single field action of temperature field

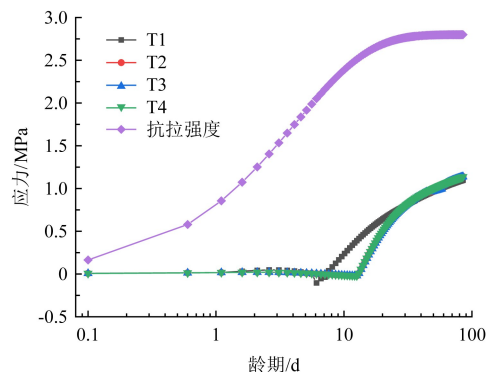


图6 温度场单场作用下特征点温度应力历时曲线

Fig.6 Temperature stress duration curve of characteristic points under single field action of temperature field

对于温度场单场,如图 5~图 6 所示,加大保温措施提高了混凝土面板早龄期的温度峰值,在一定程度上减小了“内外温差”,从而减小早龄期的拉应力,但加大保温力度和保温时长对于混凝土面板后期最大拉应力的减弱效果并不明显.实际对于混凝土类薄壁类结构,热量散失的比加快,而混凝土干燥却是一个极其漫长的过程.

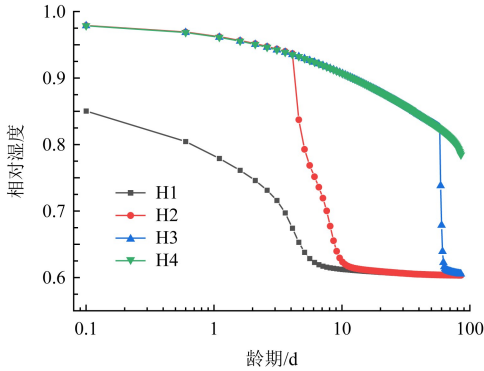


图 7 湿度场单场作用下特征点相对湿度历时曲线

Fig.7 Relative humidity duration curve of characteristic points under single field action of humidity field

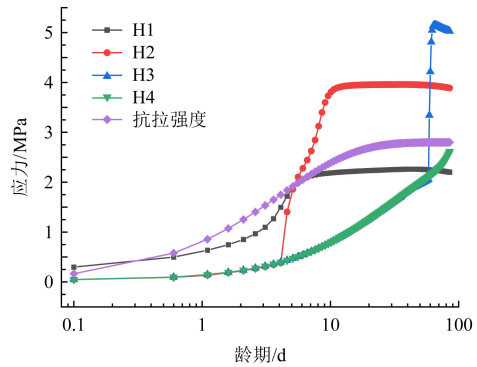


图 8 湿度场单场作用下特征点干缩应力历时曲线

Fig.8 Drying shrinkage stress duration curve of characteristic points under single field action of humidity field

对于湿度场单场,如图 7~图 8 所示,保湿能够减小混凝土面板“内外湿差”,从而减小干缩应力.5d,60d 拆除保湿措施,干缩应力分别陡增至 3.90MPa、5.15MPa,这表明在混凝土表层相对湿度未达到环境相对湿度时,过早地拆除保湿措施,均会导致“内外湿差”陡增,干缩应力骤升.

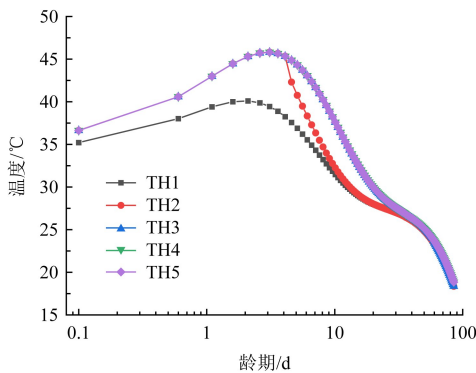


图 9 温湿耦合两场作用下特征点温度历时曲线

Fig.9 Temperature duration curve of characteristic points under coupled temperature and humidity fields

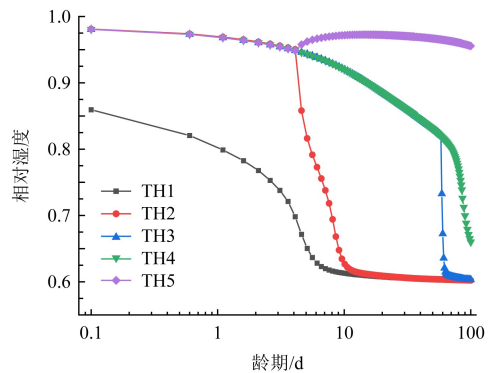


图 10 温湿耦合两场作用下特征点相对湿度历时曲线

Fig.10 Relative humidity duration curve of characteristic points under coupled temperature and humidity fields

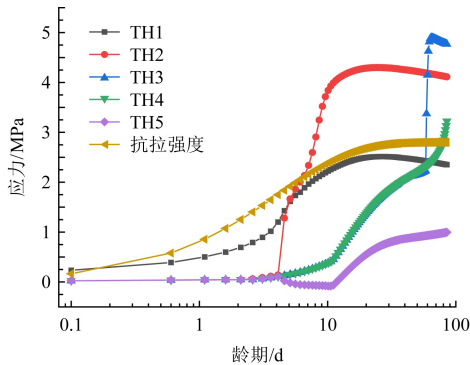


图 11 温湿耦合两场作用下特征点拉应力历时曲线
Fig.11 Tensile stress curve of characteristic points under coupled temperature and humidity fields

对于温湿耦合两场,计算结果的变化规律和湿度场类似,如图 9~图 11 所示,5d、60d 拆除保湿措施,温湿耦合应力分别陡增至 4.22MPa、4.89MPa,加强保湿措施能够较大幅度地降低混凝土的拉应力.环境相对湿度为 0.6 的条件下,干缩应力占温湿耦合拉应力的主要部分,过早地拆除保湿措施会导致较大的拉应力,主要原因在于混凝土表面保湿能减小混凝土面板“内外湿差”,但会导致干缩滞后,而混凝土后期弹模大,相同的湿度减小幅度会引起更大的干缩应力.例如,工况 TH2 相对湿度由第 5 天的 0.825 降至第 5.9 天的 0.775,对应的拉应力由 1.62MPa 增至 1.94MPa,工况 TH3 相对湿度由第 60 天的 0.680 降至第 61.5 天的 0.630,对应的拉应力由 4.07MPa 增至 4.80MPa,两种工况的相对湿度减小幅度均约为 5%,但是拉应力的增长幅度后者 (0.73MPa) 为前者 (0.32MPa) 的近 2.28 倍,并且外部环境越干燥,混凝土表面湿度梯度越大,这将导致干缩应力增大的幅度越明显.

6.2 面板长度对最大拉应力的影响

由图 12 可知,当面板横缝约束强度和环境相对湿度为定值时,混凝土面板最大拉应力呈随着面板长度的增大而增大的趋势,当面板长度超过 40m 时,最大拉应力趋于稳定.

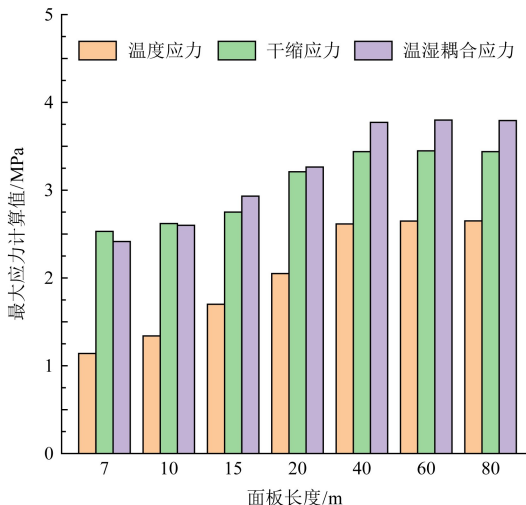


图 12 不同板长对最大拉应力的影响
Fig.12 Effect of different plate length on maximum tensile stress

为了进一步说明面板长度对最大拉应力的影响,给出了面板横缝约束强度为 2.941MPa,环境相对湿度为 0.6 的条件下面板长度分别为 7、20、60m 的几个典型工况计算结果的应力包络图(温度应力、干缩应力、温湿耦合应力),如图 13~图 15 所示.当面板横缝约束强度和环境相对湿度一定时,混凝土面板大部分区域的拉应力会随着面板长度的增大而增大.当超过 40m 后,面板长度对混凝土拉应力最大值的影响不明显,但此时增大了混凝土其他区域的开裂风险.

6.3 横缝约束强度对最大拉应力的影响

由图 16 可知,当面板长度和环境相对湿度为定值时,混凝土面板最大拉应力呈随着面板两侧横缝约束强度的增大而增大的

趋势,当横缝约束强度超过 500MPa 时,最大拉应力趋于稳定.例如,对于温湿耦合应力计算结果,横缝约束强度为 0MPa 时面板最大拉应力为 1.88MPa,横缝约束强度为 2 000MPa 面板最大拉应力为 3.27MPa,两者相差 1.39MPa,涨幅约为 74%,横缝约束强度为 32 000MPa 面板最大拉应力为 3.28MPa,两者相差 1.40MPa,涨幅约为 75%.

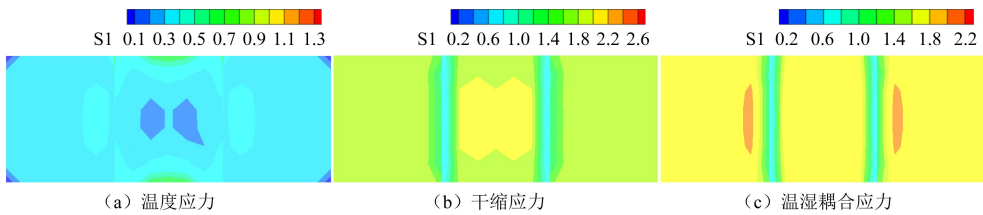


图 13 板长 7m 不同物理场计算结果应力包络

Fig.13 Stress envelope diagram of different physical field calculation results for slab length of 7m

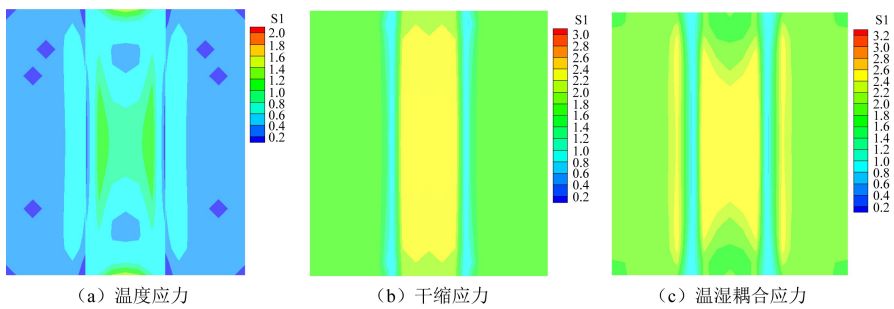


图 14 板长 20m 不同物理场计算结果应力包络

Fig.14 Stress envelope diagram of different physical field calculation results for slab length of 20m

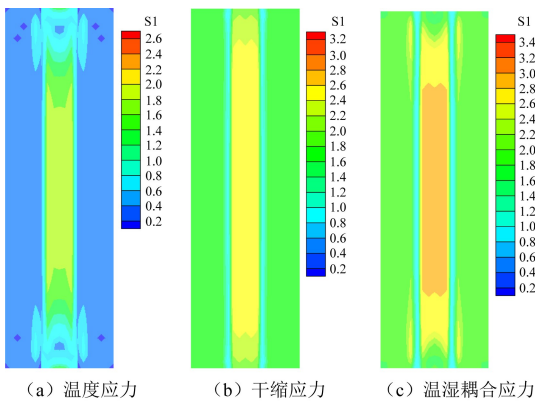


图 15 板长 60m 不同物理场计算结果应力包络

Fig.15 Stress envelope diagram of different physical field calculation results for slab length of 60m

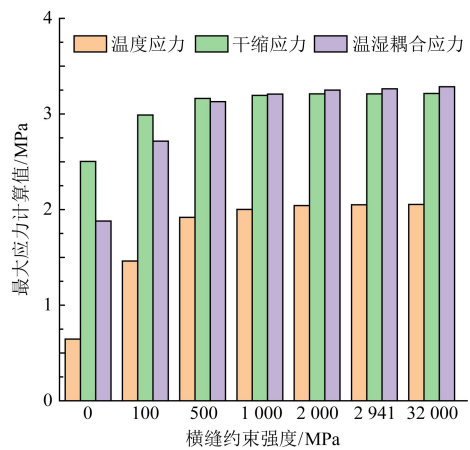


图 16 横缝约束强度对最大拉应力的影响

Fig.16 Effect of transverse joint constraint strength on maximum tensile stress

为了进一步说明面板两侧横缝约束强度对最大拉应力的影响,选取面板长度 20m,环境相对湿度为 0.6 的条件下面板横缝约束强度分别为 0、500、32 000MPa 的几个典型工况计算结果的应力包络图(温度应力、干缩应力、温湿耦合应力),如图 17~图 19 所示.当面板长度和环境相对湿度为定值时,混凝土中联面板大部分区域的拉应力会随着面板两侧横缝约束强度的增大而增大.当约束强度超过 500MPa 后,面板两侧横缝约束强度对混凝土中联面板拉应力最大值的影响不明显,但此时同样增大了混凝土中联面板其他区域的开裂风险,拉应力由面板中心向周边侧逐渐减弱.

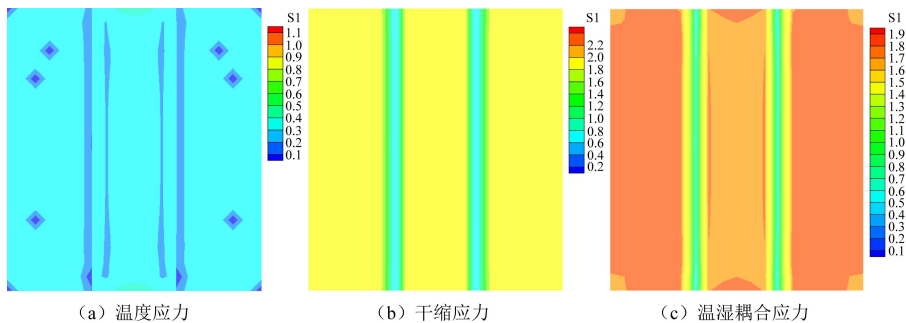


图 17 约束强度 0MPa 不同物理场计算结果应力包络

Fig.17 Stress envelope diagram of different physical field calculation results with constraint strength of 0MPa

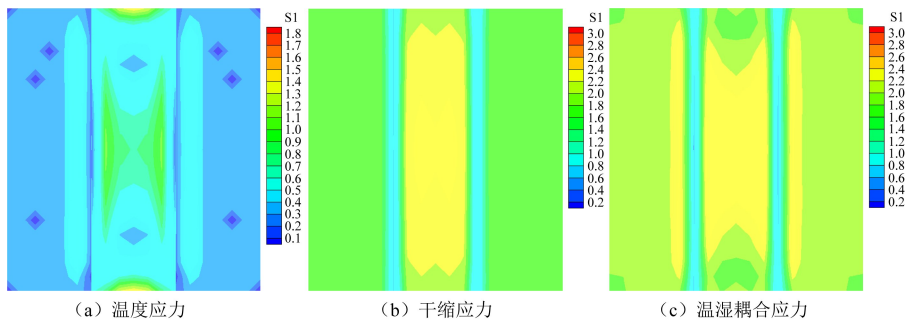


图 18 约束强度 500MPa 不同物理场计算结果应力包络

Fig.18 Stress envelope diagram of different physical field calculation results with constraint strength of 500MPa

对于混凝土面板左右联,相对面板中联受到约束较少,大部分区域的拉应力较中联面板拉应力小,且当横缝约束强度超过 500MPa 后,面板拉应力主要由面板横缝单元侧逐渐向横缝单元“对侧”减弱.

可见,面板两侧受到较大的横缝约束将较大程度增加混凝土面板开裂的风险.

6.4 环境相对湿度对最大拉应力的影响

由图 20 可知,当面板长度和横缝约束强度为定值时,随着环境相对湿度的增大,最大拉应力随之下降,环境相对湿度和最大拉应力两者之间表现为负相关.

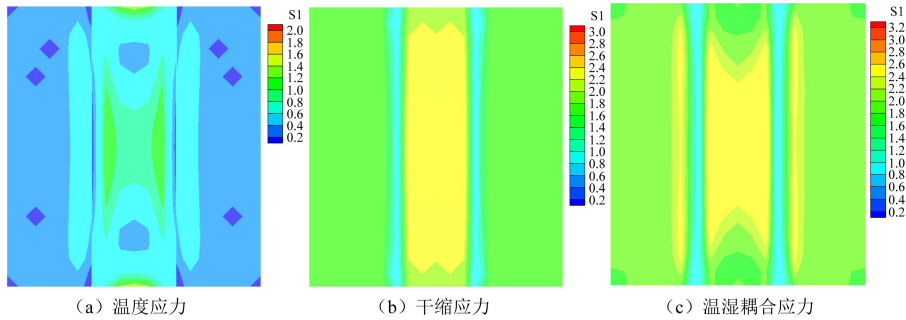


图 19 约束强度 32 000MPa 不同物理场计算结果应力包络

Fig.19 Stress envelope diagram of different physical field calculation results with constraint strength of 32 000MPa

环境相对湿度低于 0.6,干缩应力占温湿耦合拉应力的主要部分,提高环境相对湿度能较大幅度地减小混凝土表层早龄期的“湿降幅度”,从而减小最大拉应力.

另一方面表明,温湿耦合计算结果的最大拉应力并非是温度应力和干缩应力的线性叠加,当环境相对湿度较低,温湿耦合计算结果的最大拉应力远大于温度应力.例如相对湿度为 0.3,温湿耦合计算结果的最大拉应力为 5.04MPa,温度应力为 2.05MPa,干缩应力为 5.22MPa,此条件下温湿耦合应力是温度应力的近 2.46 倍,干缩应力是温度应力的近 2.55 倍,相对湿度越低,差异越大.温湿耦合计算结果的最大拉应力远大于温度应力,主要原因在于早龄期如果环境比较干燥,混凝土表层水分大量散失到空气中,而早龄期时混凝土内部湿度仍较大,故形成较大的“内外湿差”,在内外混凝土的相互约束作用下在混凝土表面形成比较大的拉应力.温湿耦合计算结果的最大拉应力略低于干缩应力,主要原因在于混凝土内部温度在一定程度上提高了湿度扩散系数,加快了湿度从内部向表面转移,实际削弱了“内外湿差”,从而相对减小了拉应力.

而在环境相对湿度较高的工况下(例如相对湿度为 0.9),温湿耦合计算结果的最大拉应力略大于干缩应力,但略小于温度应力.温湿耦合计算结果的最大拉应力略大于干缩应力,主要原因在于早龄期如果环境相对湿度较高,水分散失到空气中的速率较低,“内外湿差”也较低,类似于延长“保湿”,此时干缩应力“主导因素”也较不明显,温度应力逐渐表现为“主导因素”.温湿耦合计算结果的最大拉应力略小于温度应力,主要原因同样在于混凝土内部温度在一定程度上提高了湿度扩散系数,加快了湿度从内部向表面转移,削

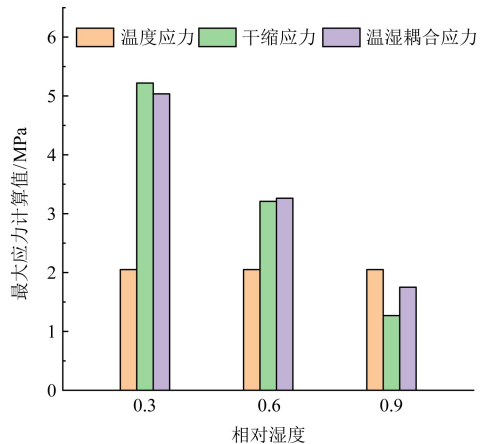


图 20 环境相对湿度对最大拉应力的影响
Fig.20 Effect of environmental relative humidity on maximum tensile stress

弱了“内外湿差”,从而相对减小了拉应力.即随着环境相对湿度的提高,干缩应力“主导因素”逐渐减弱,最终导致高湿度条件下温湿耦合计算结果的最大拉应力会大于湿度单场作用下的干缩应力.

为进一步说明环境相对湿度对最大拉应力的影响,选取了面板长度 10m,两侧横缝约束强度 500MPa 条件下环境相对湿度分别为 0.3、0.6、0.9 的几个典型工况计算结果的应力包络图(温度应力、干缩应力、温湿耦合应力),如图 21~图 23 所示,可以看出提高环境相对湿度能较大幅度地降低混凝土整体区域的开裂风险.

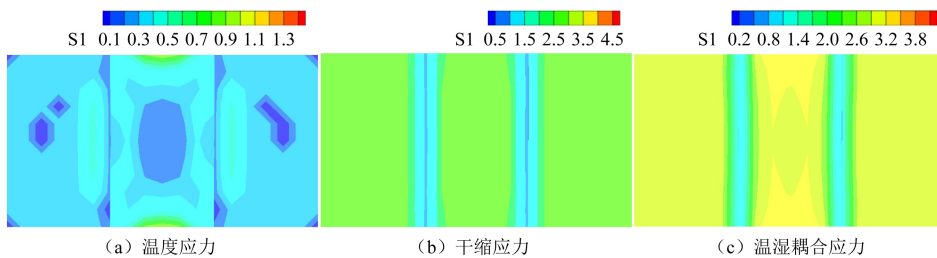


图 21 相对湿度 0.3 不同物理场计算结果应力包络

Fig.21 Stress envelope diagram of different physical field calculation results with relative humidity of 0.3

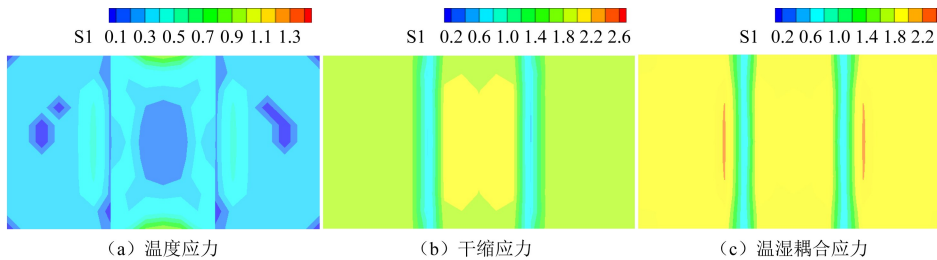


图 22 相对湿度 0.6 不同物理场计算结果应力包络

Fig.22 Stress envelope diagram of different physical field calculation results with relative humidity of 0.6

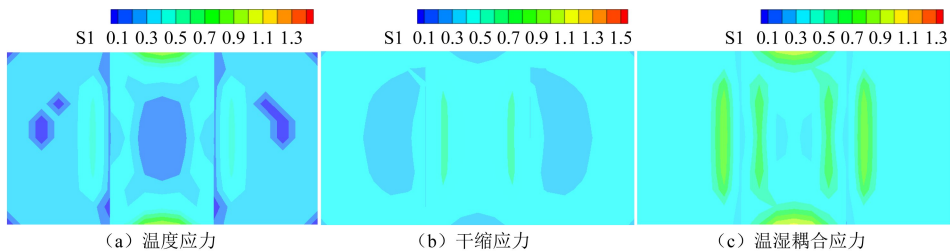


图 23 相对湿度 0.9 不同物理场计算结果应力包络

Fig.23 Stress envelope diagram of different physical field calculation results with relative humidity of 0.9

7 结论

编制的温湿耦合程序,考虑了干缩应力,是对已有计算模型的有益补充,构建了简单算例进行对比,验证了程序的合理性,并对堆石坝混凝土面板施工期裂缝成因进行了多因素多工况的计算与综合对比分析,主要得出以下结论:

(1)当环境相对湿度较低,温湿耦合计算结果的最大拉应力远大于温度应力.例如相对湿度为0.3,温湿耦合应力是温度应力的近2.46倍,即该条件下,引起面板开裂的主导因素为“干缩应力”.当环境相对湿度较高,例如相对湿度为0.9,温湿耦合计算结果的最大拉应力略小于温度应力.温湿耦合的最大拉应力计算结果并非是温度应力和干缩应力的线性叠加;

(2)对于混凝土面板薄壁类结构,裂缝“一疏一密”现象主要是由于混凝土面板间隔浇筑,先浇筑的混凝土面板两侧无约束,后浇筑的混凝土面板两侧有约束导致,本文计算结果中横缝约束作用将导致混凝土面板最大拉应力最大涨幅约为75%.在施工期建议采取合适的措施,减小面板两侧约束,如能减小横缝内铜止水以及相邻两块混凝土摩擦等产生的约束,则能够很大程度地减小面板表面开裂的风险;

(3)早期的保湿养护会导致干缩滞后,混凝土后期弹模大,后期相同的湿度减小幅度会引起更大的干缩应力,例如相对湿度为0.6,第60天拆模拉应力涨幅为第5天拆模拉应力涨幅的近2.28倍,过早地拆除保湿措施将会引起更大开裂风险.如果无法减小横缝内的约束强度,则施工期应始终做好混凝土面板表面保温保湿等相关工作,保湿养护时间应持续至蓄水前;

(4)合理的面板长度也是影响应力的重要因素,该研究结果中,面板长度40m为应力变化的一个拐点,可作为类似结构的参考.

参 考 文 献

- [1] 李炎隆,吕海东.混凝土面板裂缝的渗流计算模型研究[J].应用基础与工程科学学报,2009,17(5):668-674
Li Yanlong, Lü Haidong. Study on seepage calculation model for the concrete face slab with cracks[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2009, 17(5): 668-674
- [2] 董芸,杨华全.水布垭工程面板混凝土抗裂性试验研究[J].人民长江,2007,7:115-117+26
Dong Yun, Yang Huaquan. Concrete mix ratio design and experimental research for face-slab concrete of Shuibuya hydroproject[J]. Yangtze River, 2007, 7: 115-117+26
- [3] 王子健,刘斯宏,李玲君,等.公伯峡面板堆石坝面板裂缝成因数值分析[J].水利学报,2014,45(3):343-350
Wang Zijian, Liu Sihong, Li Lingjun, et al. Numerical analysis of the causes of slab's cracks on Gongboxia face rockfill dam[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2014, 45(3): 343-350
- [4] 冉鑫.考虑低温与冻融的面板堆石坝静动力分析[D].西安:西安理工大学,2018.
Ran Li. Static and dynamic analysis of concrete faced rockfill dam considering low temperature and freeze-thaw[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2018
- [5] 何鲜峰,汪自力,何启.寒冷地区面板堆石坝施工期面板开裂原因[J].水利水电科技进展,2019,39(3):68-74
He Xianfeng, Wang Zili, He Qi. Cause analysis of face cracking of a CFRD during construction period in cold regions[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2019, 39(3): 68-74
- [6] 麦家焯,孙立勋.西北口堆石坝面板裂缝成因的研究[J].水利水电技术,1999,5:32-34
Mai Jiachuan, Sun Lixun. Research on causes of fractures of concrete plates faced on Xibeikou rock-fill dam[J]. Water Resources and Hydropower Engineering, 1999, 5: 32-34
- [7] 李炎隆,卜鹏,张敬华,等.考虑水化度影响的混凝土面板温度裂缝数值计算[J].武汉大学学报(工学版),2019,52(11):951-961

- Li Yanlong, Bu Peng, Zhang Jinghua, et al. Numerical calculation of temperature cracks of concrete face considering hydration degree[J]. *Engineering Journal of Wuhan University (Engineering Science)*, 2019, 52(11): 951-961
- [8] 王瑞骏, 王党在, 陈尧隆. 寒潮冷击作用下堆石坝混凝土面板温度应力研究[J]. *水力发电学报*, 2004, 6: 45-49
Wang Ruijun, Wang dangzai, Chen Yaolong. Research on thermal stress of concrete slabs of rockfill dam under condition of cold wave attack[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2004, 6: 45-49
- [9] 王瑞骏, 李九红, 王党在, 等. 堆石坝混凝土面板湿度场及干缩应力研究[J]. *水力发电学报*, 2004, 6: 50-54
Wang Ruijun, Li Jiuhong, Wang Dangzai, et al. Research on humidity field and dry contraction stresses of concrete slabs of rockfill dam[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2004, 6: 50-54
- [10] 麦家焯, 刘翔, 李惠娟. 堆石坝混凝土面板干缩应力的研究[J]. *水力发电学报*, 2004, 3: 56-60
Mai Jiakuan, Liu Xiang, Li Huijuan. Research on drying shrinkage stresses of concrete slabs on rock-fill dams[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2004, 3: 56-60
- [11] 李鑫, 申爱琴. 温湿耦合作用下路面混凝土内应力研究[J]. *建筑材料学报*, 2018, 21(1): 78-84
Li Xin, Shen Aiqin. Internal stress simulation of pavement concrete under coupling action of temperature and humidity[J]. *Journal of Building Materials*, 2018, 21(1): 78-84
- [12] 杜明月, 田野, 金南国, 等. 基于水泥水化的早龄期混凝土温湿耦合[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2015, 49(8): 1410-1416+1433
Du Mingyue, Tian Ye, Jin Nanguo, et al. Coupling of hygro-thermal field in early-age concrete based on cement hydration[J]. *Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 2015, 49(8): 1410-1416+1433
- [13] 罗先启, 刘德富, 黄峰. 西北口面板堆石坝面板裂缝成因分析[J]. *人民长江*, 1996, 9: 32-34
Luo Xianqi, Liu Defu, Huang Yi. Analysis on the causes of face slab cracks of northwest mouth face rockfill dam[J]. *Yangtze River*, 1996, 9: 32-34
- [14] 宋文晶, 孙役, 李亮, 等. 水布垭面板堆石坝第一期面板裂缝成因分析及处理[J]. *水力发电学报*, 2008, 3: 33-37
Song Wenjing, Sun Yi, Li Liang, et al. Reason analysis and treatment for the 1st phase slab cracking of Shuibuya CFRD[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2008, 3: 33-37
- [15] 朱伯芳. 大体积混凝土温度应力与温度控制[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2012
Zhu Bofang. Thermal stress and temperature control of mass concrete[M]. Beijing: China Water Power Press, 2012
- [16] Kim J K, Lee C S. Moisture diffusion of concrete considering self-desiccation at early ages[J]. *Cement and Concrete Research*, 1999, 29(1): 1921-1927
- [17] 尤伟杰, 王有志, 张雪, 等. 高强混凝土温湿耦合应力计算与开裂风险分析[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2017, 49(12): 170-175
You Weijie, Wang Youzhi, Zhang Xue, et al. Calculation of hygro-thermal coupling stress calculation and cracking risk analysis for high performance concrete[J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2017, 49(12): 170-175
- [18] 王宁. 考虑性态变化的早期混凝土多场耦合分析及其应用[D]. 天津: 天津大学, 2014
Wang Ning. Multi-field coupling analysis of early-age concrete and its application considering changing of behavior[D]. Tianjin: Tianjin University, 2014
- [19] 崔激, 陈王, 王宁. 考虑性态变化的早期混凝土热湿力耦合分析及其应用[J]. *土木工程学报*, 2015, 48(2): 44-53
Cui Wei, Chen Wang, Wang Ning. Thermo-hydro-mechanical coupling analysis of early-age concrete with behavioral changes considered and its application[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2015, 48(2): 44-53
- [20] 杨锐. 水工大体积混凝土早龄期缝面强度问题研究[D]. 南京: 河海大学, 2016
Yang Rui. Research on joint face strength problem of early-age mass concrete structures[D]. Nanjing: Hohai University, 2016
- [21] 黄达海, 刘光廷. 等温条件下混凝土质扩散系数研究[J]. *应用基础与工程科学学报*, 2002, (4): 386-394
Huang Dahai, Liu Guangting. Study on mass diffusivity of concrete under isothermal condition[J]. *Journal of Basic Science and Engineering*, 2002, (4): 386-394
- [22] Bažant Z P, Najjar L J. Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete[J]. *Matériaux et Constructions*, 1972, 5(1): 3-20
- [23] Wong S F, Wee T H, Swaddiwudhipong S, et al. Study of water movement in concrete[J]. *Magazine of Concrete Research*, 2001, 53(3): 205-220
- [24] Grace W R. Chloride penetration in marine concrete. A computer model for design and service life evaluation[J]. *Corrosion*, 1991, 47: 1-19
- [25] Qin Y. Numerical study on the curling and warping of hardened rigid pavement slabs[D]. Houghton: Michigan Technological University, 2011

- [26] Yuan Y, Wan Z L. Prediction of cracking within early-age concrete due to thermal, drying and creep behavior[J]. Cement and Concrete Research, 2002, 32(7): 1053-1059
- [27] V S A, A S B, V V R. The carbonation of concrete and the mechanism of moisture, heat and carbon dioxide flow through porous materials[J]. Pergamon, 1993, 23(4): 761-772
- [28] 郭利霞, 陈守开, 钟 凌. 混凝土结构的温湿耦合仿真计算[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2011, 43(4): 47-51
Guo Lixia, Chen Shoukai, Zhong Ling. Simulation computation of heat and moisture transfer in concrete structure[J]. Advanced Engineering Sciences(Engineering Science Edition), 2011, 43(4): 47-51
- [29] Bažant Z P, Yunping X. Drying creep of concrete: Constitutive model and new experiments separating its mechanisms [J]. Materials and Structures, 1994, 27(1): 3-14
- [30] 杨 琼, 王振红, 汪 娟, 等. 碾压混凝土拱坝横缝开度与横缝灌浆影响研究[J]. 水力发电, 2021, 47(1): 73-76+116
Yang Qiong, Wang Zhenhong, Wang Juan, et al. Study on the transverse joint opening and the influence of transverse joint grouting on RCC arch dam[J]. Water Power, 2021, 47(1): 73-76+116
- [31] 曹 伟, 杨 斌, 田忠勇, 等. 混凝土坝保温保湿研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2009, 17(2): 179-187
Cao Wei, Yang Bin, Tian Zhongyong, et al. Research on thermal insulation and moisture holding of concrete dams[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2009, 17(2): 179-187

Causes and Prevention of Cracks in Concrete Slab of Rockfill Dam During Construction

YUAN Min¹, QIANG Sheng¹, CEN Weijun¹,
HU Yong², CHEN Bo¹

(1. College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China; 2. Zhejiang Design Institute of Water Conservancy & Hydro-Electric Power, Hangzhou 310002, China)

Abstract

In order to solve the common problem of cracking in the concrete slab of the rockfill dams during the construction period. A corresponding temperature-humidity coupling calculation program considering the dry shrinkage was compiled and verified, which based on the previous main research on temperature stress. The temperature stress, drying shrinkage stress and temperature-humidity coupling stress of the concrete slab of the rockfill dam were simulated, from the aspects of the concrete slab length, the restraint strength of the transverse joints on both sides of the concrete slab, the environment relative humidity and the measures of heat and moisture preservation, and the temperature, humidity and stress were comprehensively compared and analyzed. The numerical results showed that when the ambient relative humidity was 0.3, the maximum value of temperature-humidity coupling stress was nearly 2.46 times that of temperature stress. When the ambient relative humidity was 0.6 and the relative humidity decreases by the same range of 5%, the increase of tensile stress of formwork removal on the 60th day was nearly 2.28 times of that on the 5th day. In addition, the transverse joint restraint would lead to the maximum increase of the maximum tensile stress of the the concrete slab by about 75%. This paper explains the causes of cracks in the concrete slab of the rockfill dam during the construction period, obtains the “semi-quantitative” relationship, and finally puts forward related prevention methods, which can provide references for similar projects during the construction period.

Keywords: rockfill dam; concrete slab; cracking; temperature stress; dry shrinkage stress; temperature-humidity coupling; transverse joint restraint