

SH 波不同入射方位下沥青混凝土心墙土石坝 响应特性及安全评价研究

王 飞^{1,2}, 宋志强², 刘云贺², 李 闯², 胡安奎¹

(1. 西华大学能源与动力工程学院, 四川 成都 610039;

2. 西安理工大学省部共建西北旱区生态水利国家重点实验室, 陕西 西安 710048)

摘要: 地震波空间斜入射下沥青混凝土心墙和坝体的破坏模式及安全评价的研究存在较大不足。考虑 SH 波入射方位角的空间任意性, 基于波场叠加原理构建了地基边界上的非一致自由场, 建立了 SH 波三维空间斜入射下的波动输入方法; 基于试验结果建立了沥青混凝土瞬时抗拉强度随应变速率变化的经验公式, 提出了依据瞬时拉应力和瞬时抗拉强度判别单元抗拉破坏的心墙安全评价方法; 分析了入射方位角对过渡料与心墙之间的位错、心墙应力的影响规律, 开展了坝体单元抗剪破坏评价, 明确了不同入射方位下心墙和坝体的抗震薄弱部位。结果表明: 地震波振动方向平行于水流向是过渡料位错、心墙拉应力和坝体局部动剪切破坏的最不利激振方位。与振动方向平行于坝轴向相比, 振动方向平行于水流向时过渡料水平向脱开和竖直位错分别增大 19.25 倍和 2.19 倍, 心墙最大拉应力增加 1.8 倍, 上游坝坡单元发生动剪切破坏的深度加深。相对本文提出的心墙抗拉破坏判别方法, 传统判别方法会导致心墙的破坏程度被高估。

关键词: 沥青混凝土心墙土石坝; 入射方位; 位错; 心墙抗拉破坏; 坝体抗剪破坏

中图分类号: TV312; TV641.4⁺1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1004-4523(2024)06-1043-12

DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2024.06.015

引 言

沥青混凝土心墙土石坝防渗性能优、抗震性能好、适应大变形能力强, 广泛应用于中国水能资源丰富的西南和西北地区。许多沥青混凝土心墙坝正在建设或规划中^[1], 如西藏帕孜大坝和新疆尼雅大坝, 坝高均在 100 m 以上。西南和西北地区强震频发, 大坝选址难以避让, 给沥青混凝土心墙坝的抗震安全带来严峻挑战。

地震波的入射方位对大坝地震响应有显著影响。Dakoulas^[2]解析求解了当 SH 波入射方向与坝轴向平行时, 半圆形和矩形河谷上土石坝的地震响应。Seiphoori 等^[3]研究了 P 波、SV 波和 SH 波的入射方向与坝轴向平行时混凝土面板坝的地震响应。姚虞等^[4]分析了 P 波、SV 波入射方向与坝轴向垂直、SH 波入射方向与坝轴向平行时面板堆石坝的地震响应。孔宪京等^[5]研究了在地震波不同激振方向下动水压力对混凝土面板坝面板动应力的影响。杜

修力等^[6]研究了地震波入射方向与坝轴向垂直和并行时混凝土拱坝的地震响应, 结果表明, 两种入射方位下拱坝控制部位幅值放大系数随入射角的变化规律相反。

当前, 对地震波入射方位对大坝的影响考虑的不全面, 大多只考虑了入射方向与坝轴向平行或垂直, 没有明确不同响应指标的最不利入射方位。实际上, 三维空间内地震波入射方位具有很强的任意性^[7-8], 地震波入射方向与坝轴线存在斜交的可能性, 现有研究大都忽略了这种可能性, 从而不能全面反映大坝的薄弱部位, 因此亟需考虑入射方向与坝轴向斜交对大坝地震响应和安全性的影响。另外, 关于地震波入射方位对沥青混凝土心墙坝响应特性的影响少有报道。

沥青混凝土心墙作为沥青混凝土心墙坝的防渗体, 其抗震安全性至关重要。国内外学者开展了一些研究, Feizi-Khankandi 等^[9]、Akhtarpour 等^[10]从峰值应变的角度评判了心墙的抗震安全性, 认为地震会引起心墙上部开裂。朱晟^[11]从心墙加速度、动应

收稿日期: 2022-08-09; **修订日期:** 2022-11-15

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(52039008); 四川省科技计划资助项目(2024NSFSC0986); 陕西省自然科学基金研究计划项目(2022JM-276); 陕西省教育厅青年创新团队科研计划项目(22JP052); 省部共建西北旱区生态水利国家重点实验室(西安理工大学)开放研究基金资助课题(2022KFKT009)。

力和应力水平等角度,分析了龙头石沥青混凝土心墙坝的抗震性能。孔宪京等^[12]分析了沥青混凝土心墙坝高、沥青混凝土动剪切模量系数、地震动峰值加速度等因素对心墙变形和最大动剪应变的影响规律。上述研究大多从应力、应力水平和应变等角度评价沥青混凝土心墙的抗震安全性,而没有考虑应变速率对沥青混凝土的强度和峰值应变的影响。Ning等^[13]、Wang等^[14]开展的试验研究表明,荷载应变速率越高,沥青混凝土的拉伸强度和压缩强度越大,峰值应变越小,不同应变速率下沥青混凝土的强度和峰值应变明显不同。而在结构层面,现有研究并未考虑应变速率对沥青混凝土心墙单元动态抗拉和抗压强度的影响,若按静态强度评价心墙地震破坏,将高估心墙破坏程度,因此有必要考虑应变速率对沥青混凝土心墙抗拉破坏的影响。

本文开展SH波不同入射方位下沥青混凝土心墙土石坝的响应特性和安全评价研究。考虑入射方位的任意性,建立SH波三维空间斜入射波动输入方法;考虑沥青混凝土抗拉强度随应变速率的变化而变化,提出了依据瞬时拉应力和瞬时抗拉强度进行单元抗拉破坏判别的心墙安全评价方法;以单元抗震安全系数为指标分析了坝体局部抗剪安全性。分析了入射方位对过渡料与心墙之间的位错和心墙应力的影响规律,论证了采用传统静态强度判别方法相对于本文提出方法对心墙破坏模式判别的差别,明确了不同入射方位下心墙和坝体的抗震薄弱区。

1 研究方法

1.1 SH波空间斜入射波动输入方法

采用有限元法求解不规则地形场地地震动场需从无限域中截取一定范围的近场有限域,在有限域截断边界上施加地震荷载,无限域对近场的作用通过人工边界条件模拟,人工边界条件吸收截断边界上的外行散射波,达到模拟无限远域辐射阻尼的效果,从而实现不同地形场地的地震动输入。杜修力等^[15]推导了外源波动输入下基于黏弹性人工边界的河谷地基边界有限元结点运动方程,当黏弹性边界完全吸收外行散射波时,得出求解河谷自由场即是求解半空间自由场的结论。为此,本节首先构建SH波空间斜入射下弹性半空间自由场,随后将自由场转化为黏弹性边界结点上的等效结点荷载,实现SH波在任意入射方位下的波动输入。

1.1.1 弹性半空间自由场构建

图1为平面SH波空间斜入射下均质弹性半空

间自由场,由入射SH波和反射SH波构成。图1中, H 为弹性半空间高度; L_x 和 L_y 分别为弹性半空间 x 向和 y 向长度。其中入射SH波与 x 向夹角为入射方位角 γ ,与 z 向夹角为斜入射角 φ 。SH波空间斜入射自由场构建思路为:分别求解入射波和反射波在半空间引起的波场,在坐标轴方向分解入射波和反射波波场,最后在坐标轴方向叠加各类型波场,获得自由场分量。

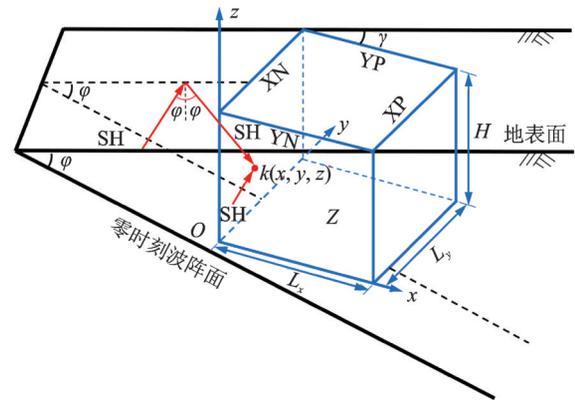


图1 SH波空间斜入射半空间自由场组成

Fig. 1 Half-space free field composition under SH-wave spatial oblique incidence

假定入射SH波零时刻的波阵面与坐标原点 O 相交,零时刻波阵面处入射SH波的位移时程为 $h_{SH}^i(t)$ 。以XN边界面上的结点 $k(x, y, z)$ 为例,分析半空间截断边界上的自由场构建方法。XN边界面上点 $k(x, y, z)$ 的自由场位移分量如下:

$$\begin{cases} u_{zB}(x, y, z, t) = [-h_{SH}^i(t - \Delta t_1) - h_{SH}^r(t - \Delta t_2)] \sin \gamma \\ v_{yB}(x, y, z, t) = [h_{SH}^i(t - \Delta t_1) + h_{SH}^r(t - \Delta t_2)] \cos \gamma \\ w_{zB}(x, y, z, t) = 0 \end{cases} \quad (1)$$

式中 $h_{SH}^r(t - \Delta t_2)$ 为反射SH波的位移时程; Δt_1 和 Δt_2 分别为入射SH波和反射SH波自零时刻波阵面至结点 $k(x, y, z)$ 的时间延迟, Δt_1 和 Δt_2 的计算式分别如下:

$$\Delta t_1 = \frac{y \sin \varphi \sin \gamma + z \cos \varphi}{c_s} \quad (2)$$

$$\Delta t_2 = \frac{y \sin \varphi \sin \gamma + (2H - z) \cos \varphi}{c_s} \quad (3)$$

式中 c_s 为入射和反射SH波的波速。

式(1)表明,竖直 z 向的位移恒为零。

XN边界面上其他位置和其他边界面上的自由场位移分量同式(1),只需将各自的时间延迟函数代入,即可获得不同边界面上不同位置处的自由场,不同边界面上的时间延迟函数如下:

① XP面:

$$\Delta t_1 = \frac{(L_x \cos \gamma + y \sin \gamma) \sin \varphi + z \cos \varphi}{c_s} \quad (4)$$

$$\Delta t_2 = \frac{(L_x \cos \gamma + y \sin \gamma) \sin \varphi + (2H - z) \cos \varphi}{c_s} \quad (5)$$

② YN面:

$$\Delta t_1 = \frac{x \cos \gamma \sin \varphi + z \cos \varphi}{c_s} \quad (6)$$

$$\Delta t_2 = \frac{x \cos \gamma \sin \varphi + (2H - z) \cos \varphi}{c_s} \quad (7)$$

③ YP面:

$$\Delta t_1 = \frac{(L_y \sin \gamma + x \cos \gamma) \sin \varphi + z \cos \varphi}{c_s} \quad (8)$$

$$\Delta t_2 = \frac{(L_y \sin \gamma + x \cos \gamma) \sin \varphi + (2H - z) \cos \varphi}{c_s} \quad (9)$$

④ Z面:

$$\Delta t_1 = \frac{(x \cos \gamma + y \sin \gamma) \sin \varphi}{c_s} \quad (10)$$

$$\Delta t_2 = \frac{(x \cos \gamma + y \sin \gamma) \sin \varphi + 2H \cos \varphi}{c_s} \quad (11)$$

为揭示平面SH波空间斜入射下半空间自由表面地震动强度随入射方位角 γ 的变化规律,图2为入射SH波位移峰值为1时,半空间自由表面水平 x 向和 y 向的位移峰值随入射方位角 γ 的变化规律。

图2表明,自由表面水平 x 向位移峰值随入射

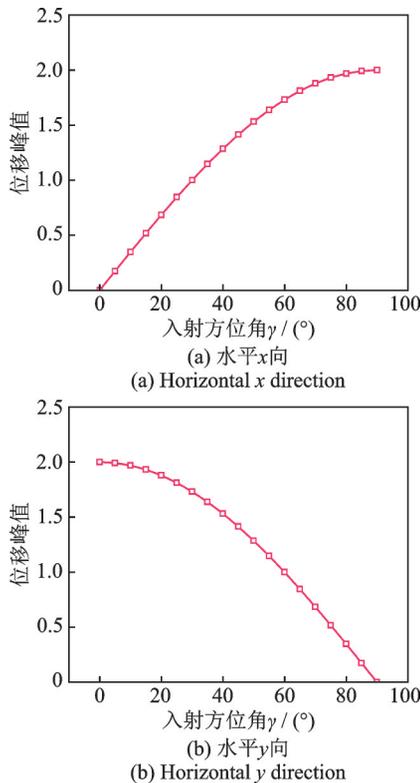


图2 位移峰值随入射方位角 γ 的变化

Fig. 2 Variation of peak displacements with incident azimuth angle γ

方位角 γ 的增大而增大,入射方位角为 90° 时位移峰值最大,放大倍数为入射位移峰值的2倍。水平 y 向位移峰值在入射方位角为 0° 时最大,放大倍数同样为入射位移峰值的2倍,随后随入射方位角 γ 增大而减小。由以上分析可以推断出:若平面SH波入射方向与水流向平行,大坝在坝轴向的地震反应最大,在坝轴向心墙可能发生挤压破坏;若平面SH波入射方向与坝轴向方向平行,大坝在水流向的地震反应最大。

1.1.2 波动输入方法建立

采用黏弹性人工边界结合等效结点荷载的波动输入方法,当黏弹性边界完全吸收计算域的外行散射波时,人工边界结点承受的只有地震自由场运动,地震动输入问题就转化为人工边界结点上作用自由场问题,自由场转化为黏弹性边界结点上的等效结点荷载,等效结点荷载计算公式如下^[16]:

$$F_B^F = (K u_B^F + C \dot{u}_B^F + \sigma_B^F n) A_B \quad (12)$$

式中 K 和 C 分别为人工边界上的刚度和阻尼系数矩阵,按照杜修力等^[17]提出的应力人工边界条件取值; u_B^F 和 \dot{u}_B^F 分别为边界上自由场位移和速度向量, σ_B^F 为边界上自由场应力张量; n 为边界外法线方向余弦向量; A_B 为边界结点影响面积。将任意入射方位角 γ 下的入射SH波和反射SH波引起的自由场位移、速度和应力代入式(12),从而实现SH波入射方向波动输入。

1.1.1节获得了自由场位移,对位移求导获得自由场速度。根据弹性连续介质力学中位移与应变以及应变与应力的关系求解入射波和反射波引起的应力分量,将应力分量沿坐标轴正方向分解,在坐标轴正方向叠加各类型波引起的应力分量,获得自由场应力分量。

XN面自由场应力分量如下:

$$\begin{cases} \sigma_{B_x}^F = -\frac{G}{c_s} [\dot{h}_{SH}^i(t-\Delta t_1) + \dot{h}_{SH}^r(t-\Delta t_2)] \sin \varphi \sin(2\gamma) \\ \sigma_{B_y}^F = \frac{G}{c_s} [\dot{h}_{SH}^i(t-\Delta t_1) + \dot{h}_{SH}^r(t-\Delta t_2)] \sin \varphi \cos(2\gamma) \\ \sigma_{B_z}^F = -\frac{G}{c_s} [\dot{h}_{SH}^i(t-\Delta t_1) - \dot{h}_{SH}^r(t-\Delta t_2)] \cos \varphi \sin \gamma \end{cases} \quad (13)$$

式中 $\dot{h}_{SH}^i(t-\Delta t_1)$ 和 $\dot{h}_{SH}^r(t-\Delta t_2)$ 分别为入射和反射SH波在XN面上引起的速度; G 为介质剪切模量。其他边界面上的自由场应力采用相同计算方法。

1.1.3 波动输入数值验证

以图3中的有限域模型为研究对象,图4中的单位脉冲荷载作为激励。通过Python编程,实现SH波空间斜入射下等效结点荷载的计算与加载,以及人工边界的弹簧和阻尼系数的计算与施加的功能,

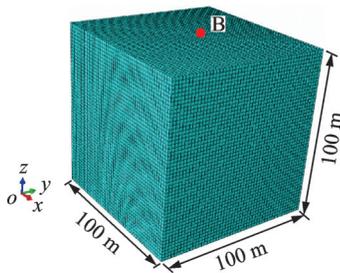


图3 有限域模型

Fig. 3 Finite domain model

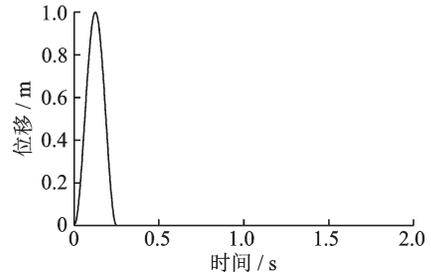


图4 入射波位移时程

Fig. 4 Displacement time-history of incident wave

从而建立SH波空间斜入射下的波动输入方法。

为验证本节建立的平面SH波空间斜入射下的波动输入方法的正确性,研究了有限域半空间地震波的传播过程和自由表面中心点B的自由场位移时程。图5为 $\gamma=30^\circ, \varphi=30^\circ$ 入射方式下有限域半空间内地震波的传播过程;图6为 $\gamma=30^\circ, \varphi=30^\circ$ 入射方式下自由表面中心点B的位移时程。

图5表明,建立的平面SH波空间斜入射波动输入方法可以很好地模拟半空间内地震波的传播过程,能够反映出地震波波型转换、入射方位角和斜入射角。图6表明,数值模拟的自由表面中心点B各方向位移时程与解析解吻合良好,计算精度较高。从而验证了建立的平面SH波空间斜入射波动输入方法的正确性。

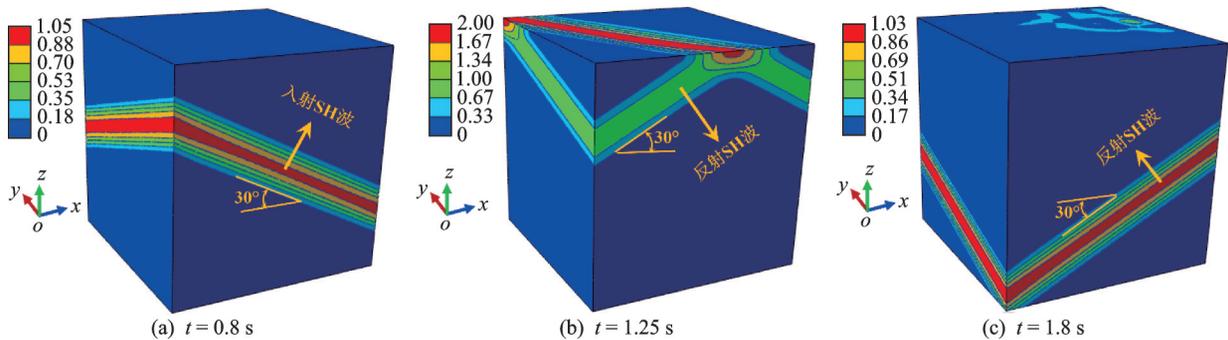


图5 $\gamma=30^\circ, \varphi=30^\circ$ 时有限域半空间内地震波传播过程

Fig. 5 Propagation process of seismic wave in infinite domain half space when $\gamma=30^\circ, \varphi=30^\circ$

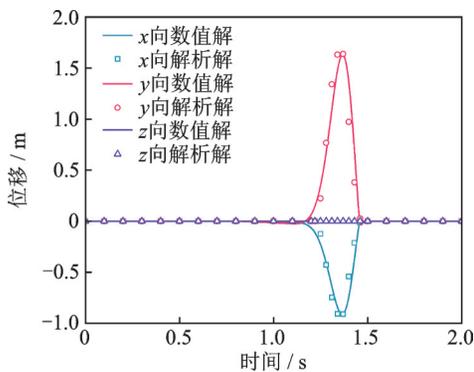


图6 $\gamma=30^\circ, \varphi=30^\circ$ 时自由表面点B位移时程

Fig. 6 Displacement time-history of free surface point B when $\gamma=30^\circ, \varphi=30^\circ$

1.2 沥青混凝土心墙抗拉破坏判别方法

地震作用下沥青混凝土心墙的单元应力、应变速率均随时间变化,不同应变速率对应不同的抗拉强度,表明心墙单元抗拉强度随时间变化。因此,不能采用将最大拉应力与心墙抗拉强度对比的简易方法进行心墙抗拉破坏判别,因为最大拉应力发生时

刻若心墙的应变速率也较大的话,对应的抗拉强度较大,心墙可能并不发生拉裂破坏。而更符合实际的情况应为在地震作用过程中的每一瞬时均考虑心墙单元应变速率对抗拉强度的影响,进而通过比较瞬时拉应力和瞬时抗拉强度进行心墙单元抗拉破坏判别。

依据 Ning 等^[13]、Wang 等^[14]开展的沥青混凝土单轴动态拉伸试验,整理了不同温度和不同应变速率对应的抗拉强度,如表1所示,其中 $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ 为准静态应变速率^[18]。西南和西北的高山峡谷地区年平均气温一般较低,如:雅砻江流域1991~2020年

表1 水工沥青混凝土抗拉强度^[13-14]

Tab. 1 Tensile strength of hydraulic asphalt concrete^[13-14]

温度/ $^\circ\text{C}$	抗拉强度/MPa			
	10^{-5} s^{-1}	10^{-4} s^{-1}	10^{-3} s^{-1}	10^{-2} s^{-1}
5	1.29	2.50	4.24	5.10
10	0.65	1.92	3.63	4.53
15	0.34	0.93	2.42	3.34
20	—	0.31	1.03	2.72

的年平均气温仅为 $7.3\text{ }^{\circ}\text{C}$ ^[19],金沙江流域 1960~2016 年的年平均气温仅为 $9.2\text{ }^{\circ}\text{C}$ ^[20]。因此,选用 $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的抗拉强度作为西南和西北沥青混凝土心墙抗拉破坏的评价标准是合适的,且是偏严格的。

以表 1 数据为基础,采用数学回归方法和时温等效原理^[18]建立了 $15\text{ }^{\circ}\text{C}$ 条件下率相关水工沥青混凝土抗拉强度经验公式,如下式所示:

$$f_t[\dot{\epsilon}(t)] = \begin{cases} 11.42 \cdot [10^{0.0834(\lg \dot{\epsilon}(t) - 0.647)} - 0.3], & \dot{\epsilon}(t) \geq 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1} \\ 0.435, & \dot{\epsilon}(t) < 1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (14)$$

式中 $f_t[\dot{\epsilon}(t)]$ 为沥青混凝土瞬时抗拉强度; $\dot{\epsilon}(t)$ 为单元瞬时应变速率。

沥青混凝土心墙抗拉破坏判别方法:在任意时刻利用坐标变换矩阵将笛卡尔坐标系中的应变速率张量转换到主应变空间,获得主应变空间下的应变速率张量^[21];将小主应变速率代入式(14)中计算任意时刻下沥青混凝土抗拉强度,若单元小主应力中拉应力首次超过该时刻的抗拉强度则单元发生拉裂

破坏,即首次超越破坏。在地震作用初始和即将结束阶段,单元应变速率可能会出现小于准静态应变速率 $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ 的情况,此时,取单元应变速率为 $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ 对应的抗拉强度。

2 沥青混凝土心墙土石坝的响应特性及安全评价分析

2.1 工程概况及有限元模型

以西南地区某沥青混凝土心墙土石坝为研究对象,建立有限元分析模型。图 7 为沥青混凝土心墙坝水流向最大剖面,大坝坐落在梯形河谷基岩上,建基面高程为 848.00 m ,正常蓄水位高程为 929.50 m ,正常蓄水位水头高度为 81.50 m ,最大坝高为 84.50 m ,坝顶宽 9.0 m ,坝顶长 170.0 m 。沥青混凝土心墙被上、下游土石体包裹,心墙高 83.5 m ,心墙顶部厚度为 0.6 m ,底部厚度为 1.1 m ,心墙底部与混凝土基座连接,大坝上游坡比为 $1:2.2$,下游坡比为 $1:2.0$ 。河谷左、右岸坡度均为 $1:1.5$ 。

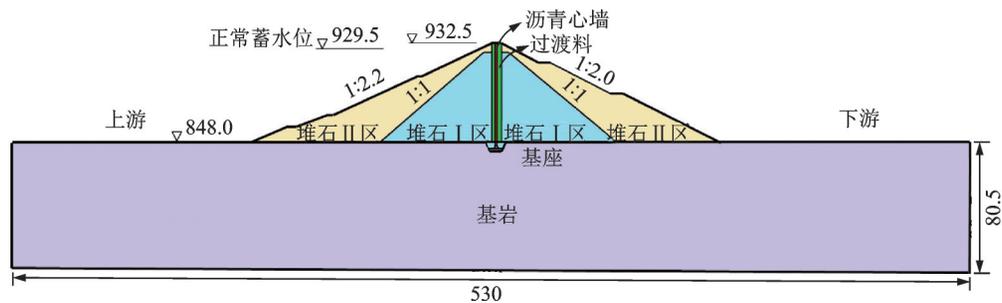


图 7 沥青混凝土心墙土石坝最大剖面(单位:m)

Fig. 7 The maximum section of the asphalt concrete core embankment dam (Unit: m)

采用大型商业有限元软件 ABAQUS 分析沥青混凝土心墙坝的地震响应,图 8 为沥青混凝土心墙坝的有限元模型,在大坝左、右岸方向、上、下游方向和深度方向均延伸 1 倍坝高。沥青混凝土心墙、过渡料、上、下游土石料、混凝土基座和两岸岩体均采用 C3D8 单元类型模拟,沥青混凝土心墙土石坝整体有限元模型单元总数为 38756,节点总数为 43119。由于心墙较薄,为反映循环往复荷载作用下

心墙上、下游侧变形的差异,在心墙厚度方向划分 5 层单元。

心墙和过渡料法向通过接触压应力传递相互作用,接触面上的点满足胡克定律和位移协调条件,切向接触服从库仑定律^[22],摩擦系数为 0.5 ,当切向应力小于极限剪应力,接触面互相粘结;当切向应力大于极限剪应力,接触面脱开。接触面极限剪应力计算公式如下:

$$\tau_{\text{crit}} = \mu p \quad (15)$$

式中 μ 为接触摩擦系数; p 为接触法向应力。

上、下游土石料和沥青混凝土心墙分 8 级加载以模拟施工工况,库水分 3 级蓄水,沥青混凝土心墙上游面水位以下作用静水压力,将上游水位以下土石料考虑为浮容重,静力计算中土石料、过渡料和沥青混凝土的本构关系采用邓肯-张 E-B 模型^[23],静力计算参数如表 2 所示。表 2 中, ρ 为质量密度; K, n, K_0 均为试验参数; R_f 为破坏比; c 为凝聚力强度; φ_0

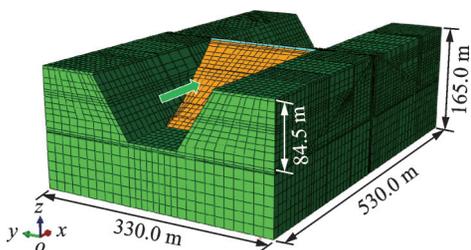


图 8 基岩地基-沥青混凝土心墙土石坝三维有限元模型

Fig. 8 Three-dimensional finite element model of bedrock foundation-asphalt concrete core embankment dam

表2 邓肯-张E-B模型计算参数

Tab. 2 Calculation parameters of Duncan-Zhang E-B model

材料	$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	K	n	R_t	c/kPa	φ_0	φ	K_b	m
堆石 I 区	2150	750	0.6	0.78	0	42	6.5	700	0.1
堆石 II 区	2180	810.8	0.25	0.65	0	51.7	9.1	265.0	0.2
过渡料	2250	910.9	0.31	0.63	0	50.6	7.2	395.5	0.34
沥青混凝土	2630	210.5	0.48	0.68	210	27.8	5.6	1401.5	0.47

为初始摩擦角; φ 为一个标准压强下的摩擦角增量。静力计算获得坝体土石料、过渡料和心墙的震前初始围压, 将其作为动力时程计算的初始条件。动力计算中, 土石料、过渡料和沥青混凝土采用黏弹性 Kelvin 模型, 其应力-应变关系如下:

$$\tau = G\psi + \eta_G \dot{\psi} \quad (16)$$

式中 τ 为剪应力; G 为动剪切模量; η_G 为剪切黏滞系数; ψ 为剪应变, $\dot{\psi}$ 为剪应变速率。剪切黏滞系数 $\eta_G = 2G\lambda/\omega$, 其中, λ 为阻尼比, ω 为圆频率。动剪切模量 G 和阻尼比 λ 是剪应变 ψ 的函数, 通过剪应变 ψ 增长反映材料刚度的弱化, 采用等效线性化方法反映土体这种非弹性和非线性行为。动剪切模量 G 和阻尼比 λ 被定义为^[24]:

$$G = \frac{G_{\max}}{1 + k_1 \psi_c}, G_{\max} = k_2 p_a \left(\frac{\sigma'_m}{p_a} \right)^n \quad (17)$$

$$\lambda = \lambda_{\max} \frac{k_1 \psi_c}{1 + k_1 \psi_c} \quad (18)$$

式中 p_a 为标准大气压强; σ'_m 为平均有效应力; k_1, k_2 和 n 为试验参数; λ_{\max} 为最大阻尼比; ψ_c 为参考工程剪应变, 计算参数如表 3 所示。

动水压力通过施加附加质量模拟^[25-26]。静动力计算中, 混凝土基座和基岩考虑为线弹性材料, 混凝土的密度、弹性模量和泊松比分别为 2450 kg/m^3 , 28 GPa 和 0.167 ; 基岩的密度、弹性模量和泊松比分别为 2700 kg/m^3 , 8 GPa 和 0.24 。

表3 黏弹性模型计算参数

Tab. 3 Calculation parameters of viscoelastic model

材料	k_1	k_2	n	λ_{\max}	μ
堆石 I 区	20.0	2270	0.273	0.22	0.35
堆石 II 区	25.9	1694	0.38	0.245	0.35
过渡料	28.3	1832	0.375	0.22	0.328
沥青混凝土	15.7	1979.4	0.40	0.345	0.345

注: μ 为泊松比。

SH 波的入射方位有 4 种, 入射方位角 γ 表示 SH 波入射方向与水流向的夹角, 取值分别为: 0° , 30° , 60° 和 90° ; 斜入射角 φ 表示入射方向与水平地表法线的夹角, 由于 SH 波小角度斜入射情况下入射角度对坝体地震响应的影响不大^[27], 因此忽略斜入射角 φ 的影响, 取为 $\varphi = 0^\circ$, 即垂直向上入射。

坝址处半无限空间均质岩体在平坦自由地表的水平向设计地震动峰值加速度为 $0.22g$, 场地特征周期为 0.2 s , 基于标准设计反应谱人工生成地震动峰值加速度, 如图 9 所示, 通过对加速度时程积分获得速度和位移时程。

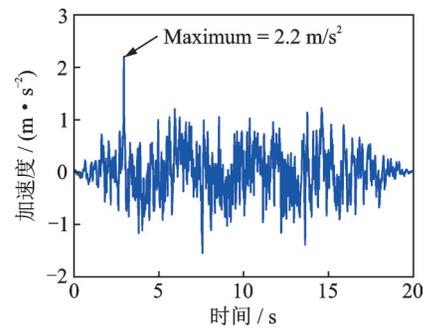


图9 入射 SH 波加速度时程

Fig. 9 Acceleration time-history of incident SH wave

2.2 过渡料与心墙之间脱开和位错

地震过程中心墙与过渡料之间存在相互作用, 可能发生水平脱开和竖向位错。图 10 为不同 γ 角下坝体中部上、下游过渡料相对心墙在水流向的最大脱开和竖向的最大位错沿高度的变化情况, 其中负值表示过渡料相对心墙有向上游和向下的位移, 正值表示过渡料相对心墙有向下游和向上的位移。

图 10(a) 表明, 由于河谷下部对过渡料和心墙的约束作用强, 河谷上部对过渡料和心墙的约束作用弱, 致使过渡料相对心墙的水平脱开和竖向位错沿高度增加而增大。上游过渡料相对心墙向上游脱开, 脱开位移随 γ 角增加而变大, 最大仅 1.0 cm 左右。下游过渡料相对心墙向下游脱开, $\gamma = 0^\circ$ 时, 最大脱开位移为 0.8 cm , 脱开位移随 γ 角增加而增大, 尤其在下游侧上部, 脱开位移非常显著。 $\gamma = 90^\circ$ 时, 即 SH 波入射方向与坝轴向平行时, 其振动方向与水流向平行, 水流向地震动强度最大, 下游过渡料与心墙之间的水平脱开位移达到最大值, 为 16.2 cm , 比 $\gamma = 0^\circ$ 时增大了 19.25 倍。

图 10(b) 表明, 上、下游过渡料相对心墙均有竖直向下的位错: 当 $\gamma = 0^\circ$ 时, 上游和下游过渡料竖直位错分别为 -3.1 cm 和 -2.9 cm 。入射方位角 γ 越大, 竖直位错越大。当 $\gamma = 90^\circ$ 时, 上、下游过渡料竖直位

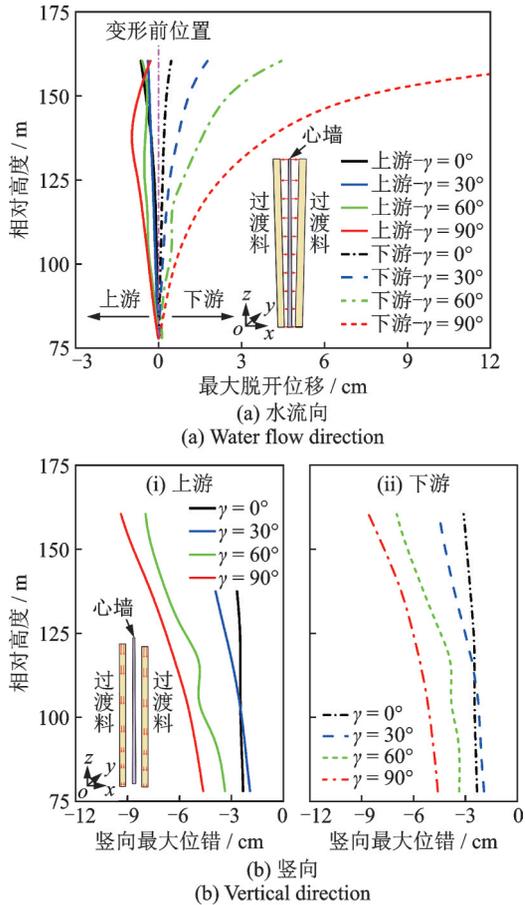


图 10 过渡料相对心墙的水平脱开位移和竖向位错
Fig. 10 The horizontal separation displacement and vertical dislocation between the transition materials and the core wall

错分别比 $\gamma=0^\circ$ 时增大了 2.03 倍和 2.19 倍。上游过渡料竖向位错比下游稍大, 主要由于上游堆石料和过渡料在向上的浮托力影响下震前围压比下游小, 导致最大剪切模量相对较小, 刚度较弱, 因此, 比下游更容易发生竖直向下的变形。这种规律符合 Feizi-Khankandi 等^[28]开展的沥青混凝土心墙坝振动台试验结果。

在水流向, 上、下游过渡料相对心墙分别有向上游和向下游的水平脱开位移; 在竖向, 上、下游过渡料相对心墙均有竖直向下的位错, 表明地震过程中, 某些时刻心墙上部与上、下游过渡料完全脱开, 心墙上部自身反应变大, 鞭梢效应增强, 心墙上部反应若过于强烈可能会发生开裂破坏。

2.3 沥青混凝土心墙应力

图 11 给出了不同入射方位角 γ 下沥青混凝土心墙的大主应力分布, 负值表示心墙受压, 正值表示受拉。图 11 表明, 心墙大主应力均为压应力, 最大压应力位于心墙底部与混凝土基座连接处, 从底部往顶部压应力逐渐减小。 $\gamma=0^\circ$ 时, 心墙底部最大压应力为 1700 kPa, 随着 γ 角逐渐增大, 相同位置处心

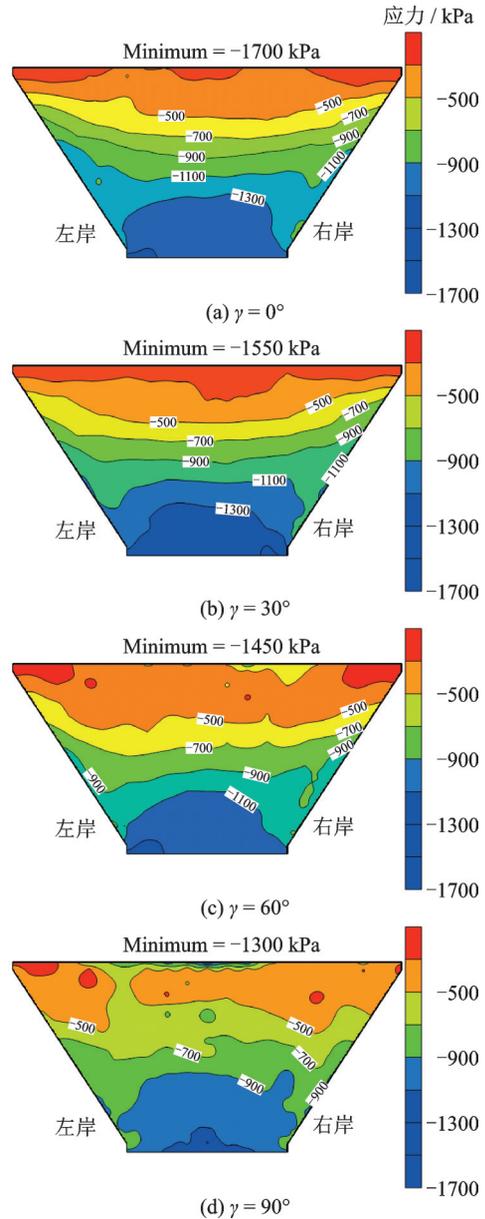


图 11 心墙大主应力极值分布
Fig. 11 The distribution of the extreme value of the maximum principal stress of the core wall

墙的大主应力减小。 $\gamma=90^\circ$ 时, 心墙底部最大压应力为 1300 kPa, 比 $\gamma=0^\circ$ 时减小了 23%。

图 12 给出了不同入射方位角 γ 下沥青混凝土心墙的小主应力分布。图 12 表明, 心墙下半部受压, 在心墙底部与混凝土基座连接处压应力最大; 心墙上半部受拉, 在心墙顶部附近出现最大拉应力。 $\gamma=0^\circ$ 时, 心墙顶部最大拉应力为 250 kPa。随着 γ 角的增大, 相同高程位置心墙小主应力增大。在 $\gamma=90^\circ$ 时, 心墙顶部附近出现拉应力集中, 拉应力最大值为 700 kPa, 比 $\gamma=0^\circ$ 时增大了 1.8 倍。

图 13 和 14 分别为沥青混凝土心墙大主应力和小主应力矢量分布。图 13 表明, 当 $\gamma=0^\circ$ 时, 心墙大主应力矢量方向近似与坝轴线方向平行, 心墙主要在坝轴线方向受到挤压, 底部挤压最严重, 造成心墙底部出现最大压应力。随着 γ 角逐渐增大, 坝轴向

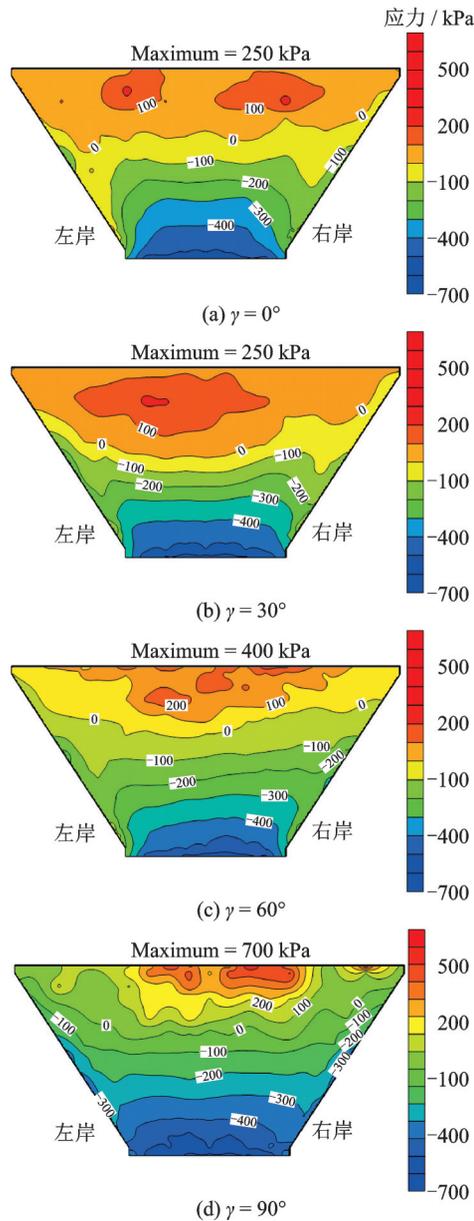


图12 心墙小主应力极值分布

Fig. 12 The distribution of the extreme value of the minimum principal stress of the core wall

地震动强度逐渐减小,河谷对心墙底部的挤压作用减弱,以致心墙最大压应力随入射方位角 γ 增大而减小。当 $\gamma=90^\circ$ 时,水流向地震动强度最大,心墙大主应力矢量方向大多与水流向平行,在心墙顶部更突出,导致心墙顶部压应力比 $\gamma=0^\circ$ 时有较大程度的增大。

图14表明,当 $\gamma=0^\circ$ 时,心墙小主应力矢量在坝轴线平面内倾斜方向上,心墙主要在坝轴线平面内受到倾斜方向的拉伸。随着入射方位角 γ 增大,水流向地震动强度增强,心墙小主应力矢量方向逐渐转向水流向,小主应力也随之增大。在入射方位角 $\gamma=90^\circ$ 下,SH波振动方向与水流向一致,水流向地震动强度最大,心墙小主应力矢量方向大多与水流向平行,尤其在心墙顶部,矢量箭头尤为突出,数值较大。

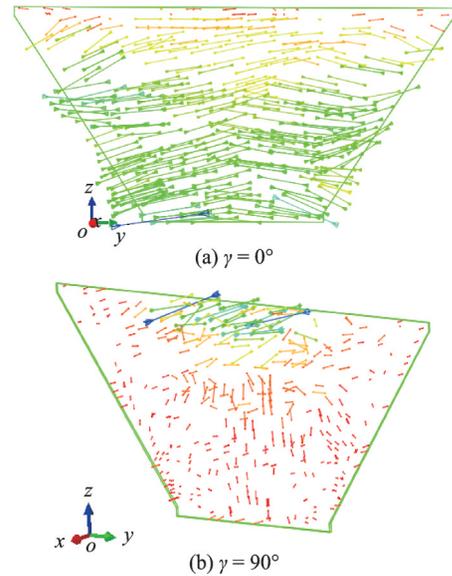


图13 心墙大主应力矢量分布

Fig. 13 Maximum principal stress vector distribution of core wall

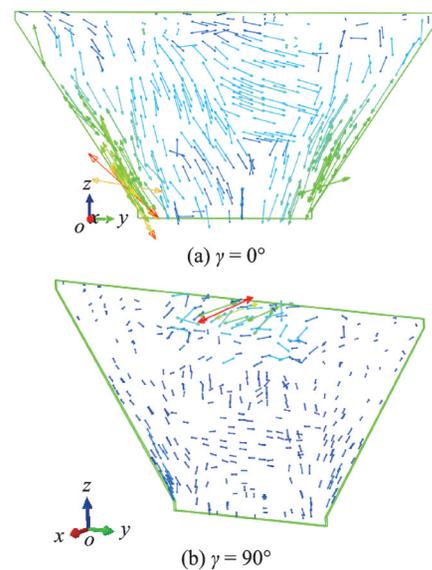


图14 心墙小主应力矢量分布

Fig. 14 Minimum principal stress vector distribution of core wall

2.4 沥青混凝土心墙抗拉破坏判别

2.2节中结果表明,SH波所有入射方位中,当 $\gamma=90^\circ$ 时心墙拉应力最大,因此以该入射方位角为例,开展沥青混凝土心墙抗拉破坏判别分析。根据1.2节中提出的沥青混凝土单元抗拉破坏判别方法,图15给出了心墙顶部最大拉应力单元应变速率、抗拉强度和小主应力时程曲线,同时给出了按准静态应变速率确定的抗拉强度和小主应力时程曲线。

图15(a)表明,地震初始阶段单元应变速率、抗拉强度较小,接近拟静态状态,地震主震时段应变速率增大至 $10^{-5}\sim 10^{-2}\text{ s}^{-1}$ 范围内,对应的抗拉强度在 $1\sim 2.5\text{ MPa}$ 。心墙顶部最大拉应力不会超过抗拉强

度,地震过程中不会发生抗拉破坏。图 15(b)表明,若按传统的准静态应变速率(即没有考虑应变速率对沥青混凝土拉伸强度的影响,地震过程中抗拉强度保持不变)判别,在 6.35 s 时刻,心墙顶部最大拉应力首次超过抗拉强度,该单元发生抗拉破坏。

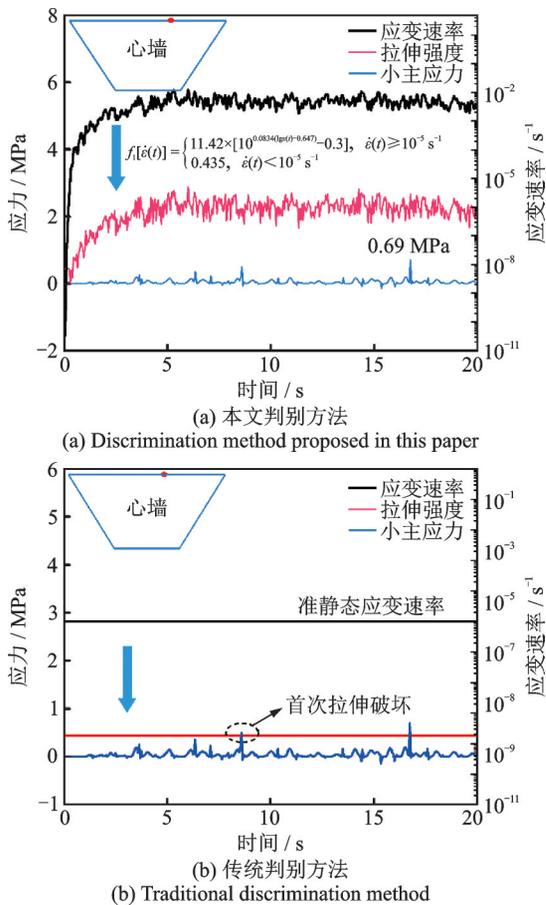


图 15 入射方位角 $\gamma=90^\circ$ 时单元应变速率、抗拉强度和小主应力时程曲线

Fig. 15 Time-history curves of element strain rate, tensile strength and minimum principal stress at incident azimuth angle $\gamma=90^\circ$

按本文提出的方法判别 SH 波不同入射方位角下沥青混凝土心墙单元拉伸安全性,心墙均不会发生抗拉破坏。若按传统的准静态抗拉强度方法判别心墙单元的拉伸安全性,在 $\gamma=90^\circ$ 时,即 SH 波入射方向与坝轴向垂直时,心墙顶部会发生局部抗拉破坏,如图 16 所示。传统准静态抗拉强度判别方法会

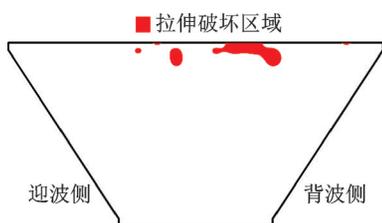


图 16 传统判别方法下心墙抗拉破坏区

Fig. 16 Tensile failure zone of core wall under traditional discrimination method

高估心墙的抗拉破坏程度,偏离实际震害,本文提出的沥青混凝土心墙抗拉破坏判别方法考虑了沥青混凝土单元的瞬时抗拉强度随瞬时应变速率的变化而变化,能够更合理地判别心墙抗拉薄弱部位。

2.5 坝体单元抗剪安全分析

地震作用下,土石坝有可能发生局部动力破坏,汶川大地震中紫坪铺混凝土面板坝下游坝坡的破坏就是一种典型的局部动力破坏。坝体局部动力破坏存在引发大坝整体破坏的可能性,因此,分析和评价沥青混凝土心墙坝的局部动力稳定性,有利于发现沥青混凝土心墙坝体抗震中的薄弱部位,进而采取合理的工程措施,确保坝体整体抗震安全性。通过有限元法计算得到坝坡单元静应力和地震作用下的动应力后,在单元潜在破坏面上切向叠加静剪应力和等效动剪应力,潜在破坏面上的法向有效应力等于震前法向有效应力减去动孔压,坝体单元的抗震安全系数如下^[29]:

$$K_e = \frac{\tau_f}{\tau} = \frac{\sigma'_f \tan \phi' + c'}{\tau_s + \tau_d} \quad (19)$$

式中 τ_f 为单元潜在破坏面抗剪强度; τ 为总剪应力; τ_s 为静剪应力; τ_d 为等效动剪应力, $\tau_d = 0.65\tau_{max}$, 其中 τ_{max} 为地震过程中潜在破坏面的最大动剪应力; σ'_f 为单元潜在破坏面法向有效应力, $\sigma'_f = \sigma'_{f0} - u_d$, 其中 σ'_{f0} 为单元潜在破坏面法向应力, u_d 为动孔压; ϕ' 为抗剪断摩擦角; c' 为抗剪断凝聚力强度。

由于沥青混凝土心墙坝有限元计算没有考虑上游堆石料动孔压对应力的影响,为使坝体单元抗震安全系数偏安全,对上游堆石体单元潜在破坏面法向应力进行折减。参考实际工程中的孔压比计算动孔压,顾淦臣等^[30]研究了辽宁抚顺市大伙房黏土心墙砂砾石坝在 VIII 度地震作用下地震液化情况,结果表明,坝体和坝基的最大孔压比为 0.6,绝大部分土石料的孔压比在 0.2~0.4。本文取 0.6 作为沥青混凝土心墙坝上游堆石区单元的孔压比,进而计算获得法向有效应力。

图 17 为不同入射方位角 γ 下坝体水流向最大剖面单元抗震安全系数分布,抗震安全系数小于 1 表明单元发生动剪切破坏,大于 1 表明单元不发生动剪切破坏。图 17 表明,在入射方位角 $\gamma=0^\circ$ 时,坝体内部抗震安全系数较高,因为沥青混凝土存在 210 kPa 的凝聚力,心墙抗震安全性最高,最大安全系数达 185。由心墙往上、下游堆石区,抗震安全系数逐渐减小,但上、下游堆石区抗震安全系数仍较高,在 8 以上。在坝体上游坝坡,局部表层土体单元的抗震安全系数小于 1,会发生动剪切破坏,在地震过程中可能出现滚石的现象。当 $\gamma=0^\circ$ 时,水流向地

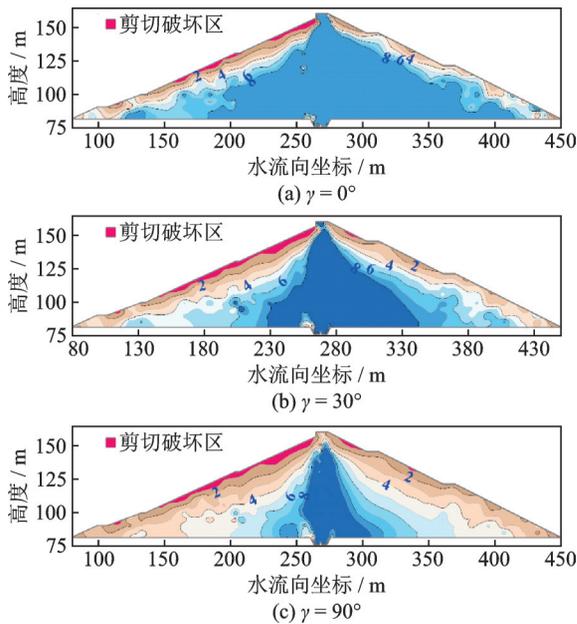


图17 不同入射方位角下坝体最大剖面单元抗震安全系数
Fig. 17 Seismic safety factor of the maximum section of the dam under different incident azimuths

震作用最小,上游坝坡表层少数单元仍然会发生动剪切破坏,主要原因是上游堆石区动孔压按最大孔压比确定。上游坝坡表层单元抗震安全性偏安全。

入射方位角 γ 增大,水流向地震作用增强,造成最大动剪应力增大。因此,与 $\gamma=0^\circ$ 相比,入射方位角 $\gamma=30^\circ$ 和 $\gamma=90^\circ$ 时,坝体内部抗震安全系数降低,抗震安全系数小于8的区域缩小,沿上游坝坡方向抗震安全系数小于1的区域长度变长,形成了连通区,发生动剪切破坏的深度加深,并且在靠近坝顶的下游坝坡局部区域也发生动剪切破坏。当 $\gamma=90^\circ$ 时,坝体堆石区和心墙的抗震安全系数最低,上游坝坡发生动剪切破坏的区域和深度最大,有引起上游坝坡发生整体滑动的可能性。

3 结论

本文考虑入射方位角的任意性,建立了SH波不同入射方位下的波动输入方法,提出了依据瞬时拉应力和瞬时抗拉强度判别单元抗拉破坏的心墙安全评价方法。分析了入射方位角对过渡料与心墙之间的位错和心墙应力的影响规律,论证了采用传统静态强度判别方法相对于本文提出方法对心墙破坏判别的差别,明确了不同入射方位下心墙和坝体抗震薄弱部位。主要结论如下:

(1)上、下游过渡料相对心墙分别有向上游和向下游的脱开,均有竖直向下的位错,上游过渡料水平脱开比下游大,上游过渡料竖直位错比下游小。入射方位角对水平脱开和竖直位错影响显著,地震波振动方向越偏向水流向,水平脱开和竖直位错越大;

与振动方向沿坝轴向相比,振动方向沿水流向时下游过渡料水平脱开和竖直位错分别增大19.25倍和2.19倍,过大的水平脱开和竖直位错容易引发心墙上部发生开裂破坏。

(2)地震波振动方向平行于坝轴向时,心墙主应力主要受心墙与河谷的相互作用影响,应力方向平行于坝轴向,心墙压应力较大,拉应力较小;随着振动方向逐渐偏向水流向,坝轴向地震动强度减弱,水流向地震动强度增强,心墙主应力方向偏向水流向,心墙压应力减小,拉应力增大。与振动方向平行于坝轴向相比,振动方向平行于水流向时,心墙最大压应力减小23%,最大拉应力增加1.8倍。

(3)按照本文提出的单元抗拉破坏判别方法评价心墙安全性,心墙在任意入射方位下均不会发生抗拉破坏。按照传统的静态抗拉强度判别方法,在入射方位为坝轴线方向时,心墙顶部会出现局部抗拉破坏。传统的静态抗拉强度判别方法没有考虑单元瞬时抗拉强度随应变速率的变化而变化,评价的结果会高估心墙的破坏程度。考虑应变速率对抗拉强度的影响,依据瞬时拉应力和抗拉强度进行沥青混凝土心墙的抗拉破坏判别十分必要。

(4)心墙单元抗剪安全系数较高,不会发生局部动剪切破坏。上游坝坡1/5坝高以上的表层单元会发生局部动剪切破坏,振动方向越偏向水流向,上游坝坡表层发生局部动剪切破坏的深度越深、沿顺坡方向的长度变长。振动方向平行于水流向时,上游坝坡表层发生局部动剪切破坏的程度最严重,有可能影响坝体整体稳定性。有必要在上游坝坡1/5坝高以上采取安装土工格栅等加固措施。

由于课题组开展的沥青混凝土动态力学试验局限于单轴拉、压,已有数据还难以建立率相关沥青混凝土动态本构。课题组正在开展沥青混凝土多轴及循环加载试验,建立基于拉、压双模量的率相关沥青混凝土动态本构,拟在ABAQUS平台上开发沥青混凝土动态本构模型,达到沥青混凝土率相关动态本构模型与率相关拉伸强度统一的目标。

参考文献:

- [1] Wang W B, Feng S, Zhang Y B. Investigation of interface between asphalt core and gravel transition zone in embankment dams[J]. Construction Building and Materials, 2018, 185: 148-155.
- [2] Dakoulas P. Response of earth dams in semicylindrical canyons to oblique SH waves[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1993, 119(1): 74-90.
- [3] Seiphoori A, Mohsen Haeri S, Karimi M. Three-dimensional nonlinear seismic analysis of concrete faced rockfill dams subjected to scattered P, SV, and SH

- waves considering the dam-foundation interaction effects [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2011, 31:792-804.
- [4] 姚虞,王睿,刘天云,等.高面板坝地震动非一致输入响应规律[J].*岩土力学*,2018,39(6):2259-2266.
YAO Yu, WANG Rui, LIU Tianyun, et al. Seismic response of high concrete face rockfill dams subject to non-uniform input motion [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018,39(6):2259-2266.
- [5] 孔宪京,许贺,邹德高,等.不同激振方向下动水压力对高面板坝面板动应力的影响[J].*水利学报*,2016,47(9):1153-1159.
KONG Xianjing, XU He, ZOU Degao, et al. Effects of hydrodynamic pressure on dynamic stress of slab of high concrete faced rock fill dam under excitation of different directions[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2016,47(9):1153-1159.
- [6] 杜修力,徐海滨,赵密.SV波斜入射下高拱坝地震反应分析[J].*水力发电学报*,2015,34(4):139-145.
DU Xiuli, XU Haibin, ZHAO Mi. Analysis on seismic responses of high arch dam to SV waves of oblique incidence[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2015, 34(4):139-145.
- [7] Jin X, Liao Z P. Statistical research on S-wave incident angle[J]. *Earthquake Research in China*, 1994, 8(1): 121-131.
- [8] Takahiro Sigaki, Kazuhiko Kiyohara, Yoichi Sono, et al. Estimation of earthquake motion incident angle at rock site[C]//12th World Conference Earthquake Engineering (12WCEE 2000). Auckland, New Zealand, 2000.
- [9] Feizi-Khankandi S, Ghalandarzadeh A, Mirghasemi A A, et al. Seismic analysis of the Garmrood embankment dam with asphalt concrete core[J]. *Soils and Foundations*, 2009,49(2):153-166.
- [10] Akhtarpour A, Khodaii A. Nonlinear numerical evaluation of dynamic behavior of an asphaltic concrete core rockfill dam (a case study)[J]. *Journal of Seismology and Earthquake Engineering*, 2009,11(3):143-152.
- [11] 朱晟.沥青混凝土心墙堆石坝三维地震反应分析[J].*岩土力学*,2008,29(11):2933-2938.
ZHU Sheng. 3-D seismic response analysis of rockfill dam with asphalt concrete core[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2008,29(11):2933-2938.
- [12] 孔宪京,余翔,邹德高,等.沥青混凝土心墙坝三维有限元静动力分析[J].*大连理工大学学报*,2014,54(2):197-203.
KONG Xianjing, YU Xiang, ZOU Degao, et al. 3D FE static and dynamic analysis of rockfill dam with asphalt concrete core[J]. *Journal of Dalian University of Technology*, 2014,54(2):197-203.
- [13] Ning Z Y, Liu Y H, Wang W B, et al. Experimental study on effect of temperature on direct tensile behavior of hydraulic asphalt concrete at different strain rates[J]. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2022,34(7): 04022143.
- [14] Wang W B, Hu K, Feng S, et al. Shear behavior of hydraulic asphalt concrete at different temperatures and strain rates[J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 230: 117022.
- [15] 杜修力,赵密.基于黏弹性边界的拱坝地震反应分析方法[J].*水利学报*,2006,37(9):1063-1069.
DU Xiuli, ZHAO Mi. Analysis method for seismic response of arch dams in time domain based on viscous-spring artificial boundary condition [J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2006,37(9):1063-1069.
- [16] 何建涛,马怀发,张伯艳,等.黏弹性人工边界地震动输入方法及实现[J].*水利学报*,2010,41(8):960-969.
HE Jiantao, MA Huaifa, ZHANG Boyan, et al. Method and realization of seismic motion input of viscous-spring boundary [J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2010,41(8):960-969.
- [17] 杜修力,赵密,王进廷.近场波动模拟的人工应力边界条件[J].*力学学报*,2006,38(1):49-56.
DU Xiuli, ZHAO Mi, WANG Jinting. A stress artificial boundary in FEA for near-field wave problem[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2006,38(1):49-56.
- [18] 宁致远,刘云贺,王琦,等.不同温度环境中沥青混凝土动态抗压性能试验研究[J].*振动与冲击*,2021,40(2):243-250.
NING Zhiyuan, LIU Yunhe, WANG Qi, et al. Experimental study on the dynamic compressive behavior of asphalt concrete under different temperature [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(2): 243-250.
- [19] 王敏,王庆莉,易兰,等.雅砻江流域生态区气候变化特征研究[J].*河南科技*,2021,40(34):139-142.
WANG Min, WANG Qingli, YI Lan, et al. Study on the characteristics of climate change in ecological region Yalong River basin [J]. *Journal of Henan Science and Technology*, 2021,40(34):139-142.
- [20] 史雯雨,杨胜勇,李增永,等.近57年金沙江流域气温变化特征及未来趋势预估[J].*水土保持研究*,2021,28(1):211-217.
SHI Wenyu, YANG Shengyong, LI Zengyong, et al. Variation characteristics and the future trend estimation of temperature in Chinsha River basin over the past 57 years [J]. *Research of Soil and Water Conservation*, 2021,28(1):211-217.
- [21] 冉春江.拉压不同模量正/反问题及区间不确定性问题数值求解方法研究[D].大连:大连理工大学,2020.
RAN Chunjiang. Investigation on efficient numerical methods for forward/inverse and interval bi-modular problems [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2020.
- [22] Sun B B, Deng M J, Zhang S R, et al. Inelastic dynamic analysis and damage assessment of a hydraulic arched

- tunnel under near-fault SV waves with arbitrary incoming angles[J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2020, 104: 103523.
- [23] Duncan J M, Chang C Y. Nonlinear analysis of stress and strain in soils[J]. *Journal of Soil Mechanics and Foundation Division*, 1970, 96 (5):1629-1653.
- [24] 沈珠江,徐刚.堆石料的动力变形特性[J].*水利水运科学研究*,1996 (2):143-150.
SHEN Zhujiang, XU Gang. Deformation behavior of rock materials under cyclic loading[J]. *Hydro-Science and Engineering*, 1996 (2):143-150.
- [25] 李炎隆,唐旺,温立峰,等.沥青混凝土心墙堆石坝地震变形评价方法及其可靠度分析[J].*水利学报*,2020, 51(5):580-588.
LI Yanlong, TANG Wang, WEN Lifeng, et al. Dam seismic deformation evaluation method of asphalt concrete core rockfill dam and its reliability analysis[J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2020, 51 (5): 580-588.
- [26] 张社荣,杜敏,王超,等.沥青混凝土心墙砂砾石坝耐震时程法性能评估[J].*水力发电学报*,2022,41(10): 128-139.
ZHANG Sherong, DU Min, WANG Chao, et al. Seismic performance assessment of asphalt concrete core sand-gravel dams based on endurance time analysis[J]. *Journal of Hydroelectric Engineering*, 2022, 41 (10): 128-139.
- [27] 刘鸿宇.地震波类型及入射方向对高面板堆石坝动力反应的影响研究[D].大连:大连理工大学,2021.
LIU Hongyu. Influence of seismic wave type and incident direction on dynamic response of high concrete faced rockfill dam[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2021.
- [28] Feizi-Khankandi S, Mirghasemi A A, Ghalandarzadeh A, et al. Cyclic triaxial tests on asphalt concrete as a water barrier for embankment dams[J]. *Soils and Foundations*, 2008, 48(3): 319-332.
- [29] 赵剑明,常亚屏,陈宁.高心墙堆石坝地震变形与稳定分析[J].*岩土力学*,2004,25(增刊2):423-428.
ZHAO Jianming, CHANG Yaping, CHEN Ning. Study on earthquake-induced permanent deformation and dynamic stability of high core rockfill dam[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2004, 25(Sup2):423-428.
- [30] 顾淦臣,沈长松,岑威钧.土石坝地震工程学[M].北京:中国水利水电出版社,2009.
GU Ganchen, SHEN Changsong, CEN Weijun. *Earthquake Engineering for Earthrock Dams*[M]. Beijing: China Water & Power Press, 2009.

Study on response characteristics and safety evaluation of asphalt concrete core embankment dam under different incident azimuths of SH waves

WANG Fei^{1,2}, SONG Zhi-qiang², LIU Yun-he², LI Chuang², HU An-kui¹

(1.School of Energy and Power Engineering, Xihua University, Chengdu 610039, China;

2.State Key Laboratory of Eco-hydraulics in Northwest Arid Region, Xi'an University of Technology, Xi'an 710048, China)

Abstract: Current studies on the failure modes and safety evaluation of asphalt concrete core walls and dam bodies under the spatial oblique incidence of seismic waves are significantly lacking. This paper considers the spatial variability of the SH wave incident azimuth, and constructs the non-uniform free field on the foundation boundary based on the wave field superposition principle. It establishes a wave input method for SH waves with three-dimensional space oblique incidence. An empirical formula is then established for the change in the instantaneous tensile strength of asphalt concrete with the strain rate, based on the test results. A new method for core wall safety evaluation, based on instantaneous tensile stress and instantaneous tensile strength, is proposed to judge the tensile failure of elements. The influence of the incident azimuth on the dislocation between the transition material and the core wall, and the stress of the core wall, are analyzed. A shear failure evaluation of the dam body is carried out, and the seismic weak parts of the core wall and the dam body under different incident orientations are clarified. The results show that the seismic wave vibration direction parallel to the water flow direction is the most unfavorable excitation direction for transition material dislocation, core wall tensile stress, and local dynamic shear failure of the dam body. Compared with the vibration direction parallel to the dam axis direction, the horizontal detachment and vertical dislocation of the transition material increased by 19.25 times and 2.19 times respectively when the vibration direction was parallel to the water flow direction. The maximum tensile stress of the core wall increased by 1.8 times, and the dynamic shear failure depth of the upstream dam slope element deepened. Moreover, compared with the core tensile failure judgment method proposed in this paper, the traditional judgment method will lead to an overestimation of the damage degree of the core wall.

Key words: asphalt concrete core embankment dam; incidence azimuth; dislocation; core wall tensile failure; dam body shear failure

作者简介:王 飞(1993—),男,博士,讲师。E-mail:feiwang201268@163.com。

通讯作者:宋志强(1981—),男,博士,教授。E-mail:zqsong@xut.edu.cn。