

地震波斜入射时不同水深 超高水头船闸地震反应分析

刘力侨^{1,2}, 曹周红^{1,2}, 李贤¹, 苏颖¹, 谭芝兰¹

(1. 长沙理工大学水利与环境工程学院, 湖南长沙 410114; 2. 洞庭湖水环境治理与生态修复湖南省重点实验室, 湖南长沙 410114)

摘要: 基于黏弹性边界的地震动斜入射方法模拟平面SV波和P波不同角度入射情况, 采用声固耦合法模拟闸室内动水压力, 研究超高水头船闸闸室在不同水深下闸顶位移、加速度和塑性损伤等地震反应。研究表明: 地震波斜入射时, 超高水头船闸的地震反应随水深变化的规律较垂直入射时明显不同, 地震反应的程度一般较垂直入射时更大; 相同水深条件下, 闸顶水平相对位移峰值、水平加速度峰值多数情况下随入射角增大而增大。超高水头船闸闸室结构地震反应结果受水深变幅影响显著。一般闸墙相对高度为0.2附近的区域更易出现严重受拉损伤, 相对水深为0.97时, 闸墙临水侧达到严重破坏程度的受拉损伤范围最大。对综合考虑斜入射地震波和闸室内不同水深共同作用有一定的影响。

关键词: 超高水头船闸; 斜入射地震波; 相对水深; 黏弹性边界; 声固耦合; 地震反应

中图分类号: U641; P315.3

文献标识码: A

Analysis of the seismic response of ultra-high head lock at different water depths under oblique incidence of seismic waves

LIU Liqiao¹, CAO Zhouhong^{1,2}, LI Xian¹, SU Ying¹, TAN Zhilan¹

(1. School of Hydraulic and Environmental Engineering, Changsha University of Science & Technology, Changsha 410114, China;

2. Key Laboratory of Dongting Lake Aquatic Eco-Environmental Control and Restoration of Hunan Province, Changsha 410114, China)

Abstract: The ground vibration input method based on viscous-spring boundary simulates the incidence of plane SV and P waves at different angles, and the acoustic structure coupling method is used to simulate the dynamic water pressure inside the lock chamber to study the seismic response of the lock roof displacement, acceleration and plastic damage in the ultra-high head lock chamber at different water depths. The study shows that when the seismic waves are obliquely incident, the seismic response of the ultra-high head locks varies significantly with the water depth compared to the vertical incidence, and the general degree of seismic response is greater than that of the vertical incidence. Under the same water depth conditions, the peak horizontal relative displacement and peak horizontal acceleration of the top of locks increases with the increases of the incidence angle in most cases. The seismic response of the lock chamber structure of the ultra-high head lock is significantly affected by the variation of the water depth. The area near the general gate wall with relative height of 0.2 is more likely to have serious damage, and when the relative water depth is 0.97, the tensile damage range on the waterfront side of the gate wall reaching serious damage is the largest. It is suggested that the combined effect of oblique incident seismic waves and different water depths within the gate should be considered.

收稿日期: 2022-12-05; 修回日期: 2023-03-21

基金项目: 国家自然科学基金项目(51309037); 洞庭湖水环境治理与生态修复湖南省重点实验室开放基金项目(2018DT04); 长沙理工大学水利与环境工程学院研究生“双一流”建设项目(2022040201)

作者简介: 刘力侨(1999—), 男, 硕士研究生, 主要从事港航工程结构仿真研究。E-mail: llq331977345@163.com

通讯作者: 曹周红(1978—), 男, 副教授, 博士, 主要从事港航工程结构仿真研究。E-mail: changshacz@126.com

Key words: ultra-high head lock; oblique incidence of seismic waves; relative water depth; viscous-spring boundary; acoustic structure coupling; seismic response

0 引言

近年来,中西部航运迅速发展,船闸不断向高水头、大型化迈进,一些水头大于 30 m 的高水头船闸,甚至超过 40 m 的超高水头船闸逐步进入大众视野,如已建大藤峡船闸的最大水头达到了 40.3 m。然而,我国中西部地区地震频发,地震对超高水头船闸结构地震反应影响如何,亟待深入研究。

针对这一问题,战博^[1]和崔春义等^[2]在地基边界直接施加惯性力,探讨了船闸结构的地震响应。张丽等^[3]通过在固定边界截断处直接施加加速度时程,采用黏弹性边界使平面 S 波从地基地部垂直入射的方式,研究不同地基模型下坞式闸室结构的动力响应差异。徐明磊^[4]和薛静静^[5]采用黏弹性人工边界模拟无限域地基,研究了水平地震作用下船闸闸室-土体相互作用体系的动力响应。张涛^[6]依托设计水头为 37.65 m 的安谷高水头船闸,采用黏弹性边界探讨水平地震作用下闸室结构的地震动力特性。上述研究对地震多采用传统振动输入方式,且假设地震波垂直进行传播。实际上,地震波大多为倾斜上传至建筑物且对结构影响更复杂^[7-10],而这方面的研究在船闸领域目前较欠缺。

部分学者还考虑了闸室内水体地震动水压力,对单一水深条件下船闸结构的地震响应进行研究。XU 等^[11]通过 BEM-FEM 方法研究水平地震作用下水-闸室-土系统的动力响应。梁梁^[12]通过附加质量法模拟闸室内动水压力,研究闸室结构的非线性地震反应。MALTIDIS^[13]将水体视为声学介质,研究了水平地震作用下 Iffezheim 船闸和 Fankel 船闸的动力特性。MENDES 等^[14]通过声学单元考虑了闸室与水体的相互作用,研究了闸室内无水和水深为 55 m 时结构在水平强震作用下的动力反应特性。KONTOE 等^[15]考虑了水体对闸室的作用,研究了某大型复杂系统中高度为 38.6 m 的闸室结构在水平强震作用下的地震反应。然而,超高水头船闸由于闸室内水深变幅大,水体变幅对超高水头船闸地震反应是否存在影响,影响程度如何,还缺乏相关研究。

本文基于黏弹性边界的地震动斜入射方法,采用声固耦合法模拟闸室与水体之间的相互作用,考虑混凝土塑性损伤模型,建立不同深度水体与超高水头船闸闸室-地基-回填土耦合的三维有限元模型,研究平面 SV 波和 P 波不同角度入射时,超高水头船闸闸室在不同水深下的位移、加速度和塑性损伤等地震反应,为后续超高水头船闸的抗震安全评估提供参考。

1 计算理论方法

1.1 基于黏弹性人工边界的地震动斜入射方法

1) 人工边界及参数

采用杜修力等^[16]提出的一种黏弹性人工边界来模拟无限地基辐射阻尼效应,相当于在有限域边界上施加并联的线性弹簧和阻尼器,三维黏弹性人工边界的弹簧-阻尼器元件参数取值为

法向:

$$K_N = \frac{1}{1+A} \frac{\lambda + 2G}{r}, \quad C_N = B\rho c_p \quad (1)$$

切向:

$$K_T = \frac{1}{1+A} \frac{G}{r}, \quad C_T = B\rho c_s \quad (2)$$

式中: ρ 为介质密度; K_N 、 K_T 分别为法向和切向的弹簧系数; C_N 、 C_T 分别为法向和切向的阻尼系数; A 、 B 为无量纲参数,较优取值分别建议为 0.8、1.1; r 可取为近场结构几何中心到该人工边界所在面的距离; c_p 、 c_s 分别为 P 波的波速和 S 波的波速; λ 为拉梅常数; G 为介质剪切模量。

2) 地震波三维等效荷载实现方法

刘晶波等^[17]提出了黏弹性边界的地震动输入方法,即把地震波输入转化为作用在人工边界节点上的等

效荷载,其表达式为

$$F_B = K_B u_0 + C_B v_0 + \sigma_0 \quad (3)$$

式中: F_B 为边界节点处的等效节点力; K_B 、 C_B 分别为该节点上的弹簧刚度系数和阻尼系数; u_0 、 v_0 分别为入射波场的位移和速度时程; σ_0 为自由场应力,可由 u_0 、 v_0 求出。

地震波斜入射时各人工边界内行场的位移、速度和应力计算公式参照文献[18-19],通过编制程序将等效节点荷载施加到人工边界节点上。三维平面地震波斜入射示意图如图1所示。其中SV波入射角度为 0° 、 5° 、 10° 、 15° 、 20° ,P波入射角度为 0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 。

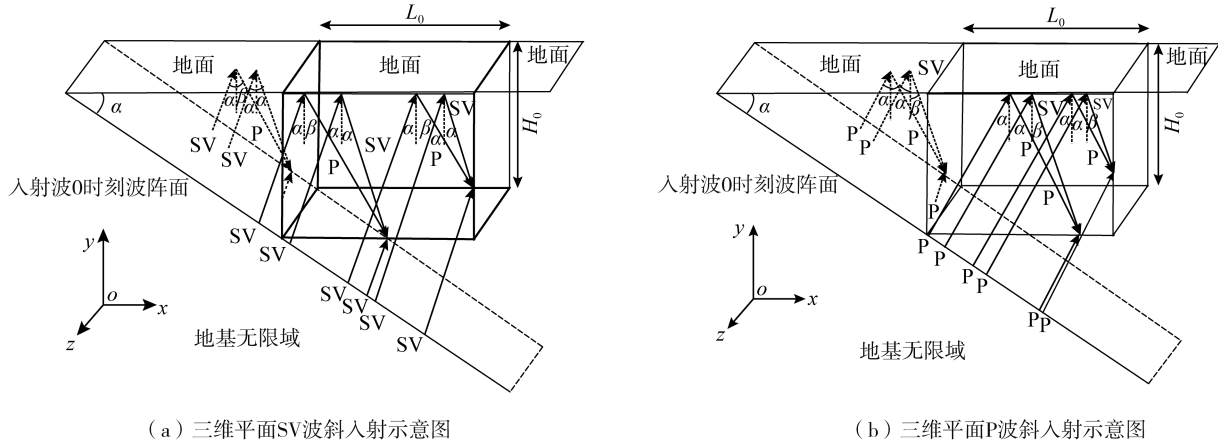


图1 地震波斜入射示意图

Fig.1 Schematic diagram of oblique incidence of seismic waves

3) 地震波入射方法精度验证

为验证地震波入射程序的模拟精度,分析了三维均匀弹性半空间在地震波不同入射角度下的动力反应问题。有限元模型如图2所示,模型相关尺寸和材料参数参照文献[20],黏弹性人工边界施加在有限元模型的侧面和底面,时间积分步长取为0.001s,持续时长为2s,地震波脉冲如图3所示。脉冲波位移时程的函数表达式为

$$\begin{cases} u(t) = \frac{1}{2} - \frac{\cos(4\pi t)}{2} & 0 \leq t \leq 0.5 \\ u(t) = 0 & 0.5 < t \leq 2 \end{cases} \quad (4)$$

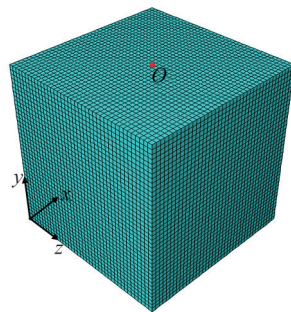


图2 有限元模型

Fig.2 Finite element model

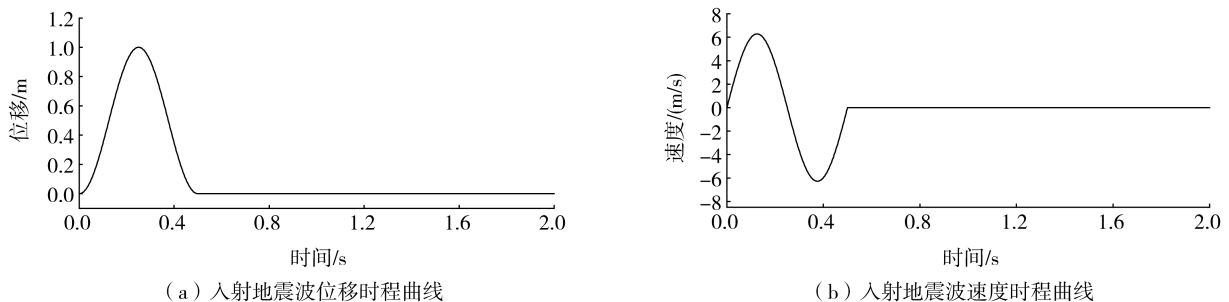


图3 地震波脉冲

Fig.3 Pulse of seismic waves

限于篇幅,仅展示部分入射角度下 O 点的水平、竖向位移时程,如图 4 所示。结果表明数值解与理论解吻合度较好。

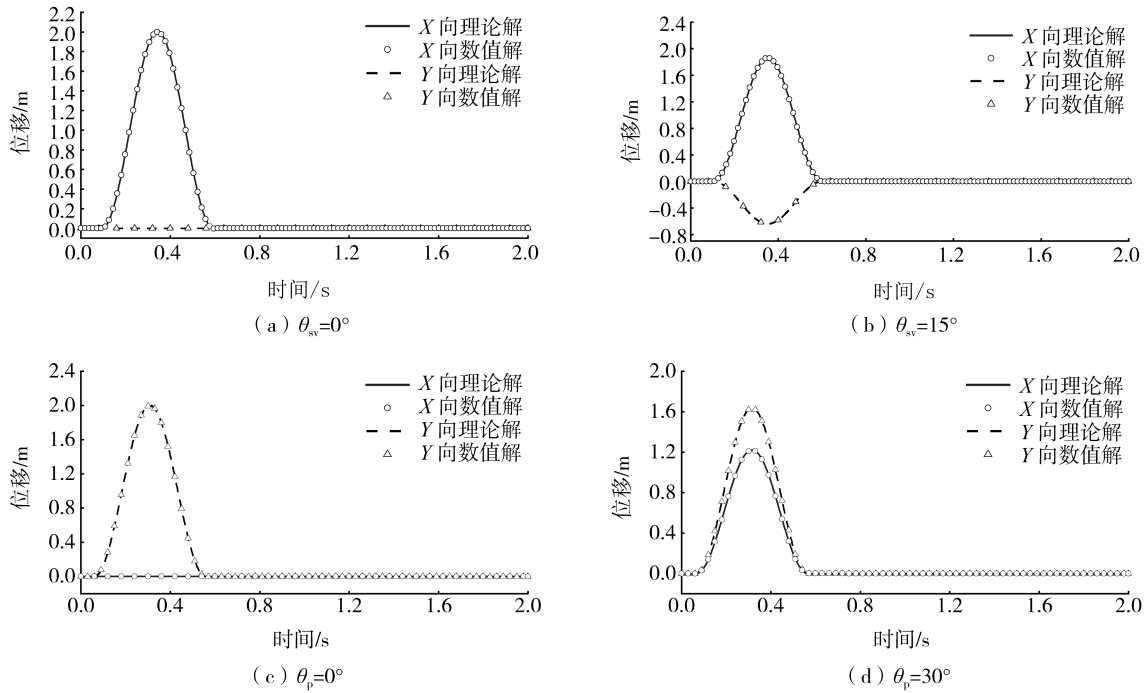


图 4 地震波作用下 O 点的水平和竖向位移时程

Fig. 4 Time history of horizontal and vertical displacement at O point under seismic waves

1.2 声固耦合法

1) 声固耦合模型

将流体视为声学介质,进而模拟闸室内水体与闸室结构间的动力相互作用,基于流体微幅运动、无旋、无粘基本假定,得出的以动水压力 P 为未知量的波动方程为^[21]

$$\frac{\partial^2 P}{\partial t^2} - c^2 \nabla^2 P = 0 \tag{5}$$

式中: P 为动水压力; t 为时间; c 为流体中的声速; ∇^2 为二维拉普拉斯算子; $c = \sqrt{K/\rho_w}$, 其中 K 为流体体积模量, ρ_w 为声学流体密度。

基于线性波动理论,利用声学介质边界阻抗条件模拟闸室水体-闸墙间的相互作用边界,如图 5 所示。

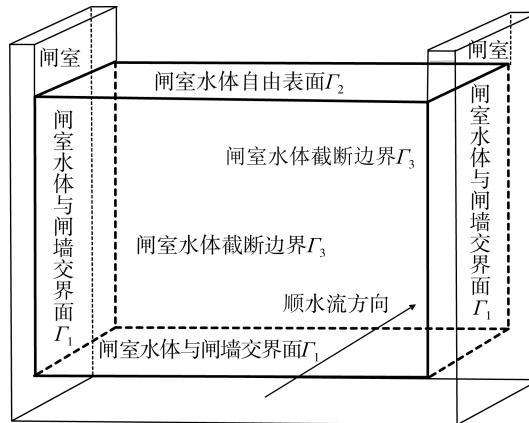


图 5 闸室水体-闸墙相互作用边界条件示意图

Fig. 5 Schematic diagram of interaction boundary conditions of water body and gate wall in the sluice chamber

声学介质边界上任意一点的阻抗边界条件方程为^[22]

$$\dot{u}_{out} = \frac{1}{k} \dot{p} + \frac{1}{c} p \tag{6}$$

式中: \dot{u}_{out} 为声学介质边界外法线方向的速度; $1/k$ 和 $1/c$ 分别为声压和声学介质边界法线方向上位移和速度之间的比例系数。闸室水体-闸墙交界面 Γ_1 施加 tie 约束,主面为闸室内表面,从面为闸室水体;闸室水体自由表面 Γ_2 考虑微幅重力波的影响, $1/k_1$ 取为 $1/\rho_f g$, $1/c_1$ 取为 0;闸室流体截断处设置 Γ_3 边界,在 ABAQUS 中设置为平面无反射条件^[23]。

2) 模型验证

为验证声固耦合法在船闸结构中应用的可靠性,参照文献[24]建立水深为 5 m 的闸室水体-闸墙耦合的有限元模型,得出宽深比分别为 2.0、2.5 和 3.0 时的动水压力分布曲线,如图 6 所示,有限元结果与文献解析解吻合良好。此外,储液罐内水体与闸室内水体较为类似,均属于有限域内水体,参照文献[25]中的矩形储液罐模型及参数建立有限元模型,得到储液罐水体自由表面晃动波高,结果如图 7 所示,有限元结果与文献解吻合较好。从上述两案例结果看,通过声固耦合法模拟闸室水体与闸墙的动力相互作用是可行的。

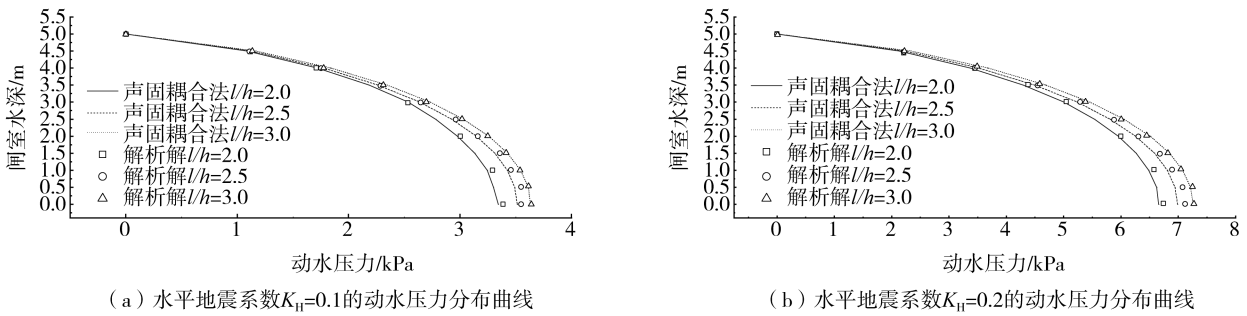


图 6 不同宽深比下刚性闸室动水压力分布

Fig. 6 Hydrodynamic pressure distribution of rigid gate chamber with different width to depth ratio

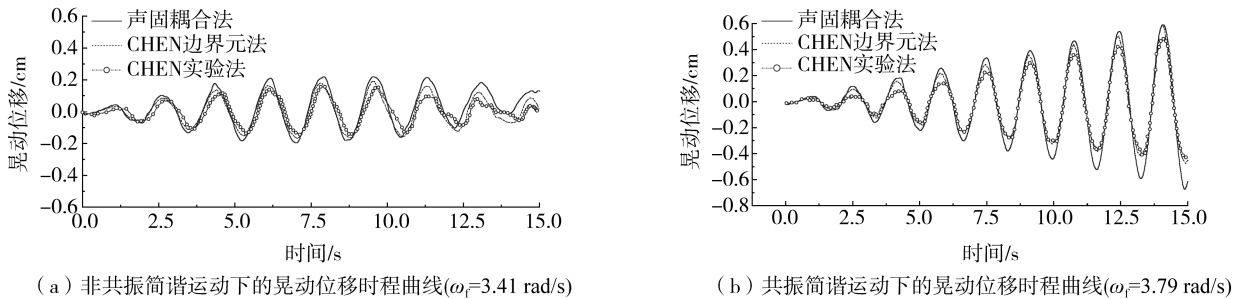


图 7 矩形储液罐自由表面的晃动位移时程曲线

Fig. 7 Sloshing displacement time-history responses at the free surface of the rectangular tank

1.3 混凝土塑性损伤模型

混凝土在单轴受拉和单轴受压情况下的应力应变曲线公式为^[26]

$$\sigma_t = (1 - d_t) E_0 (\varepsilon_t - \tilde{\varepsilon}_t^{pl}) \tag{7}$$

$$\sigma_c = (1 - d_c) E_0 (\varepsilon_c - \tilde{\varepsilon}_c^{pl}) \tag{8}$$

式中:下标 t 和 c 为拉伸和压缩; d_t 和 d_c 分别为拉伸和受压损伤因子,取值在 0 (无损伤) 到 1 (完全损伤) 之间,在 ABAQUS 中用以表示混凝土的破坏机制^[27]; E_0 为材料的无损伤弹性模量; $\tilde{\varepsilon}_t^{pl}$ 和 $\tilde{\varepsilon}_c^{pl}$ 分别为等效拉伸应变和压缩应变。

损伤因子计算公式为^[28]

$$d_t = 1 - \frac{\sigma_t E_0^{-1}}{\tilde{\varepsilon}_t^{pl} (1/b_t - 1) + \sigma_t E_0^{-1}} \tag{9}$$

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c E_0^{-1}}{\tilde{\varepsilon}_c^{pl} (1/b_c - 1) + \sigma_c E_0^{-1}} \tag{10}$$

式中: $b_t = \tilde{\varepsilon}_t^{pl} / \tilde{\varepsilon}_t^{ck}$, $b_c = \tilde{\varepsilon}_c^{pl} / \tilde{\varepsilon}_c^{ck}$; $\tilde{\varepsilon}_t^{ck}$ 和 $\tilde{\varepsilon}_c^{ck}$ 分别为受拉、受压下的开裂应变; b_c 和 b_t 均取值于试验数据,建议取值为 $b_c = 0.7, b_t = 0.1$ 。损伤因子与损伤破坏程度的关系如表 1 所示。

表 1 损伤因子与损伤程度对应关系^[29]

Table 1 Relationship between damage factors and damage degree^[29]

损伤因子	[0,0.2]	(0.2,0.4]	(0.4,0.6]	(0.6,0.9]	(0.9,1]
损伤程度	基本完好	轻微损坏	中等破坏	严重破坏	倒塌

2 计算模型建立

某超高水头船闸工程级别为四级,闸室为分离式结构,左右闸墙对称;最低通航水深 10.53 m,最高通航水深 70.13 m,最大水头 59.6 m;闸室有效尺寸 140 m×12 m×4 m(长×宽×门槛最小水深),闸墙总高 76 m,闸墙顶部宽 7 m,底板厚 3.87 m,墙后回填料距顶部 30 m。各项主要材料参数如表 2 所示。

表 2 材料参数

Table 2 Parameters of materials

材料	密度/ (kg/m ³)	初始弹性 模量/MPa	泊松比	初始黏聚力 /kPa	内摩擦角 /(°)	极限抗拉 强度/MPa	极限抗压 强度/MPa	剪切波速/ (m/s)	压缩波速/ (m/s)	体积模量 /MPa	流体声速/ (m/s)
混凝土	2500	27 870.7	0.167	—	—	1.9	16.8	—	—	—	—
基岩	2300	35 000.0	0.200	—	—	—	—	2518	4111	—	—
回填石渣	1900	30.0	0.350	10	35	—	—	—	—	—	—
水体	1000	—	—	—	—	—	—	—	—	2250	1500

有限元模型中地基横向宽度 250 m,竖向高度 130 m,顺流向长度 8 m。最低通航水深下水体-闸室-地基-填土的有限元模型及特征部位如图 8 所示,水体采用声学单元模拟,闸室、地基和填土部分均采用实体单元划分,声学单元 968 个,实体单元 54 064 个,共 68 915 个节点,其中地基边界为黏弹性人工边界,填土和闸室部分在顺流向进行法向约束。闸室结构采用混凝土塑性损伤本构,其中混凝土塑性参数参照文献[30],基岩假设为线弹性材料,回填料采用摩尔库伦本构,通过在回填料与结构间建立接触单元模拟土压力,其中闸室内水体与闸墙相互作用采用声固耦合法模拟。

本文计算工况为船闸运行时突发地震状况,地震波波阵面平行于人工边界底面的棱边入射(图 1、图 8),平面 SV 波入射角度选取为 0°、5°、10°、15°、20°,平面 P 波入射角度选取为 0°、15°、30°、45°、60°、75°;以最低通航水深为起始工况,最高通航水深为终末工况,将闸室内水深工况分为 6 组,故各相邻工况间水头差均为 11.92 m,同时以闸室内净高为最大高度进行归一化处理,分别对应相对水深为 0.15、0.31、0.48、0.64、0.81、0.97;地震荷载选取为人工波,峰值加速度为 0.3 g,时间步长为 0.01 s,持续时间为 12 s,并对生成的人工地震波进行基线校正,地震波加速度时程曲线如图 9 所示。

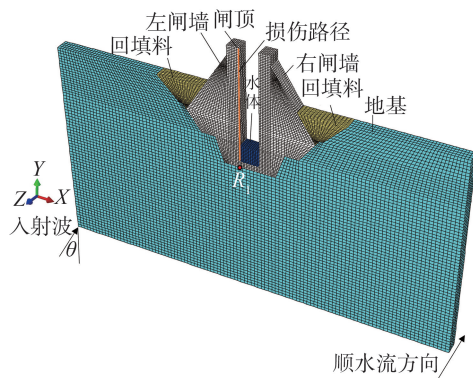


图 8 水体-闸室-地基-填土三维有限元模型及特征部位

Fig. 8 Three-dimensional finite element model of water body-gate chamber-foundation-fill and characteristic parts

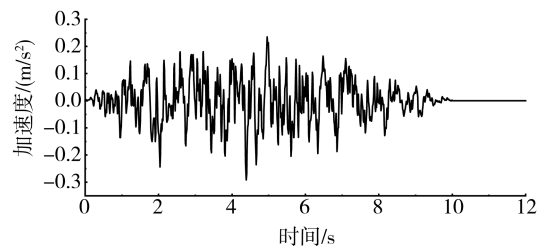


图 9 地震波加速度时程曲线

Fig. 9 Acceleration time-history curves of seismic waves

3 结果讨论

以左闸墙为分析对象,探讨平面 SV 波和 P 波不同角度入射时、不同闸室水深下超高水头船闸闸顶水平

相对位移峰值、水平加速度峰值和塑性损伤等地震反应,闸顶部位和损伤路径如图8所示。其中,“正向”表示沿 X 轴正方向,“负向”表示沿 X 轴负方向,符号为“-”。

3.1 平面SV波不同入射角度地震反应分析

1) 闸顶水平相对位移峰值分析

平面SV波入射角度为 0° 、 20° 时闸顶水平相对位移时程曲线如图10所示,限于篇幅,未将所有入射角度下的位移时程曲线列出,下同。平面SV波不同角度入射时,闸顶水平相对位移峰值随水深变化的情况如图11所示(以 R_1 为相对位移参考点,见图8)。由图11(a)可知,当平面SV波垂直入射时,正向水平相对位移峰值随水深增大而减小,最大为4.59 cm,最小为2.60 cm,相差43.36%;入射角为 5° 时,正向水平相对位移峰值随水深增大先基本保持不变,后逐渐减小,相对水深为0.48时最大为4.25 cm,相对水深为0.97时最小为2.81 cm,相差33.88%;入射角为 $10^\circ \sim 20^\circ$ 时,正向水平相对位移峰值随水深增大呈先增大后减小趋势,均在相对水深为0.48时最大,分别为4.33、4.40、4.44 cm,相对水深为0.97时最小,分别为2.98、3.04、3.11 cm,分别相差31.18%、30.91%、29.95%;当SV波斜入射,相对水深较小时,闸顶正向水平相对位移峰值随入射角增大呈先减小后增大趋势;当相对水深较大时,闸顶正向水平相对位移峰值随入射角增大而增大。

由图11(b)可知,当平面SV波垂直入射时,负向水平相对位移峰值随水深增大而增大,最大和最小值分别为3.37、1.97 cm,相差41.54%;入射角为 $5^\circ \sim 15^\circ$,相对水深为0.15~0.64时,负向水平相对位移峰值随水深增大而增大,相对水深为0.64~0.97时,随水深增大呈先减小后增大趋势;负向水平相对位移峰值最大值均出现在相对水深为0.97时,分别为3.37、3.34、3.33 cm,最小值均出现在相对水深为0.15时,分别为1.97、2.03、2.04 cm,分别相差41.54%、39.22%、38.74%;入射角为 20° 时,负向水平相对位移峰值随水深增大而增大,最大和最小值分别为3.42、2.02 cm,相差40.94%;当平面SV波斜入射,水深条件相同时,闸顶负向水平相对位移峰值随入射角增大而增大。

可见,平面SV波斜入射时,闸顶水平相对位移峰值随水深变化的规律较垂直入射时明显不同,多数情况下斜入射时结果更大,不同入射角度和不同水深对闸顶水平相对位移响应有显著影响。

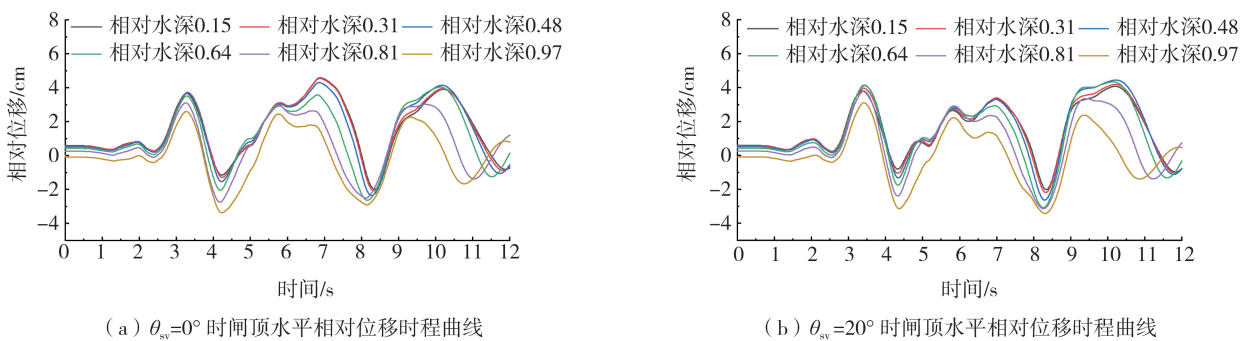


图10 平面SV波作用下闸顶水平相对位移时程曲线

Fig. 10 Time history curves of horizontal relative displacement of gate top under the action of plane SV waves

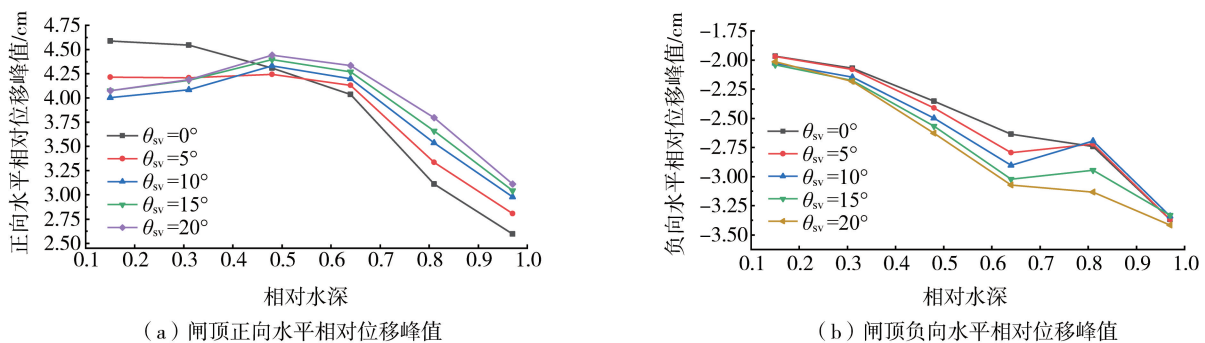


图11 平面SV波作用下闸顶水平相对位移峰值

Fig. 11 Peak values of horizontal relative displacement of gate top under the action of plane SV waves

2) 闸顶水平加速度峰值分析

平面SV波入射角度为 0° 、 20° 时闸顶水平加速度时程曲线如图12所示。平面SV波不同角度入射时,闸顶水平加速度峰值随水深变化的情况对比如图13所示。由图13(a)可知,当平面SV波垂直入射时,正向

水平加速度峰值随水深变化的规律并不明显,相对水深为 0.31 时最大为 3.91 m/s^2 ,相对水深为 0.97 时最小为 2.56 m/s^2 ,相差 34.53%;入射角为 $5^\circ \sim 20^\circ$ 时,正向水平加速度峰值随水深增大整体呈先减小后增大再减小趋势,均在相对水深为 0.64 时最大,分别为 $4.14, 4.55, 4.71, 4.85 \text{ m/s}^2$,相对水深为 0.97 时最小,分别为 $2.81, 3.03, 3.17, 3.23 \text{ m/s}^2$,分别相差 32.13%、33.41%、32.70%、33.40%。

由图 13(b)可知,平面 SV 波垂直入射时,负向水平加速度峰值随水深增大而增大,最大为 2.82 m/s^2 ,最小为 2.02 m/s^2 ,相差 28.37%;入射角为 $5^\circ \sim 20^\circ$,相对水深为 0.15~0.64 时,负向水平加速度峰值随水深增大而增大,相对水深为 0.64~0.97 时,随水深增大呈先减小后增大趋势;负向水平加速度峰值均在相对水深为 0.64 时最大,分别为 $2.76, 2.80, 2.90, 2.91 \text{ m/s}^2$,在相对水深为 0.97 时最小,分别为 $2.00, 2.06, 2.07, 2.07 \text{ m/s}^2$,分别相差 27.54%、26.43%、28.62%、28.86%。

可见,平面 SV 波斜入射时,闸顶水平加速度峰值随水深变化的规律较垂直入射时明显不同,多数情况下斜入射时结果更大。另外,当平面 SV 波斜入射,水深条件相同时,闸顶正向和负向水平加速度峰值整体上随入射角增大而增大,加速度响应在不同入射角度和不同水深条件下有较大差异。

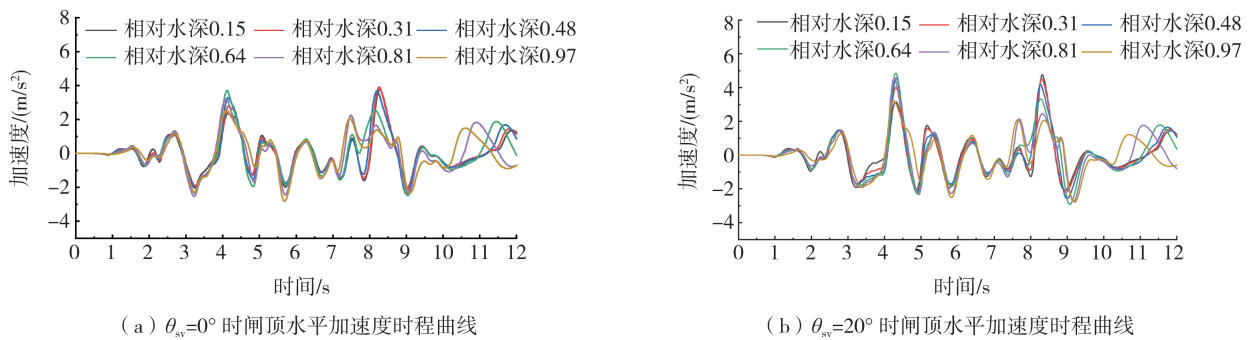


图 12 平面 SV 波作用下闸顶水平加速度时程曲线

Fig. 12 Time history curves of horizontal acceleration at the top of the gate under the action of plane SV waves

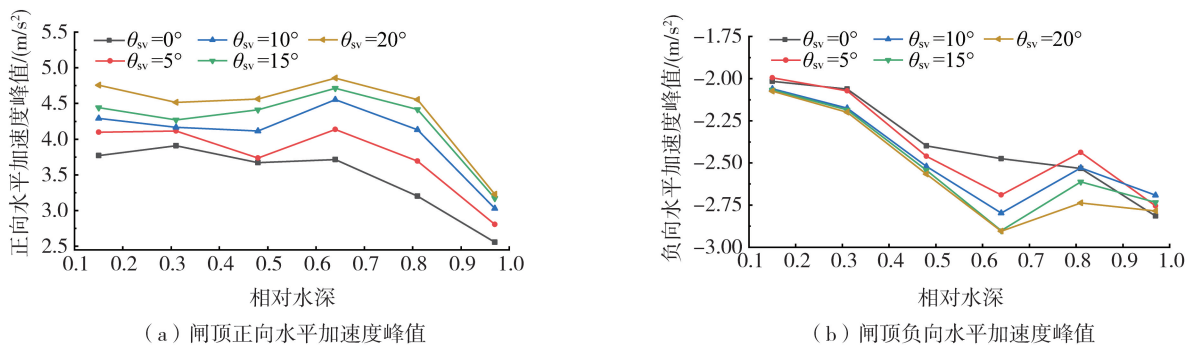


图 13 平面 SV 波作用下闸顶水平加速度峰值

Fig. 13 Peak values of horizontal acceleration at the top of the gate under the action of plane SV waves

3) 塑性损伤分析

平面 SV 波不同角度入射时,不同水深下闸墙临水侧受拉损伤沿高程分布的情况如图 14 所示。

平面 SV 波垂直入射时闸墙临水侧受拉损伤沿高程分布如图 14(a)所示,当相对水深为 0.15~0.48 时,受拉损伤因子随高度增大呈先增大后缓慢减小的趋势,最大受拉损伤因子均出现在相对高度 0.237 附近,分别为 0.56、0.60、0.67;当相对水深为 0.64 时,受拉损伤因子随高度增大整体先增大后减小,最大受拉损伤因子出现在相对高度 0.215 附近,为 0.63;当相对水深为 0.81~0.97 时,受拉损伤因子随高度增大先增大,随后在一定高度范围内保持平缓,最后再急剧减小,最大受拉损伤因子分别出现在相对高度 0.319、0.425 附近,分别为 0.65、0.79;随水深增大,最大受拉损伤因子先增大后减小再增大,相对水深为 0.97 时出现最大值。

由图 14(b)可知,入射角为 5° 时不同水深下受拉损伤沿高程分布情况和最大损伤因子随水深变化的情况与图 14(a)基本一致,但相同相对高度,不同相对水深下受拉损伤因子的相对大小关系发生明显改变,相对水深为 0.64 时最为明显。

平面 SV 波入射角为 10° 时闸墙临水侧受拉损伤沿高程分布如图 14(c)所示,当相对水深为 0.15~0.48 时,受拉损伤因子随高度变化的规律与垂直入射时基本一致,最大受拉损伤因子均出现在相对高度 0.21 附近,分别

为0.72、0.77、0.84；当相对水深为0.64时，受拉损伤因子随高度变化的规律与垂直入射时基本一致，最大受拉损伤因子出现在相对高度0.185附近，为0.88；当相对水深为0.81~0.97时，受拉损伤因子随高度增大先增大，随后在一定高度范围内呈先减小再增大最后再急剧减小的趋势，受拉损伤因子沿高程分布有2个极大值分别为0.670、0.698和0.811、0.826，分别在相对高度0.215、0.41和0.215、0.483附近；随水深增大，最大受拉损伤因子先增大后减小再增大，相对水深为0.64时出现最大值。

由图14(d)、(e)可知，入射角为15°和20°时受拉损伤因子沿高程分布情况和最大损伤因子随水深变化的情况与图14(c)基本一致，但相同相对高度，不同相对水深下受拉损伤因子的相对大小关系有明显区别，相对水深为0.81时最为显著。

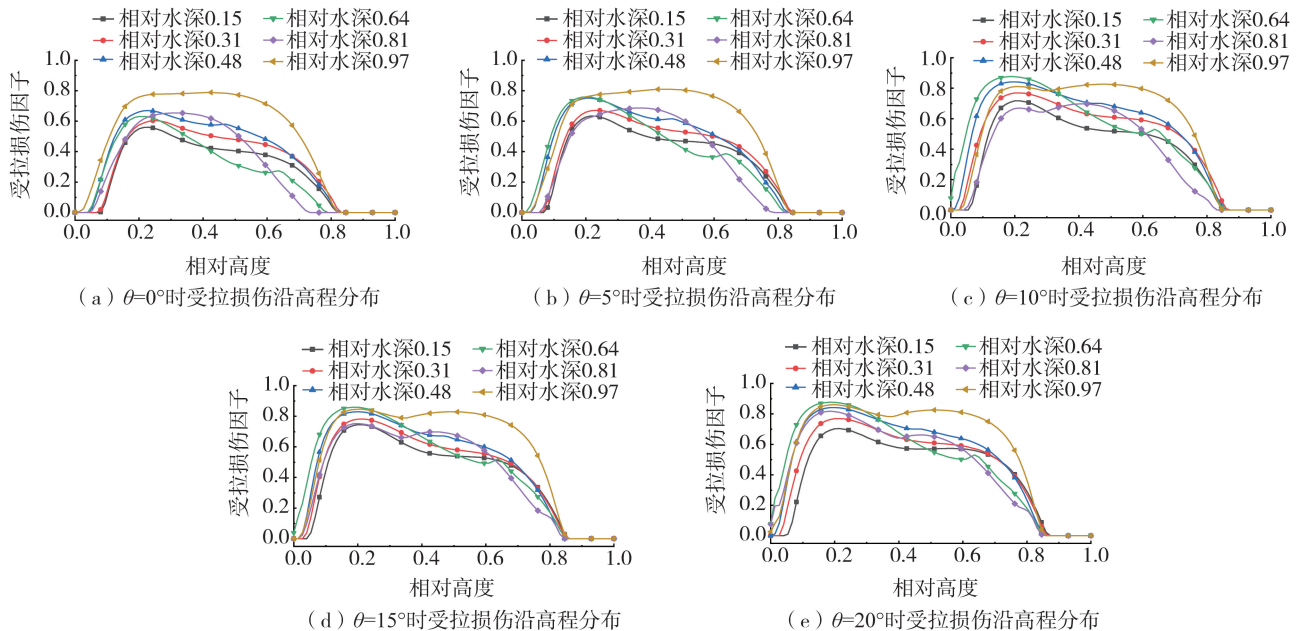


图14 平面SV波不同角度入射时受拉损伤沿高程分布

Fig. 14 Distribution of tensile damage along the elevation when plane SV waves are incident at different angles

可见，相较于垂直入射，斜入射时不同水深下受拉损伤因子极值更大；平面SV波不同入射角度和不同水深下的闸墙临水侧受拉损伤沿高程分布规律差异显著；另外，综合SV波不同入射角和不同水深下的塑性损伤分布特征，多数情况下相对高度为0.2附近的区域更易出现严重受拉损伤。

平面SV波作用下，闸墙在各水深下为严重破坏程度的范围占总高度百分比如表3所示。

表3 平面SV波下闸墙严重破坏程度范围占总高度百分比

Table 3 Range of severe damage to the gate wall under the plane SV wave as a percentage of the total height

相对水深	闸墙严重破坏程度范围占总高度百分比/%				
	入射角 0°	入射角 5°	入射角 10°	入射角 15°	入射角 20°
0.15	0	8.71	19.10	21.70	20.58
0.31	1.45	16.52	43.23	33.38	43.23
0.48	17.98	36.25	55.63	48.71	55.63
0.64	8.71	24.52	38.74	37.40	38.74
0.81	22.51	29.71	39.65	44.63	48.65
0.97	53.07	55.86	59.99	64.07	66.81

由表3可知，平面SV波作用下，闸墙临水侧的受拉损伤达到严重破坏程度的范围，均在相对水深为0.97时最大，平面SV波斜入射时，相同水深下闸墙出现严重破坏的损伤范围要比垂直入射时大。

3.2 平面P波不同入射角度地震反应分析

1) 闸顶水平相对位移峰值分析

平面P波入射角度为0°、75°时闸顶水平相对位移时程曲线如图15所示。平面P波不同角度入射时，闸顶水平相对位移峰值随水深变化的情况如图16所示。由图16(a)可知，当平面P波垂直入射时，正向水平相对位

移峰值随水深增大呈先增大后减小趋势,相对水深为 0.31 时最大为 1.36 cm,相对水深为 0.97 时最小为 0.59 cm,相差 56.62%;入射角为 15°~75°时,正向水平相对位移峰值随水深增大而减小,最大值分别为 2.19、3.79、4.98、6.02、6.04 cm,最小值分别为 0.76、1.99、2.60、3.45、3.51 cm,分别相差 65.30%、47.49%、47.79%、42.69%、41.89%。

由图 16(b)可知,当平面 P 波垂直入射时,负向水平相对位移峰值随水深增大而增大,相对水深小于 0.48 时,闸墙顶部相对位移偏向 X 轴正方向,当相对水深大于 0.48 时,闸墙顶部相对位移偏向 X 轴负方向,从最低通航水深到最高通航水深闸顶负向水平相对位移峰值变化了 271%;入射角为 15°时,负向水平相对位移峰值随水深增大呈先增大后减小再增大趋势,最大为 0.91 cm,最小为 0.04 cm,相差 95.60%;入射角为 30°~75°时,负向水平相对位移峰值随水深增大整体上呈下降趋势,最大和最小值分别相差 43.10%、49.31%、63.9%、67.4%,且随入射角增大,不同水深下负向水平相对位移峰值差异越大。

可见,平面 P 波斜入射时,闸顶水平相对位移峰值随水深变化的情况较垂直入射时区别显著,多数情况下斜入射时结果更大;另外,当平面 P 波斜入射,水深条件相同时,闸顶正向和负向水平相对位移峰值随入射角增大而增大。

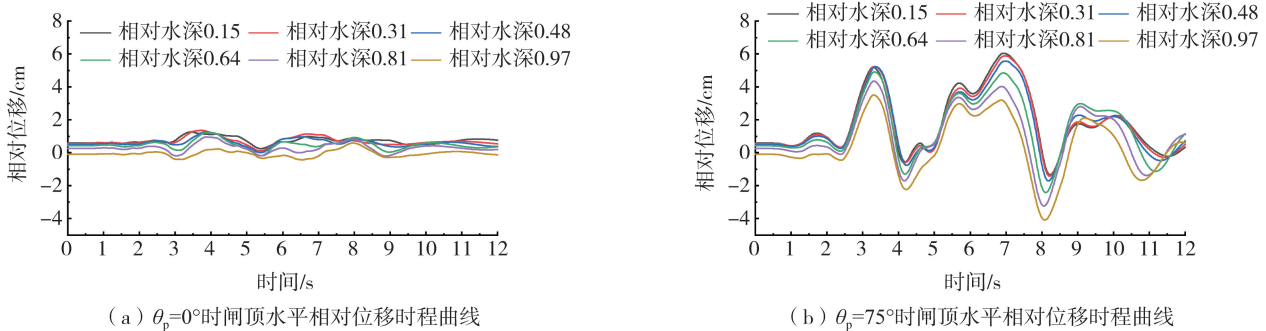


图 15 平面 P 波作用下闸顶水平相对位移时程曲线

Fig. 15 Time history curves of horizontal relative displacement of gate top under the action of plane P waves

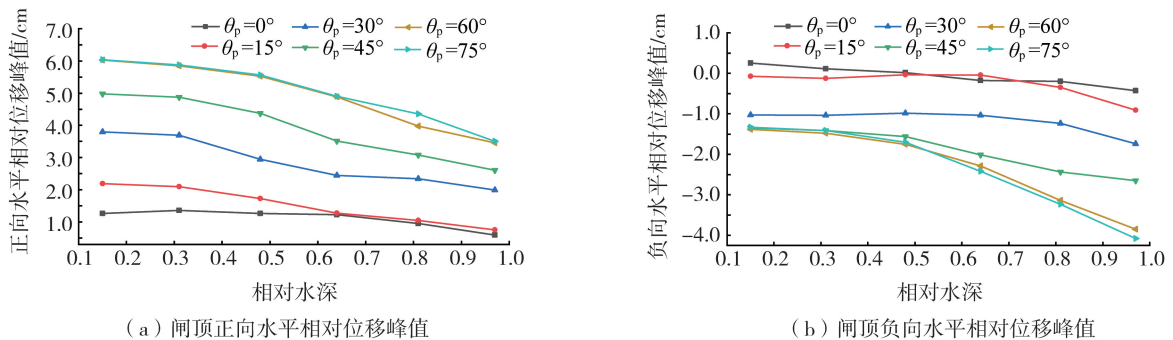


图 16 平面 P 波作用下闸顶水平相对位移峰值

Fig. 16 Peak values of horizontal relative displacement of gate top under the action of plane P waves

2) 闸顶水平加速度峰值分析

平面 P 波入射角度为 0°、75°时闸顶水平加速度时程曲线如图 17 所示。平面 P 波不同角度入射时,闸顶水平加速度峰值随水深变化的情况如图 18 所示。由图 18(a)可知,当平面 P 波垂直入射时,正向水平加速度峰值随水深增大呈先减小后增大再减小的趋势,相对水深为 0.81 时最大为 1.13 m/s²,相对水深为 0.97 时最小为 0.66 m/s²,相差 41.59%;入射角为 15°时,正向水平加速度峰值随水深增大而减小,最大为 1.31 m/s²,最小为 0.80 m/s²,相差 38.93%;入射角为 30°~60°时,正向水平加速度峰值随水深增大整体呈先增大后减小的趋势;入射角为 30°和 45°时,正向水平加速度峰值均在相对水深为 0.31 时最大,分别为 2.77、4.17 m/s²,相对水深为 0.97 时最小,分别为 1.93、2.79 m/s²,分别相差 30.32%、33.09%;入射角为 60°时,正向水平加速度峰值在相对水深为 0.48 时最大为 5.63 m/s²,相对水深为 0.97 时最小为 3.54 m/s²,相差 37.12%;入射角为 75°时,正向水平加速度峰值随水深增大而减小,最大为 6.09 m/s²,最小为 3.77 m/s²,相差 38.10%。

由图 18(b)可知,当平面 P 波垂直入射时,负向水平加速度峰值随水深增大呈先减小后增大再减小趋势,相对水深为 0.64 时最大为 0.81 m/s²,相对水深为 0.97 时最小为 0.64 m/s²,相差 20.99%;入射角为 15°时,负向

水平加速度峰值随水深变化规律与垂直入射时基本一致,相对水深为 0.15 时最大为 1.30 m/s^2 ,相对水深为 0.31 时最小为 0.99 m/s^2 ,相差 23.85%;入射角为 $30^\circ \sim 75^\circ$ 时,负向水平加速度峰值随水深增大整体上呈先减小后增大趋势;入射角为 30° 时,在相对水深为 0.97 时最大为 2.22 m/s^2 ,相对水深为 0.64 时最小,为 1.65 m/s^2 ,相差 25.68%;入射角为 $45^\circ \sim 75^\circ$ 时,均在相对水深为 0.97 时最大,分别为 2.78 、 2.81 、 2.84 m/s^2 ,在相对水深为 0.31 时最小,分别为 1.98 、 2.34 、 2.55 m/s^2 ,分别相差 28.78%、16.73%、10.21%。

可见,在平面 P 波斜入射时,闸顶水平加速度峰值随水深变化的规律较垂直入射时有明显区别,多数情况下斜入射时结果更大;闸顶水平加速度峰值随水深变化的规律受入射角度的影响显著,不同水深条件下加速度响应差异明显。另外,当 P 波斜入射,水深条件相同时,闸顶正向和负向水平加速度峰值随入射角增大而增大。

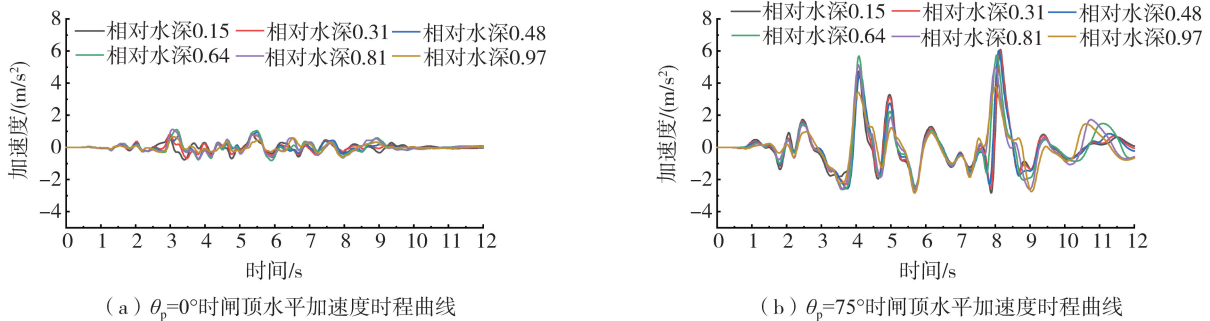


图 17 平面 P 波作用下闸顶水平加速度时程曲线

Fig. 17 Time history curves of horizontal acceleration at the top of the gate under the action of plane P waves

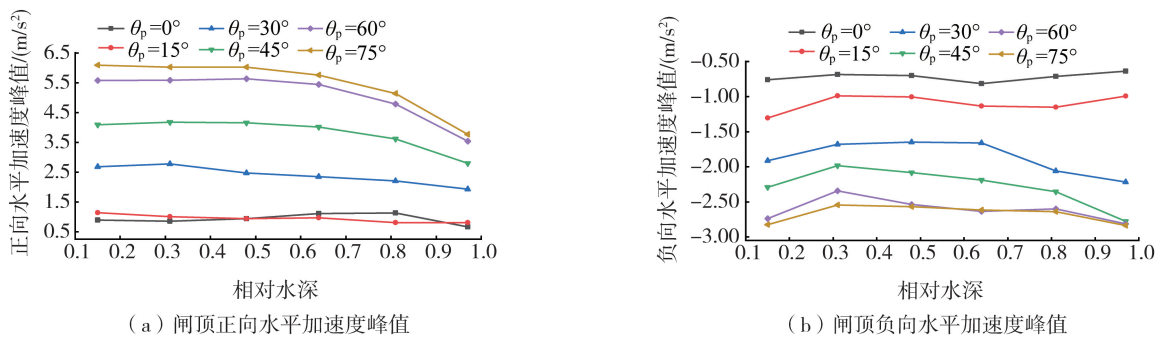


图 18 平面 P 波作用下闸顶水平加速度峰值

Fig. 18 Peak values of horizontal acceleration at the top of the gate under the action of plane P waves

3) 塑性损伤分析

平面 P 波不同角度入射时,不同水深下闸墙临水侧受拉损伤沿高程分布情况如图 19 所示。平面 P 波垂直入射和入射角为 15° 时,闸墙临水侧处于线弹性阶段,未发生受拉损伤破坏。

平面 P 波入射角为 30° 时受拉损伤沿高程分布如图 19(a) 所示,当相对水深为 0.15~0.48 时,受拉损伤因子随高度增大整体先增大,随后在一定范围内先急剧减小再缓慢减小,最大受拉损伤因子均出现在相对高度 0.2 附近,分别为 0.588、0.534、0.388;当相对水深为 0.64~0.97 时,受拉损伤因子随高度增大呈先增大后减小趋势,整体呈弧形状,最大受拉损伤因子分别出现在相对高度 0.244、0.301、0.425 附近,分别为 0.018、0.074、0.375;最大受拉损伤因子随水深增大先减小后增大,相对水深为 0.15 时出现最大值。

平面 P 波入射角为 45° 时受拉损伤沿高程分布如图 19(b) 所示,当相对水深为 0.15~0.97 时,受拉损伤因子随高度增大整体呈先增大后减小趋势,在分布型式上有所区别;最大受拉损伤因子均出现在相对高度 0.2 附近,分别为 0.698、0.703、0.765、0.827、0.85、0.836;最大受拉损伤因子随水深增大先增大后减小,相对水深为 0.81 时出现最大值。

平面 P 波入射角为 60° 时受拉损伤沿高程分布如图 19(c) 所示,当相对水深为 0.15~0.64 时,受拉损伤因子随高度增大整体呈先增大后减小,随后又增大再减小的趋势,受拉损伤因子沿高程分布均有 2 个极大值,在中下部区域,最大受拉损伤因子分别出现在相对高度为 0.215、0.229、0.215、0.185 附近,极大值分别为 0.451、0.554、0.682、0.845,在中上部区域最大受拉损伤因子分别出现在相对高度为 0.637、0.637、0.608、0.637 附近,极大值分别为 0.63、0.656、0.732、0.79;当相对水深为 0.81~0.97 时,受拉损伤因子随高度增大整体呈先增大后减小趋势,

最大值分别出现在相对高度 0.185、0.215 附近,分别为 0.927、0.947;最大受拉损伤因子随水深增大而增大,相对水深为 0.97 时出现最大值。

由图 19(d)可知,平面 P 波入射角为 75°时,不同水深下受拉损伤沿高程分布情况和最大损伤因子随水深变化的情况与图 19(c)基本一致。

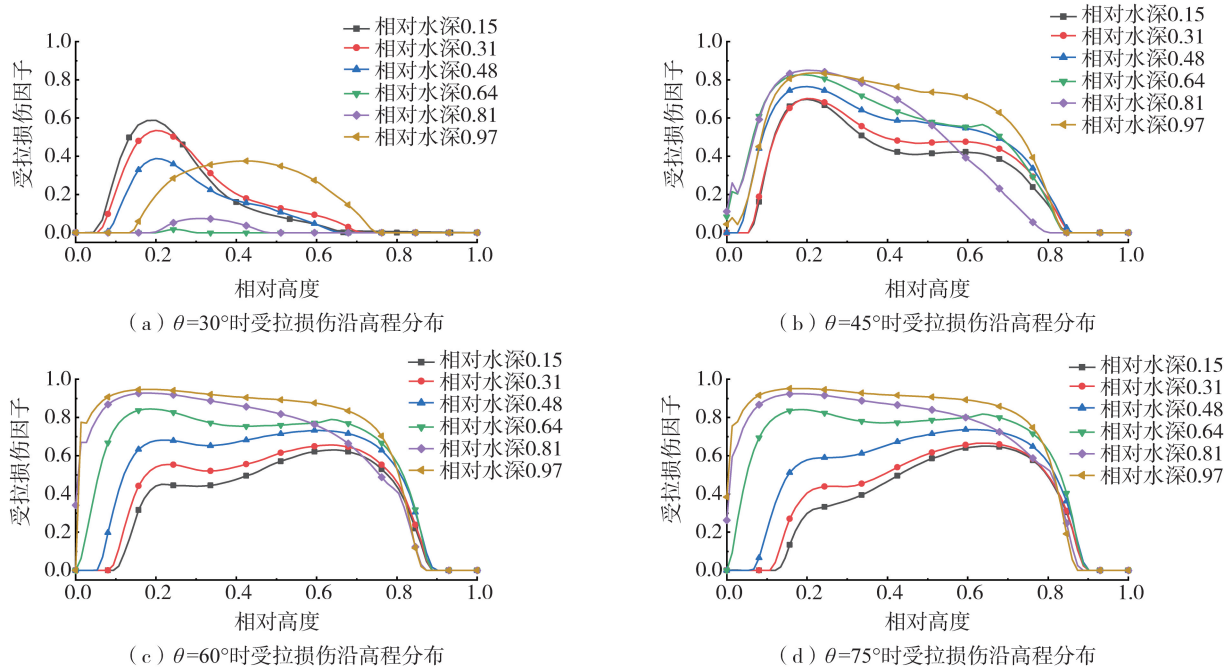


图 19 平面 P 波不同角度入射时受拉损伤沿高程分布

Fig. 19 Distribution of tensile damage along the elevation when the plane P waves are incident at different angles

可见,平面 P 波不同角度入射时,不同水深下的闸墙临水侧受拉损伤沿高程分布情况和最大受拉损伤因子随水深变化情况有明显差异,综合 P 波不同入射角度和不同水深下的塑性损伤分布特征,多数情况下相对高度为 0.2 附近的区域更易出现严重受拉损伤。

平面 P 波作用下,闸墙在各水深下为严重破坏程度的范围占总高度百分比如表 4 所示。

表 4 平面 P 波下闸墙严重破坏程度范围占总高度百分比

Table 4 Range of severe damage to the gate wall under the plane P waves as a percentage of the total height

相对水深	闸墙严重破坏程度范围占总高度百分比/%					
	入射角 0°	入射角 15°	入射角 30°	入射角 45°	入射角 60°	入射角 75°
0.15	0	0	0	12.73	13.97	19.55
0.31	0	0	0	15.63	22.34	25.14
0.48	0	0	0	27.33	61.72	45.75
0.64	0	0	0	38.88	69.60	73.73
0.81	0	0	0	38.93	69.31	72.16
0.97	0	0	0	58.54	76.30	79.03

由表 4 可知,平面 P 波作用下,闸墙临水侧受拉损伤达到严重破坏程度的范围均在相对水深为 0.97 时最大,平面 P 波斜入射时,相同水深下闸墙出现严重破坏的损伤范围要比垂直入射时大。

4 结论

本文基于黏弹性边界的地震动斜入射方法模拟平面 SV 波和 P 波不同角度入射情况,采用声固耦合法模拟水体与闸墙之间相互作用,考虑混凝土塑性损伤,建立了超高水头船闸水体-闸室-地基-回填土耦合的三维有限元模型,研究地震波不同入射角度和闸室内不同水深下超高水头船闸的地震反应,得到如下主要结论:

1) 地震波斜入射时,超高水头船闸的地震反应随水深变化的规律较垂直入射时明显不同,地震反应的程度

一般较垂直入射时更大;另外,当地震波斜入射,水深条件相同时,闸顶正向和负向的水平相对位移峰值、水平加速度峰值多数情况下随入射角增大而增大,应考虑斜入射地震波对超高水头船闸结构的影响。

2)地震波斜入射时,水深变幅会对超高水头船闸结构地震反应结果造成较大影响,在实际工程中应考虑水深变幅的影响。

3)多数情况下闸墙相对高度为0.2附近的区域更容易达到严重受拉损伤破坏的程度;相对水深为0.97时,闸墙临水侧达到严重破坏程度的受拉损伤范围最大。

综上,本文建议在进行类似的超高水头船闸地震反应分析时,应综合考虑斜入射地震波和闸室内不同水深共同作用的影响。

本文在顺水流方向只选取一个结构段长度进行研究,后续还可考虑地震波不同方位角入射和闸室结构段之间的碰撞问题,以便更加全面地探讨超高水头船闸闸室在三维空间上的地震反应规律。另外,不同入射角度和不同水深共同影响下结构受力特性差异的成因有待进一步研究。

参考文献:

- [1] 战博. 分离重力式闸室结构与岩土动力相互作用研究[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2012.
ZHAN Bo. The research of dynamic interaction of separation gravity chamber structure and geotechnical [D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2012. (in Chinese)
- [2] 崔春义, 孟坤, 程学磊, 等. 船闸闸室-地基相互作用体系地震动力特性三维数值分析[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2017, 33(2): 251-258.
CUI Chunyi, MENG Kun, CHENG Xuelei, et al. 3-D numerical analysis of dynamic response of lock chamber system[J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2017, 33(2): 251-258. (in Chinese)
- [3] 张丽, 陶桂兰. 黏弹性人工边界在坝式闸室结构动力计算中的应用[J]. 水运工程, 2017(1): 87-93.
ZHANG Li, TAO Guilan. Application of viscoelastic artificial boundary in dynamic calculation of chamber structure [J]. Port & Waterway Engineering, 2017(1): 87-93. (in Chinese)
- [4] 徐明磊. 双铰底板式船闸闸室结构与土体的动力相互作用[D]. 南京: 河海大学, 2007.
XU Minglei. Dynamic interaction between soil and ship lock with double-hinged soleplate[D]. Nanjing: Hohai University, 2007. (in Chinese)
- [5] 薛静静. 软基上双铰底板式闸室结构地震动力特性分析[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2016.
XUE Jingjing. Dynamic analysis of double-hinged ship locks[D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2016. (in Chinese)
- [6] 张涛. 高水头船闸坝式结构抗震性能有限元数值模拟[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2012.
ZHANG Tao. Numerical analysis of high-head ship lock with integral structure's seismic stability[D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2012. (in Chinese)
- [7] GARCÍA F, AZNÁREZ J J, PADRÓN L A, et al. Relevance of the incidence angle of the seismic waves on the dynamic response of arch dams[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2016, 90: 442-453.
- [8] 夏樟华, 唐永波, 林友勤, 等. 斜入射地震下预制拼装管廊地震响应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2022, 42(3): 180-189.
XIA Zhanghua, TANG Yongbo, LIN Youqin, et al. Response analysis for prefabricated composite utility tunnels under oblique incident earthquakes[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2022, 42(3): 180-189. (in Chinese)
- [9] 魏成前, 于彦彦, 丁海平. SV波斜入射下成层盆地地震动时-频域放大特征研究[J]. 地震工程与工程振动, 2022, 42(2): 225-234.
WEI Chengqian, YU Yanyan, DING Haiping. Study on amplification characteristics of ground motion in layered basin in time and frequency domain under oblique incidence of SV wave[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2022, 42(2): 225-234. (in Chinese)
- [10] 周双喜, 叶国涛, 张季. SV波斜入射时双线并行地铁隧道横截面地震响应分析[J]. 地震工程与工程振动, 2021, 41(5): 1-12.
ZHOU Shuangxi, YE Guotao, ZHANG Ji. Transverse seismic response analysis of twin parallel metro tunnels subjected to obliquely incident SV wave[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2021, 41(5): 1-12. (in Chinese)
- [11] XU C J, SPYRAKOS C C. Seismic analysis of lock-soil-fluid systems by hybrid BEM-FEM[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2001, 21(3): 259-271.
- [12] 梁梁. 船闸闸室结构的非线性动力反应分析研究[D]. 西安: 西安理工大学, 2014.
LIANG Liang. Nonlinear dynamic response analysis of lock chamber structure of ship lock[D]. Xi'an: Xi'an University of Technology, 2014. (in Chinese)
- [13] MALTIDIS G. Seismic soil structure interaction of navigation locks[M]. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2017.
- [14] MENDES N B, PEDROSO L J, RIBEIRO P M V. A simplified numerical and analytical study for assessing the seismic response of a gravity concrete lock[J]. Revista IBRACON De Estruturas e Materiais, 2021, 14(1): e14104.
- [15] KONTOS S, ZDRAVKOVIC L, MENKITI C O, et al. Seismic response and interaction of complex soil retaining systems[J]. Computers and Geotechnics, 2012, 39: 17-26.
- [16] 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. (in Chinese)
- [17] 刘晶波, 吕彦东. 结构-地基动力相互作用问题分析的一种直接方法[J]. 土木工程学报, 1998, 31(3): 55–64.
LIU Jingbo, LV Yandong. A direct method for analysis of dynamic soil-structure interaction[J]. China Civil Engineering Journal, 1998, 31(3): 55–64. (in Chinese)
- [18] 黄景琦. 岩体隧道非线性地震响应分析[D]. 北京: 北京工业大学, 2015.
HUANG Jinqi. Study on nonlinear seismic response of rock tunnels[D]. Beijing: Beijing University of Technology, 2015. (in Chinese)
- [19] 张梁. 地震波斜入射下地铁双隧道与地铁站的动力响应研究[D]. 天津: 天津大学, 2019.
ZHANG Liang. Study on the dynamic response of subway tunnel and subway station under oblique incidence of seismic wave[D]. Tianjin: Tianjin University, 2019. (in Chinese)
- [20] 张佳文. 近断层地震动斜入射下联合筑坝结构损伤响应分析及应用[D]. 天津: 天津大学, 2020.
ZHANG Jiawen. Analysis and application of plastic damage response of combined dam structure under oblique incidence of near-fault ground motions[D]. Tianjin: Tianjin University, 2020. (in Chinese)
- [21] RAWAT A, MITTAL V, CHAKRABORTY T, et al. Earthquake induced sloshing and hydrodynamic pressures in rigid liquid storage tanks analyzed by coupled acoustic-structural and Euler-Lagrange methods[J]. Thin-Walled Structures, 2019, 134: 333–346.
- [22] Dassault Systemes Simulia Corporation. Abaqus analysis user's manual, version 6.14[R]. Providence, Rhode Island (RI): Dassault Systemes Simulia Corporation, 2014.
- [23] 邱奕翔, 魏楚函, 武志刚, 等. 库水模拟对拱坝动力特性的影响分析[J]. 水力发电学报, 2020, 39(6): 109–120.
QIU Yixiang, WEI Chuhan, WU Zhigang, et al. Effects of reservoir water on simulations of arch dam dynamic characteristics[J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2020, 39(6): 109–120. (in Chinese)
- [24] 陶桂兰. 土基上船闸坞式结构与周围介质的动力相互作用研究[D]. 南京: 河海大学, 2008.
TAO Guilan. Study on dynamic interaction between dock structure of shiplock on soil foundation and surrounding media[D]. Nanjing: Hohai University, 2008. (in Chinese)
- [25] CHEN Y H, HWANG W S, KO C H. Sloshing behaviours of rectangular and cylindrical liquid tanks subjected to harmonic and seismic excitations[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2007, 36(12): 1701–1717.
- [26] 赵伟华. 混凝土塑性损伤模型参数在预制桩中的研究及应用[J]. 混凝土与水泥制品, 2018(12): 34–37.
ZHAO Weihua. Study and application of concrete damaged plasticity model parameter in prefabricated piles[J]. China Concrete and Cement Products, 2018(12): 34–37. (in Chinese)
- [27] 潘坚文. ABAQUS 水利工程应用实例教程[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
PAN Jianwen. Application of ABAQUS in hydropower engineering: A tutorial[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2015. (in Chinese)
- [28] MARK P, BENDER M. Computational modelling of failure mechanisms in reinforced concrete structures[J]. Architecture and Civil Engineering, 2010, 8(1): 1–12. (in Chinese)
- [29] 郝勇, 娄宇, 杜修力, 等. 钢框束筒结构剪力滞后分析与楼层损伤评估[J]. 建筑结构学报, 2018, 39(2): 61–71.
HAO Yong, LOU Yu, DU Xiuli, et al. Analysis of shear lag and floor damage degree assessment in steel bundled-tube structure[J]. Journal of Building Structures, 2018, 39(2): 61–71. (in Chinese)
- [30] 李明超, 张佳文, 张梦溪, 等. 地震波斜入射下混凝土重力坝的塑性损伤响应分析[J]. 水利学报, 2019, 50(11): 1326–1338, 1349.
LI Mingchao, ZHANG Jiawen, ZHANG Mengxi, et al. Plastic damage response analysis of concrete gravity dam due to obliquely incident seismic waves[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2019, 50(11): 1326–1338, 1349. (in Chinese)