

温度作用下蜗壳外围混凝土裂缝稳定性分析

吕克志¹, 吕克金²

(1. 衢州学院, 浙江 衢州 324000; 2. 国核工程有限公司, 上海 200233)

摘要: 大型直埋式蜗壳结构在温度作用下, 外围混凝土裂缝受力条件复杂。以某水电站蜗壳结构为计算实例, 应用 ANSYS 有限元软件建立了带裂缝的蜗壳管节模型, 引入混凝土断裂力学。考虑温度变化作用, 计算蜗壳结构在温度荷载作用下外围混凝土裂缝的应力强度因子, 根据混凝土复合裂缝判据判断蜗壳外围混凝土裂缝的稳定性。计算结果表明, 温度荷载对蜗壳外围混凝土裂缝稳定性影响较大。

关键词: 直埋式蜗壳; 温度荷载; 混凝土裂缝; 应力强度因子; 断裂韧度

中图分类号: TU37

文献标识码: A

文章编号: 1672-1144(2012)01-0073-05

Stability Analysis for Surrounding Concrete Cracks of Spiral Case under Temperature

LV Ke-zhi¹, LV Ke-jin²

(1. Quzhou Institute, Quzhou, Zhejiang 324000, China; 2. State Nuclear Power Engineering Co., Ltd., Shanghai 200233, China)

Abstract: The stress state of the surrounding concrete cracks of huge complete bearing spiral case is more complex under temperature load. The finite element model of spiral case with cracks is established here with ANSYS software. By using the fracture mechanics of concrete, the stress intensity factor of the surrounding concrete cracks of spiral case is calculated under temperature load. Then the stability of the concrete cracks under different working conditions is analyzed and assessed with the mixed crack's criterion of concrete. The results show that the influence of temperature change to the surrounding concrete cracks of spiral case is more great.

Keywords: complete bearing spiral case; temperature load; concrete crack; stress intensity factor; fracture toughness

0 引言

水电站蜗壳结构是大体积混凝土块体, 由于置于自然环境中, 长期经受持续变化的气温, 日辐射以及水温的影响, 蜗壳外围混凝土结构在其外表面上与周围进行着持续的热交换, 由此产生了复杂的结构外表面温度, 从而在蜗壳外围钢筋混凝土结构中形成较大的温度梯度, 造成结构各部分的不同稳定分布^[1-2]。当由此产生的温度变形, 受到周围基岩等结构的约束时, 蜗壳外围钢筋混凝土对材料的温度变形也将产生约束, 从而产生温度应力。温度应力不仅使蜗壳外围钢筋混凝土结构的应力状态发生显著变化, 而且往往导致蜗壳结构产生裂缝, 影响结构的整体性和耐久性。因此分析水电站厂房蜗壳结

构的温度场以及由此产生的温度应力对蜗壳外围混凝土的裂缝稳定性的影响具有重要的意义。

本文以某大型水电站直埋式蜗壳结构为研究对象, 根据非线性有限元静力计算分析, 得到蜗壳外围混凝土裂缝分布与深度, 引入混凝土断裂力学方法, 建立带裂缝的管节数值模型, 考虑温度荷载作用, 计算温度作用下混凝土裂缝尖端的应力强度因子值, 根据混凝土复合断裂韧度判据, 判断其裂缝稳定性。

1 理论方法

1.1 ANSYS 求解应力强度因子方法

线弹性断裂力学中常用应力强度因子 K 来描述裂纹场。ANSYS 软件能较好地计算裂纹周围区域的应力分布和裂纹的应力强度因子 K , 其特点是

简单、经济、精度高。ANSYS 软件提供所谓的“位移外推”法(displacement extrapolation)来计算应力强度因子^[3]。在线弹性范围内,对于三维裂纹,裂纹尖端的局部位移场与应力强度因子的关系为^[4]:

$$\left. \begin{aligned} u &= \frac{K_{\text{II}}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1+k) \\ v &= \frac{K_{\text{I}}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1+k) \\ w &= \frac{2K_{\text{III}}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: u, v, w 为裂纹尖端局部直角坐标系下裂纹前端位移; r 为裂纹尖端局部柱坐标系下坐标; G 为材料剪切模量; $K_{\text{I}}, K_{\text{II}}, K_{\text{III}}$ 为应力强度因子。

$$k = \begin{cases} 3 - 4\nu & (\text{平面应变或轴对称}) \\ \frac{3 - \nu}{1 + \nu} & (\text{平面应力}) \end{cases}$$

式中: ν 为泊松比。

当利用裂纹尖端节点的位移进行计算时,应力强度因子和裂纹面节点的位移差存在下列关系:

$$\left. \begin{aligned} K_{\text{I}} &= \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+k} \frac{|\Delta u|}{\sqrt{r}} \\ K_{\text{II}} &= \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+k} \frac{|\Delta v|}{\sqrt{r}} \\ K_{\text{III}} &= \sqrt{2\pi} \frac{G}{1+k} \frac{|\Delta w|}{\sqrt{r}} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

在使用有限元法进行应力强度因子计算时,由于常规单元在裂纹尖端存在奇异性,为使计算准确,必须在裂纹尖端使用细小的单元;如果使用奇异元,即使用二次三角(或五面体)单元,并将靠近裂纹尖端的中间节点置于 $1/4$ 处,则位于沿裂纹尖端的单元边上的应力和应变与 $1/\sqrt{r}$ 成正比,而位移与 \sqrt{r} 成正比,这样应力强度因子就消除了奇异性,也就是说,可以用相对比较稀疏的单元得到精度较高的结果。

1.2 混凝土复合裂缝断裂判据

国内外在研究混凝土复合裂缝的判据方面做了大量的工作,其中一些成果已经应用到实际工程中去。本文采用徐道远教授等^[5]提出的定量衡定方法,即通过缝端稳定安全系数 n 进行判断。

$$n = K_{\text{IC}}^* / K_{\text{IC}} \quad (3)$$

式中: K_{IC}^* 为复合应力强度因子; K_{IC} 为同一 θ_1, θ_2 下 K_{IC}^* 的断裂临界值。其中

$$K_{\text{IC}}^* = \sqrt{K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2 + K_{\text{III}}^2} \quad (4)$$

$$\theta_1 = \arctan \frac{K_{\text{II}}}{K_{\text{I}}} \quad \theta_2 = \arctan \frac{K_{\text{III}}}{K_{\text{I}}} \quad (5)$$

显然如果 $n < 1$,则裂缝是稳定的,且 n 值越小,表明稳定性越高;如 $n > 1$,则是不稳定的,裂缝必将扩展;当 $n = 1$,裂缝处于临界状态。

混凝土断裂韧性 K_{IC} 一般由试验确定,由于本工程缺少相应数据,采用如下公式估计^[6]:

$$K_{\text{IC}} = 0.197 + 0.232 \ln C \pm 1.96S \quad (6)$$

式中: C 为裂缝深度(cm); S 为标准差, $S = 0.075 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 。

2 计算模型与条件

以西部某在建大型水电站蜗壳结构为研究对象,该电站蜗壳结构采用直埋方案,蜗壳进口直径为 8 m ,电站采用单机容量为 $65 \times 10^4 \text{ kW}$ 的水轮发电机组。根据蜗壳非线性有限元静力分析结果,蜗壳进口段外围混凝土开裂严重,故选取进口断面的第一个管节建立计算模型。采用轴对称局域模型。计算模型中混凝土结构上端取至高程 955.30 m ,下端取至尾水管直锥段高程 937.5 m ,两端取至机组段分缝处。

直埋蜗壳进口段外围混凝土可概化为未受损区、分布裂缝区和集中裂缝区,如图1所示。分布裂缝区位于上下碟边附近 1.4 m 区域。集中裂缝可概化为4个,编号为①、②、③、④。①号裂缝位于蜗壳顶部,裂缝长度为 1.43 m ;②号裂缝位于腰线上 45° 处,裂缝长度为 2.39 m ;③号裂缝位于腰线下 20° 处,裂缝长度为 1.46 m ;④号裂缝位于腰线下 45° 处,裂缝长度为 3.71 m 。

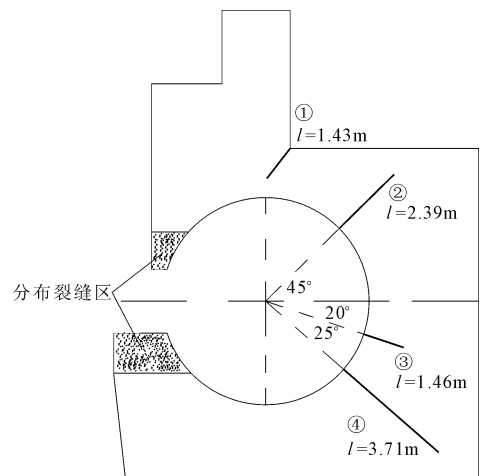


图1 蜗壳外围混凝土裂缝分布图

分布裂缝区混凝土弹性模量折减为初始模量的一半^[7]。集中裂缝处使结构两边分开,边界自由,在裂缝尖端设置奇异单元。集中裂缝宽度范围内钢筋

的作用可在裂缝两边位置重合的两节点之间设置弹簧单元来模拟,弹簧刚度可根据下式折算^[8]:

$$k = EA/l \quad (7)$$

式中: E 为钢筋弹性模量; A 为钢筋截面积; l 为计算的裂缝宽度,最大值不超过 0.25 mm,是根据静力非线性有限元计算所得的钢筋应力,按《水工混凝土结构设计规范 SL/T191-96》中关于钢筋混凝土构件正常使用极限状态断面裂缝宽度的计算公式进行计算。

计算模型采用柱坐标系,原点取在进口断面蜗壳中心处, X 轴为蜗壳径向, Y 轴为蜗壳环向, Z 轴为水流向。有限元模型分为座环,导叶,钢蜗壳,混凝土四大组单元。混凝土和座环用六面体单元模拟,导叶和钢蜗壳用壳单元模拟,钢筋采用整体式埋入混凝土中,整个模型共划分单元 11 131 个;模型如图 2 所示。

计算温度边界条件为:与地下厂房室内空气接触的混凝土外边界取为室内温度,与运行水流接触的蜗壳以及尾水管直管段界面取为水的温度,厂房机组分缝面按绝热边界条件处理,蜗壳底部取为地温,蜗壳与混凝土之间摩擦系数根据工程经验取为 0.25,假定温度和热流量在接触面边界上都是连续的,不计热阻,计算中不考虑热辐射的影响。扇形区左右两个断面网格剖分完全相同,即左侧面内的某

个结点和右侧面与其对应的结点沿水流向仅相差扇形区所张的中心角度,其它两个坐标相同。对应结点的 6 个自由度完全耦合,即视蜗壳及外包混凝土结构为周期对称结构。

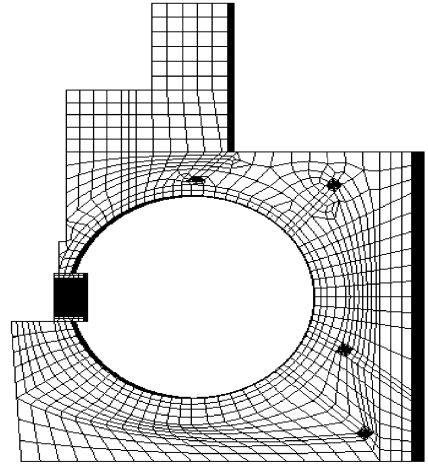


图 2 带裂缝蜗壳有限元模型

混凝土采用 C20 混凝土,容重为 25 kN/m³,弹模 2.55 × 10⁴ MPa,泊松比 0.167,抗拉强度 1.5 MPa,导热系数 3 762 587 J/m·月·°C,线膨胀系数 0.9 × 10⁻⁵;蜗壳钢衬、座环、导叶以及钢筋等钢材的容重 78.5 kN/m³,弹模 2.1 × 10⁵ MPa,泊松比 0.30,导热系数 150 724 800 J/m·月·°C,线膨胀系数 1.2 × 10⁻⁵。多年各月平均温度见表 1。

表 1 多年各月平均温度表

单位:°C

| 月份 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 | 11 | 12 | 年平均 |
|----|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| 水温 | 7.2 | 10.5 | 13.3 | 15.4 | 16.9 | 17.9 | 18.2 | 17.9 | 17.0 | 14.6 | 12.5 | 8.8 | 12.9 |
| 气温 | 8.9 | 11.4 | 15.7 | 18.8 | 20.7 | 22.3 | 23.7 | 22.5 | 20.1 | 18.0 | 13.9 | 9.6 | 16.9 |
| 地温 | 10.7 | 12.5 | 16.4 | 19.2 | 22.5 | 24.5 | 26.7 | 25.4 | 22.6 | 20.1 | 15.4 | 11.8 | 19.2 |

计算所加荷载有:(1)正常运行期间内水压力 1.6 MPa,最大内水压力 2.3 MPa;(2)结构自重;(3)定子基础承受荷载 6 000 kN;(4)下机架承受荷载为 32 000 kN;(5)发电机层,电气夹层及水轮机层分别承受的楼板活荷载为 0.06 MPa,0.03 MPa 和 0.03 MPa。

3 数值计算及成果分析

3.1 数值计算

从温度资料里可以看出,水电站厂房在正常运行期间,气温和水温最高温升都发生在 7 月份,而最高温降都发生在 1 月份,所以在进行数值计算时,最高温升工况取 7 月份的工况,最大温降工况取 1 月份的工况。在进行温度应力计算时,以多年平均温

度对应的温度场作为初始温度场,最高温升和最大温降时对应的温度场作为最终温度场,可以得到平均温度场相应于最高温升和最高温降时的温差。以此温差作为温度应力计算时的荷载,然后与蜗壳在运行期间出现的正常运行内水压力和最大内水压力荷载组合,共有 6 种工况:工况 1:正常运行;工况 2:最大内水压力;工况 3:正常运行 + 最大温升;工况 4:正常运行 + 最大温降;工况 5:最大内水压力 + 最大温升;工况 6:最大内水压力 + 最大温降。

3.2 裂缝应力强度因子值

根据计算结果,整理了 6 种工况下各裂缝的应力强度因子值,由于三维裂缝应力强度因子值沿裂缝缝端并不相同,考虑最不利情况,均取最大值,列入表 2、表 3 中。

表 2 工况 1、3、4 中各裂缝的应力强度因子值 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)

| 裂缝编号 | 工况 1 | | | 工况 3 | | | 工况 4 | | |
|------|-------|----------|-----------|-------|----------|-----------|-------|----------|-----------|
| | K_I | K_{II} | K_{III} | K_I | K_{II} | K_{III} | K_I | K_{II} | K_{III} |
| ① | 1.189 | 0.168 | 0.058 | 0.999 | 0.240 | 0.058 | 1.219 | 0.157 | 0.118 |
| ② | 0.720 | 0.229 | 0.034 | 0.886 | 0.098 | 0.030 | 0.800 | 0.082 | 0.085 |
| ③ | 0.412 | 0.168 | 0.038 | 0.760 | 0.239 | 0.033 | 0.384 | 0.128 | 0.011 |
| ④ | 0.435 | 0.275 | 0.023 | 0.710 | 0.172 | 0.014 | 0.177 | 0.454 | 0.042 |

表 3 工况 2、5、6 中各裂缝的应力强度因子值 ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)

| 裂缝编号 | 工况 2 | | | 工况 5 | | | 工况 6 | | |
|------|-------|----------|-----------|-------|----------|-----------|-------|----------|-----------|
| | K_I | K_{II} | K_{III} | K_I | K_{II} | K_{III} | K_I | K_{II} | K_{III} |
| ① | 1.761 | 0.293 | 0.087 | 1.662 | 0.039 | 0.123 | 1.854 | 0.411 | 0.199 |
| ② | 1.372 | 0.104 | 0.037 | 1.382 | 0.078 | 0.122 | 1.312 | 0.071 | 0.125 |
| ③ | 0.912 | 0.041 | 0.001 | 1.161 | 0.182 | 0.036 | 0.787 | 0.183 | 0.014 |
| ④ | 0.979 | 0.006 | 0.047 | 1.102 | 0.286 | 0.032 | 0.567 | 0.341 | 0.059 |

从表 2 和 3 中可以看出:

(1) 温度变化对蜗壳外围混凝土裂缝的应力强度因子值的影响很大。各裂缝的应力强度因子值基本是 $K_I > K_{II} > K_{III}$, 并且 K_{III} 值相对与 K_I 和 K_{II} 较小, 因此蜗壳外围混凝土结构的裂缝在各工况下主要是 I - II 复合型裂缝。正常运行期间, 考虑温度变化作用后, K_I 值最大变化出现在工况 3 中的裂缝③, 增大了 $0.348 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$; K_{II} 值最大变化出现在工况 4 中的裂缝④, 增大了 $0.179 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 。最大内水压力作用工况中, 考虑温度变化作用后, K_I 值最大变化出现在工况 6 中的裂缝④, 减小了 $0.412 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$; K_{II} 值最大变化出现在工况 6 中的裂缝④, 增大了 $0.335 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ 。

(2) 在最大温降工况下, 正常运行期间和最大内水压力作用下, ①号裂缝的应力强度因子值相比于未考虑温度作用时减小, 其它三条裂缝处应力强度因子值相比于未考虑温度作用时增大, 这是因为一月份时外界气温, 水温和水电站厂房室内温度都处于全年最低, 温度作用使蜗壳外围混凝土产生收缩变形, 使得外围混凝土表面产生拉应力; ①号裂缝是从水轮机层表面向内部开裂, 所以在温度作用后, 裂缝处应力强度因子增大; 其他裂缝则是由内部向外开裂, 因此在温度作用下, 应力强度因子减小, 温度下降对这三条裂缝的稳定性是有利的。

(3) 在最大温升工况下, 正常运行期间和最大内水压力作用下, ①号裂缝的应力强度因子值相比于未考虑温度作用时增大, 其它三条裂缝处应力强度因子值相比于未考虑温度作用时减小, 这是因为七月份时水电站厂房下部结构的外界气温处于全年

最高水平、同时水温和室内温度也是全年最高的, 温度变化作用使得蜗壳外围混凝土产生膨胀变形。①号裂缝是从水轮机层表面向内部开裂, 所以在温度作用后, 裂缝处应力强度因子减小; 其他裂缝则是由内部向外开裂, 因此在温度作用下, 应力强度因子增大, 温度上升对这三条裂缝的稳定性是不利的。

3.3 裂缝稳定性分析

由公式(6) 计算了各条裂缝的混凝土断裂韧度, 列入表 4 中。由公式(3) 及公式(4) 计算出 6 种工况下各条裂缝的稳定性安全系数 n 值, 列入表 5 ~ 表 10。为了考虑最不利情况, 断裂韧度均取小值。

表 4 各裂缝的断裂韧度 K_{IC}

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|---|-------------|-------------|-------------|-------------|
| 裂缝长度 /m | 1.43 | 2.39 | 1.46 | 3.71 |
| 断裂韧度 /($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$) | 1.20 ~ 1.50 | 1.32 ~ 1.62 | 1.21 ~ 1.50 | 1.42 ~ 1.72 |

表 5 工况 1 下各裂缝的稳定安全系数 n 值

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|------------|-------|-------|-------|-------|
| K_{IC}^* | 1.201 | 0.756 | 0.445 | 0.515 |
| K_{IC} | 1.206 | 1.322 | 1.213 | 1.424 |
| n | 0.996 | 0.572 | 0.367 | 0.362 |
| 结论 | 临界 | 稳定 | 稳定 | 稳定 |

表 6 工况 4 下各裂缝的稳定安全系数 n 值

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|------------|-------|-------|-------|-------|
| K_{IC}^* | 1.235 | 0.809 | 0.405 | 0.489 |
| K_{IC} | 1.206 | 1.322 | 1.213 | 1.424 |
| n | 1.024 | 0.612 | 0.334 | 0.343 |
| 结论 | 临界 | 稳定 | 稳定 | 稳定 |

表 7 工况 3 下各裂缝的稳定安全系数 n 值

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|------------|-------|-------|-------|-------|
| K_{IC}^* | 1.029 | 0.896 | 0.797 | 0.731 |
| K_{IC} | 1.206 | 1.322 | 1.213 | 1.424 |
| n | 0.853 | 0.678 | 0.657 | 0.513 |
| 结论 | 稳定 | 稳定 | 稳定 | 稳定 |

表 8 工况 5 下各裂缝的稳定安全系数 n 值

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|------------|-------|-------|-------|-------|
| K_{IC}^* | 1.667 | 1.390 | 1.176 | 1.139 |
| K_{IC} | 1.206 | 1.322 | 1.213 | 1.424 |
| n | 1.382 | 1.051 | 0.969 | 0.800 |
| 结论 | 失稳 | 临界 | 临界 | 稳定 |

表 9 工况 2 下各裂缝的稳定安全系数 n 值

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|------------|-------|-------|-------|-------|
| K_{IC}^* | 1.785 | 1.376 | 0.913 | 0.980 |
| K_{IC} | 1.206 | 1.322 | 1.213 | 1.424 |
| n | 1.480 | 1.04 | 0.753 | 0.689 |
| 结论 | 失稳 | 临界 | 稳定 | 稳定 |

表 10 工况 6 下各裂缝的稳定安全系数 n 值

| 裂缝编号 | ① | ② | ③ | ④ |
|------------|-------|-------|-------|-------|
| K_{IC}^* | 1.909 | 1.320 | 0.808 | 0.664 |
| K_{IC} | 1.206 | 1.322 | 1.213 | 1.424 |
| n | 1.583 | 0.998 | 0.666 | 0.466 |
| 结论 | 失稳 | 临界 | 稳定 | 稳定 |

由表 5~表 10 可知:

(1) 温度变化对蜗壳外围混凝土裂缝稳定性的影响较大。考虑温度变化作用后,各裂缝的稳定安全系数均出现不同程度的变化。

(2) 工况 3 中,各裂缝的 n 值均小于 1,均处于稳定状态;工况 4 中,①号裂缝处于临界状态,其他裂缝处于稳定状态,当断裂韧度取较大值时,则①号裂缝的稳定安全系数 $n = 0.823$,裂缝也处于稳定状态;工况 5 中,①号裂缝处于失稳状态,②号和③号裂缝处于临界状态,④号裂缝处于稳定状态,当断裂韧度取较大值时,①号裂缝的稳定安全系数 $n = 1.110$,裂缝仍处于失稳状态,②号和③号裂缝的稳定安全系数 n 值分别为 0.858 和 0.784,裂缝处于稳定状态;工况 6 中,①号裂缝处于失稳状态,②号裂缝处于临界状态,③号和④号裂缝处于稳定状态,当断裂韧度取较大值时,①号裂缝的稳定安全系数 $n = 1.273$,裂缝仍处于失稳状态,②号裂缝的稳定安

全系数 $n = 0.825$,裂缝处于稳定状态。

(3) 最大温升工况下,①号裂缝的 n 值降低,其它裂缝的 n 值增大,温度上升对靠近蜗壳的裂缝稳定性有利,而对外围混凝土表面裂缝稳定性不利,会加剧裂缝失稳扩展;在最大温降工况下,结果正好相反。

4 结 论

本文采用混凝土线弹性断裂力学分析了蜗壳外围混凝土在温度荷载作用下的裂缝稳定性,得出以下结论:

(1) 温度变化作用对蜗壳外围混凝土裂缝的稳定性有较大影响。根据裂缝的不同位置,最大温升工况使外表裂缝应力强度因子值减小,使得内部裂缝的应力强度因子增大。最大温降工况时正好相反。

(2) 根据混凝土复合裂缝判据,在正常运行期间,虽然温度作用使得各裂缝的稳定安全系数值有较大变化,但并没有改变各裂缝的状态,各裂缝均处于稳定状态。在最大内水压力作用下,考虑温度变化作用后,①号裂缝仍会出现失稳开裂,且在最大温降工况中会加重失稳扩展,其他裂缝处于稳定状态。

由于混凝土材料的固有特性,在混凝土裂缝扩展过程中,微裂缝区以外的材料呈线弹性,微裂缝区以内的材料则会发生“软化”,呈非线性。因此有必要采用混凝土非线性断裂力学对裂缝进行分析。

参考文献:

- [1] 吴红燕,李兴贵,曹学仁,等.大体积混凝土温度裂缝观测及分析[J].水利与建筑工程学报,2011,9(2):40-43.
- [2] 王海荣,李克光,吕国柱.框支转换梁混凝土温度裂缝的控制[J].水利与建筑工程学报,2006,4(1):48-50.
- [3] 郭勇,蔚夺魁,王相平,等.裂纹尖端应力强度因子计算方法的工程应用研究[J].航空发动机,2007,33(3):25-27.
- [4] 钱桂安,王茂廷,王莲.基于 ANSYS 的二维断裂参数的计算及分析[J].机械强度,2004,26(Z1):205-206.
- [5] 徐道远,朱为玄,王向东.万家寨大坝裂缝稳定性分析报告[R].南京:河海大学出版社,1998,9:3-4.
- [6] 沈长松,陆绍俊,林益才.混凝土重力拱坝下游面裂缝断裂稳定性初析[J].河海大学学报,1995,1(1):22-29.
- [7] 林继镛,练继建.二元射流作用下点面脉动壁压的幅值计算[J].水利学报,1988,(12):34-40.
- [8] 张运良,马震岳,王洋,等.混凝土开裂对巨型水电站主厂房动力特性的影响[J].水力发电学报,2008,39(8):982-987.