第35卷第5期
2024年 10月
水资源与水工程学报
Journal of Water Resources & Water Engineering
Vol. 35 No. 5
Oct. , 2024

DOI:10.11705/j.issn.1672-643X.2024.05.21

近断层地震动作用下尾矿坝响应特性研究

屈雪阳, 宋志强, 李 闯
(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:近断层脉冲型地震动含有大幅值的位移脉冲和速度脉冲,其短时间的脉冲能量集中更易导致尾矿坝矿渣的液化。以内蒙古自治区某尾矿坝工程为例,建立二维有限元模型,采用变形-孔压耦合的有效应力法分析尾矿坝液化、永久变形、加速度及坝坡稳定等动力响应特性,与总应力法对比,研究近断层地震动的脉冲效应和变形-孔压耦合效应对尾矿坝液化等动力响应的影响规律。结果表明:脉冲型地震动作用下坝体动孔压在地震前期短时间内急剧上升,更易发生液化;非脉冲型地震动孔压发展于地震过程前期各时段,孔压上升缓慢;脉冲型地震动的速度脉冲效应使得尾矿坝整体结构破坏加强;坝坡稳定安全系数时程相比于非脉冲型的高频率、小幅度波动,脉冲型地震动作用下呈现低频率、大幅度波动,尾矿坝坝坡稳定性较差。

关键词:近断层地震动;尾矿坝;变形-孔压耦合;液化;永久变形;坝坡稳定
中图分类号:TV312 **文献标识码**:A **文章编号**:1672-643X(2024)05-0172-09

Response characteristics of tailings dam under near-fault ground motions

QU Xueyang, SONG Zhiqiang, LI Chuang
(*State Key Laboratory of Eco-hydraulics in Northwest Arid Region of China, Xi'an University of Technology, Xi'an* 710048, *China*)

Abstract: Long period displacement pulse and velocity pulse with large value are often found in near-fault pulse-like ground motions, and the short time pulse energy concentration they bring forth is more likely to cause the liquefaction of slag in tailings dams. Taking a tailings dam project in Inner Mongolia Autonomous Region as an example, a two-dimensional finite element model is established to analyze the dynamic response characteristics of the tailings dam, including liquefaction, permanent deformation, acceleration and dam slope stability, by means of the effective stress method of deformation-pore pressure coupling. In addition, the pulse effect of near-fault ground motions and the influence law of deformation-pore pressure coupling on the isodynamic response of tailings dam liquefaction are investigated by the comparison with the total stress method. The results show that the pore pressure of the dam body increases sharply in a short period of time under the action of pulse-like ground motions, and liquefaction is more likely to occur; whereas that under non-pulse-like ground motions rises slowly throughout the first half of the seismic process. The velocity pulse effect of pulse-like ground motions exacerbates the failure of the while dam structure. Compared with the time history of the safety factor of dam slope stability under non-pulse-like ground motions, which experiences small fluctuations of high frequency, that under pulse-like ground motions undergoes large fluctuations of low frequency, with poor slope stability of the tailings dam.

Key words: near-fault ground motion; tailings dam; deformation-pore pressure coupling; liquefaction; permanent deformation; dam slope stability

1 研究背景

随着矿产资源的持续开采,我国尾矿坝的数量在不断增加,总量已居世界首位。但是,尾矿坝的稳定性存在较大的风险[1],一旦失事将对人民生命安全和社会经济带来严重损害。Rico 等[2] 对大量尾

收稿日期:2023-12-08; **修回日期**:2024-01-26
基金项目:国家自然科学基金重点项目(52039008);陕西省自然科学基础研究计划面上项目(2022JM-276);陕西省教育厅青年创新团队科研计划项目(22JP052)
作者简介:屈雪阳(1999—),男,河南三门峡人,硕士研究生,研究方向为水工结构抗震。
通讯作者:宋志强(1981—),男,辽宁开原人,博士,教授,博士生导师,研究方向为水工结构抗震。

矿坝溃坝案例进行过详细研究，认为地震是导致尾矿坝液化破坏的主要因素。Verdugo 等[3]通过分析 2010 年智利地震，证实使用上游施工方法建造的尾矿坝抗震安全性较差。

近断层脉冲型地震动因有独特、高能量脉冲效应特点，故越来越被地震界所关注。唐泽楠[4]以脉冲能量为依据实现量化识别脉冲型地震动。土石坝与尾矿坝同为长周期结构时，邹德高等[5-6]研究发现与非脉冲型地震动相比，近断层脉冲型地震动对大坝堆石体的水平位移和面板顺坡向应力的影响较大，较非脉冲波作用时的液化区域更为广泛。Bayraktar 等[7-9]发现近断层地震动对各种大坝结构的稳定性会造成严重破坏。尹光志等[10]、王文松等[11]基于有效应力原理采用时程分析法、剪应力对比法等多种方法对尾矿坝加速度、动应力、动应变、振动孔压以及永久变形规律进行了研究。魏匡民等[12]改进了面板堆石坝动力分析的黏弹性方法，在振动过程中考虑了残余变形的累积过程和对动位移的影响，并证明了改进的必要性。李瑜等[13]采用三维有效应力动力分析法，分析了某拟建高尾矿坝的动力响应、地震液化区域及干滩长度变化，并评价了其动力安全稳定性。

目前近断层脉冲型地震动相关研究主要集中在混凝土重力坝[14]、土石坝[15-18]等水工建筑物，而对尾矿坝的研究较少。因此，本文针对基岩上的尾矿坝，研究在近断层地震动作用下其动力响应与孔压累计特征，通过建立基岩-尾矿坝系统的二维有限元模型，分析近断层地震动脉冲效应对尾矿坝抗震安全的影响。

2　近断层地震动的选取与输入

为研究真实近断层地震动作用下尾矿坝的动力响应特征，本文从太平洋地震工程研究中心的近断层地震动数据库中选取 14 条地震动，按脉冲型、非脉冲型分为 2 组，每组各 7 条。选取的各条地震动参数如表 1 所示，其中 P（pulse-like ground motion）为脉冲型地震动，NP（non-pulse-like ground motion）为非脉冲型地震动。

表 1　近断层地震动参数

类型	编号	地震事件	台站及分量	$PGA/(\mathrm{m\cdot s^{-2}})$	$PGV/(\mathrm{m\cdot s^{-1}})$	断层距/km
脉冲型地震动	P1	Imperial Valley-06	Brawley Airport	1.589	0.366	10.42
	P2	Imperial Valley-06	EC County Center FF	2.305	0.733	7.31
	P3	Imperial Valley-06	EI Centro Array #4	3.630	0.804	7.05
	P4	Imperial Valley-06	EI Centro Array #5	3.757	0.969	3.95
	P5	Imperial Valley-06	EI Centro Array #6	4.405	1.135	1.35
	P6	Imperial Valley-06	Westmorland Fire Sta	1.089	0.226	15.25
	P7	Kocaeli_ Turkey	Gebze	2.560	0.547	10.92
非脉冲型地震动	NP1	Chi-Chi_ Taiwan	TCU089	3.500	0.700	9.00
	NP2	Duzce_ Turkey	Lamont 1059	1.334	0.103	4.17
	NP3	Duzce_ Turkey	Lamont 1061	1.334	0.122	11.46
	NP4	Duzce_ Turkey	Lamont 375	5.042	0.206	3.93
	NP5	El Mayor-Cucapah_ Mexico	El Centro Array #11	2.462	0.206	16.21
	NP6	Darfield_ New Zealand	RKAC	1.638	0.107	16.47
	NP7	Duzce_ Turkey	IRIGM 496	7.367	0.396	4.21

近断层地震动需满足断层距 小于 20 km，在此基础上通过峰值速度（peak ground velocity，PGV）与峰值加速度（peak ground acceleration，PGA）的比值以及峰值加速度 PGA 区分近断层脉冲型与非脉冲型地震动。若满足 PGV/PGA 的值大于 0.2 且 PGA 大于 0.981 $\mathrm{m/s^2}$ 则为脉冲型地震动，否则为非脉冲型地震动。

典型的脉冲与非脉冲型地震动事件分别有 Imperial Valley-06 和 Duzce_Turkey，它们所处的场地特性与本文研究工程（内蒙古自治区某尾矿坝工程）所处的场地特性较为接近。在同一地震事件中，由于不同台站记录的地震波具有不同的频谱特性与脉冲特性，断层距也不相同，因此选取的各条地震波具有代表性或普遍性。

为了使各地震动计算结果之间具有可比性，将各地震动峰值加速度统一调整为 3 $\mathrm{m/s^2}$。由于真实记录的地震动时长较长，同时真实地震记录的初始时段和末尾时段地震动强度较弱，对坝体结构的影

响可以忽略,因此只选取整个地震动记录中能量集中的5% ~95%时段进行动力分析,统一进行 20 s 地震响应计算。图 1 为选取的脉冲型 P1 与非脉冲型 NP1 地震动的水平向加速度时程曲线。

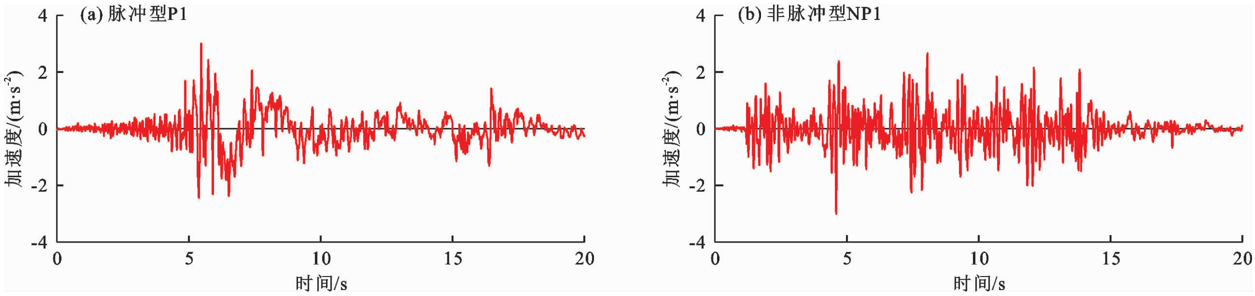

图 1 近断层地震动水平向加速度代表时程曲线

图 2 为本文选取的地震动加速度放大系数谱对比图。由图 2 可以看出,在周期大于 0.5 s 的范围内,两种地震动作用下的加速度放大系数差异较为明显。脉冲型地震动的加速度放大系数在 4 左右,部分脉冲型地震动的加速度放大系数可达到 7;而非脉冲型地震动的加速度放大系数均小于 2,整体小于脉冲型地震动。这说明脉冲型地震动将会导致自振周期大于0.5 s 的结构产生更为明显的动力响应。尾矿坝是典型的长周期结构,自振周期大于0.5 s,因此尾矿坝在脉冲型地震动下可能产生更大破坏,有必要对近断层脉冲型地震动下尾矿坝动力响应特性进行分析研究。

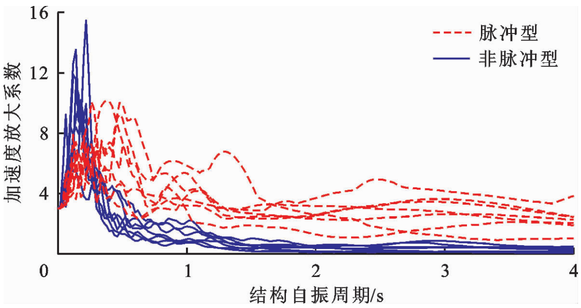

图 2 地震动加速度放大系数谱

3 有限元分析模型与计算方法

3.1 有限元模型

某尾矿坝总坝高为129 m(初期坝高24 m,堆积坝高 105 m),坝底标高为 1 321 m,最终堆积标高为 1 450 m。初期坝为透水堆石坝,坝顶宽 5 m,内、外坡比均为 1:1.75,外坡需布置马道,宽度为 2 m。堆积坝平均坡度为 1:4.5,每级子坝高为 10 m,顶宽为 5 m,内坡比为 1:2,外坡比为 1:4。尾矿坝筑坝采用湿式排放上游法,分 4 次堆筑,每上升 10 m 预留 1 条5 m 的马道,堆筑上升速度约为 9 m/a。图 3 为尾矿坝二维有限元模型。基岩部分向上、下游和底部各延伸 200 m,网格划分单元类型为 CPE4,单元总数为 8 575 个,节点总数为 8 829 个。静力计算在基岩上、下游边界设置横向约束,底部全约束;动力计算采用无质量地基输入。

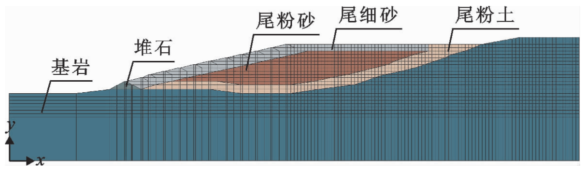

图 3 尾矿坝二维有限元模型

3.2 计算方法

尾矿坝静力计算采用邓肯张 E-B 非线性本构模型[15];动力计算采用等效线性黏弹性本构模型[19];永久变形计算采用沈珠江本构模型[20]。基岩采用线弹性模型,密度 ρ 为 2 480 kg/m^3,弹性模量 E 为 10 GPa,泊松比 ν 为 0.28。

等效线性黏弹性模型[19]基于黏弹性理论,将土体视为由线弹性的弹簧和黏壶并联组成的黏弹性体,采用动剪切模量和等效阻尼比模拟土体的非线性和黏滞性,基于线性迭代算法得到土体在动荷载下的应力与应变结果。本构关系如公式(1)所示。

$$\begin{cases}\tau = G\gamma + \eta_G\dot{\gamma} \\ \eta_G = 2G\lambda/\omega\end{cases} \tag{1}$$

式中:γ 为剪切应变;G 为剪切模量,kPa;τ 为剪切应力,kPa;λ 为阻尼比;η_G 为剪切黏滞系数;ω 为圆频率,rad/s。对于土体的剪切模量和阻尼比,沈珠江等[20] 建议用公式(2) 计算。

$$\begin{cases}G = \dfrac{k_2}{1+k_1\bar{\gamma}}P_a\left(\dfrac{\sigma_3'}{P_a}\right)^n \\ \lambda = \lambda_{\max}\dfrac{k_1\bar{\gamma}_d}{1+k_1\bar{\gamma}_d}\end{cases} \tag{2}$$

式中:G 为土体的剪切模量,kPa; λ 为土体的阻尼比; σ_3' 为有效应力,kPa; $\bar{\gamma}_d$ 为归一化的剪应变; λ_{max} 为最大阻尼比; k_1、k_2、n 为等效线性模型计算参数; P_a 为工程当地大气压强,kPa。

本文引入沈珠江[21] 根据饱和不排水试验修正的 Martin 孔压计算模型,将动孔压增量与动应变的关系表示为公式(3) ~ (4)。

$$\Delta u = M_u \Delta\varepsilon_v = K_u \sqrt{\sigma_e} \Delta\varepsilon_v \tag{3}$$

$$\Delta\varepsilon_v = c_1 \gamma_d^{c_2} \exp(-c_3 S_l^2) \frac{\Delta N}{1 + N_e} \tag{4}$$

式中:Δu 为振动 ΔN 次产生的动孔压增量,kPa; $\Delta\varepsilon_v$ 为振动 ΔN 次产生的残余体积应变增量; N_e 为等效振动次数[21]; c_1、c_2、c_3、c_4、c_5 为土体试验计算参数; S_l 为应力水平; K_u 为回弹模量系数; M_u 为回弹模量,kPa; γ_d 为平均剪应变; σ_e 为围压,kPa。

尾矿坝各部位堆积体材料的静、动力及永久变形计算参数如表2、3所示。表2中K为土的弹性模量系数;K_{ur} 为卸载-再加载模量系数;c为土体凝聚力,kPa;φ_0、$\Delta\varphi_0$ 为非线性摩擦角试验参数,(°); n 为土的弹性模量指数; R_f 为破坏比; K_b 为体积模量系数; m 为体积模量指数; $\gamma_{干}$、$\gamma_{湿}$ 分别为干容重与湿容重,kN/m^3。

表 2　静力计算采用的邓肯张 E - B 本构模型参数

材料	K	K_{ur}/K	c/kPa	$\Delta\varphi_0$/(°)	φ_0/(°)	R_f	n	K_b	m	$\gamma_{湿}$/(kN·m^{-3})	$\gamma_{干}$/(kN·m^{-3})
尾细砂	214	3.0	7.8	33	0	0.86	0.65	107	0.18	18.5	8.5
尾粉砂	210	2.5	9.8	30	0	0.66	0.73	85	0.28	19.0	9.0
尾粉土	144	2.0	9.8	28	0	0.77	0.53	91	0.49	20.0	10.0
堆石	950	2.0	40.0	36	0	0.89	0.56	600	0.07	21.5	

表 3　动力及永久变形计算采用的本构模型参数

材料	k_1	k_2	n	v	λ_{max}	c_1/%	c_2	c_3	c_4/%	c_5
尾细砂	11.4	556	0.62	0.48	0.28	0.20	0.75	1.3	0.7	1.28
尾粉砂	13.7	833	0.58	0.48	0.25	0.20	0.75	1.2	0.8	1.28
尾粉土	16.2	580	0.68	0.48	0.26	0.20	0.70	1.0	0.9	1.28
堆石	20.0	4 665	0.22	0.33	0.22	0.69	0.15	0	0.9	1.02

在动力计算过程中,土体内的孔压会降低土体的有效应力,同时土体累积的残余变形也会对土体的实时受力状态产生影响。因此在对土体动力计算时需要考虑变形-孔压的耦合。

在进行动力计算时,将整个地震过程划分成 20 个时间步,每一步耗时 1 s,用等效线性黏弹性模型迭代计算出每一步结束时的动剪切应变,结合公式(4)计算残余体积应变,通过公式(3)计算出每一步内的动孔隙水压力,由此更新土体的有效应力状态,用于下一步的动力计算,便可反映动孔压对土体动力计算的影响;将每一时间步迭代计算完成时的残余体应变通过初应变法转换为等效节点力,在进行下一步的动力计算时以等效节点力的形式施加在相应结点上,便可反映残余变形对土体动力计算的影响。在动力计算过程中同时考虑动孔压与残余变形的发展对土体的影响便可实现变形-孔压的耦合。

考虑变形-孔压耦合方法的计算流程如图 4 所示。通过这种方法可分别改进原有的有效应力法 IES(improved effective stress method)和总应力法 ITS(improved total stress method),在后续文中将对改进后的两种方法进行对比。

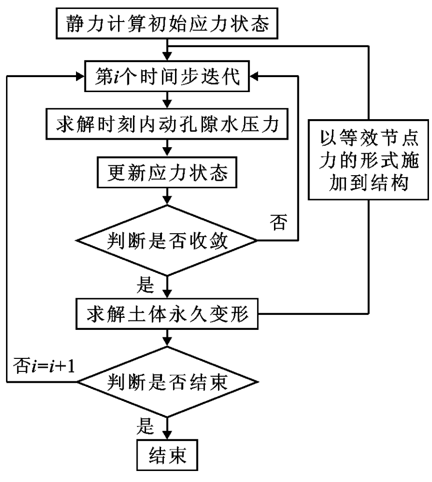

图 4　变形-孔压耦合的有效应力法

液化的评价标准为:当单元的累计振动孔压 u 与初始静力围压 σ_0 相等,即孔压比 $u/\sigma_0 = 1$ 时,则

认为该单元发生液化[15];否则不发生液化。

采用有限元极限平衡法[11]计算安全系数的时程变化。该方法将极限平衡法中的危险滑动面和有限元法分析得到的应力场相结合,再根据滑动面通过各单元的正应力和剪应力来计算安全系数时程曲线 $F(t)$。

$$F(t)=\frac{\sum\beta(c+(\sigma(t)-\mu(t))\varphi)}{\sum\beta\tau(t)} \tag{5}$$

式中:c、φ 与静力计算参数相同(表 2);β 为滑动面穿过某单元的长度,m;$\sigma(t)$、$\tau(t)$ 分别为 t 时刻某单元内滑动面上的正应力和剪应力,kPa,可由时程分析获得。

4 结果与分析

4.1 液化特性

图 5 为地震结束时的孔压(u)与孔压比(u/σ_0)的分布云图。

从图 5 可以看出,孔压分布主要是从尾矿坝顶部向下部逐渐增大,在坝体底部达到最大。虽然脉冲型与非脉冲型地震动下坝体孔压分布规律相似,但是数值量级相差较大,为 2 倍左右,脉冲型地震动产生的孔压更大。同一地震动下孔压比与孔压的分布规律差异较大,这是由于尾矿坝从坝顶到内部堆积的初始围压不断减小,同时由于坝顶位置处的有效应力较小而更易发生液化现象。由图 5(b)、5(d)可以看出,在 NP1 的加速度输入下,坝体各处最终并未达到液化状态;而 P1 在尾矿坝顶部尾细砂的一些单元孔压比达到 1,此时该部分失去抗剪能力,达到液化状态,且有向堆积体内部逐渐侵入的趋势。由于篇幅限制,未列出其余波作用下的等值线图。

为了更清晰地了解尾矿坝液化发展规律,在尾矿坝堆积顶层易液化区域取 5 个特征点,取点位置如图 6(a)所示,图 6(b)~6(f)为各特征点位处的孔压比时程变化曲线。通过图 6 的时程曲线可验证同类型波的振动响应规律具有普遍性。

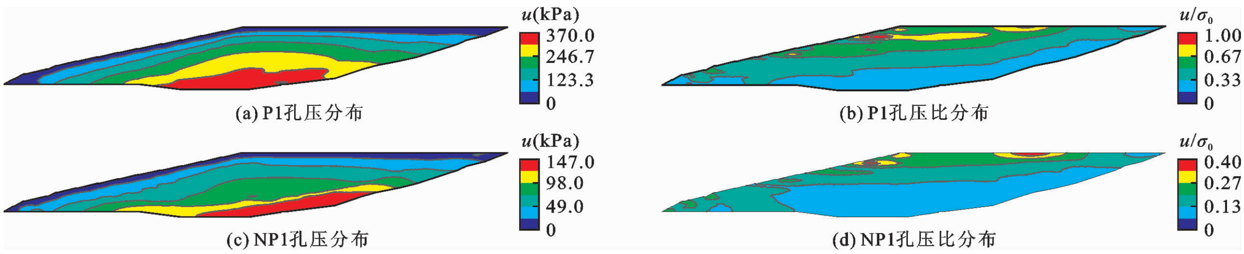

图 5 地震结束后 P1 和 NP1 孔压和孔压比分布

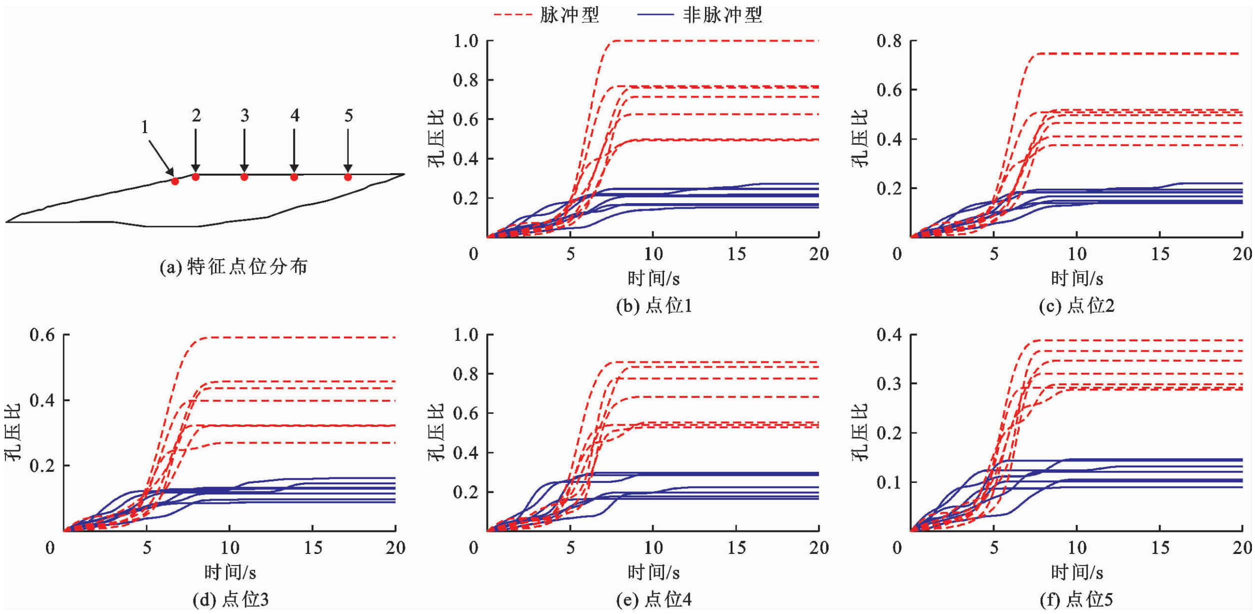

图 6 特征点位处孔压比时程变化曲线

由图 6 可以看出,在点位 1 处孔压比较大,用于研究孔压比增长规律;点位 2 为尾矿坝堆积坝坝顶位置;点位 3、4、5 之间距离接近且均为尾矿坝坝顶堆积处,孔压比相较于其余部位偏大,可反映同一堆

积高度下尾矿坝顶部孔压比分布特征。由图 6(b)~6(f)可以看出,同类型地震动下,液化特性规律相似,但脉冲型与非脉冲型地震动的时程上升规律并不相同;脉冲型地震动下孔压比时程曲线短时间内急剧上升,急剧上升的时间点与脉冲型地震动的速度脉冲时刻有关。这是由于脉冲型地震动能量较为集中,使尾矿坝的某些堆积部位瞬间达到液化状态,丧失了土体承载能力;而非脉冲型孔压比时程曲线较为平缓,上升段分布于整个地震前半程。

4.2　永久变形特性

图 7 为 P1 与 NP1 两条地震动结束时坝体永久变形等值线图。由图 7 可知,在两种地震动作用下尾矿坝永久变形分布规律相似。在同一种地震动作用下坝体水平位移(U_1)大于竖向位移(U_3),且水平位移近似为竖向位移的 2 倍。竖向变形表现为坝体整体发生沉降,水平向变形表现为堆积坝体向下游侧位移,变形量随坝体的升高逐渐增大。P1 作用下竖向沉降最大值为 1.38 m,是 NP1 作用下竖向沉降最大值(0.30 m)的 4.6 倍。可以看出,在输入地震动峰值相同的情况下,脉冲型地震动的竖向沉降值远大于非脉冲地震动的,这说明在脉冲型地震动作用下,坝体堆积料的变形程度更大,对尾矿坝的抗震安全会造成严重的损害。

图 8 为 P1 与 NP1 两条地震动作用下,堆积坝坝顶处变形时程规律,用于研究脉冲型与非脉冲型地震动作用下的坝顶沉降受地震动速度的影响。

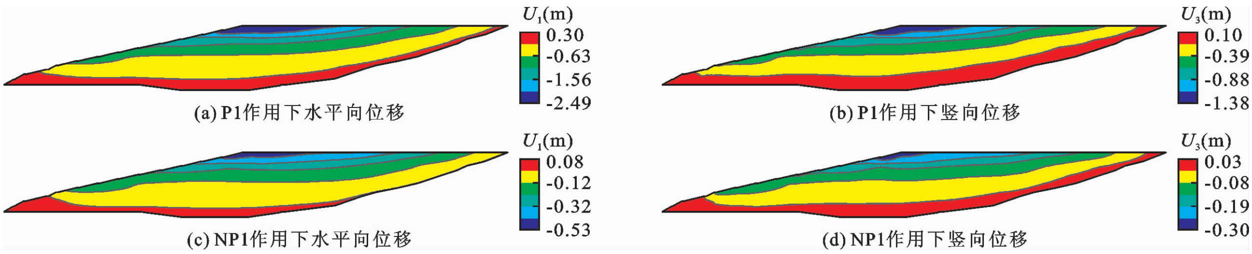

图 7 地震结束时坝体永久变形等值线分布

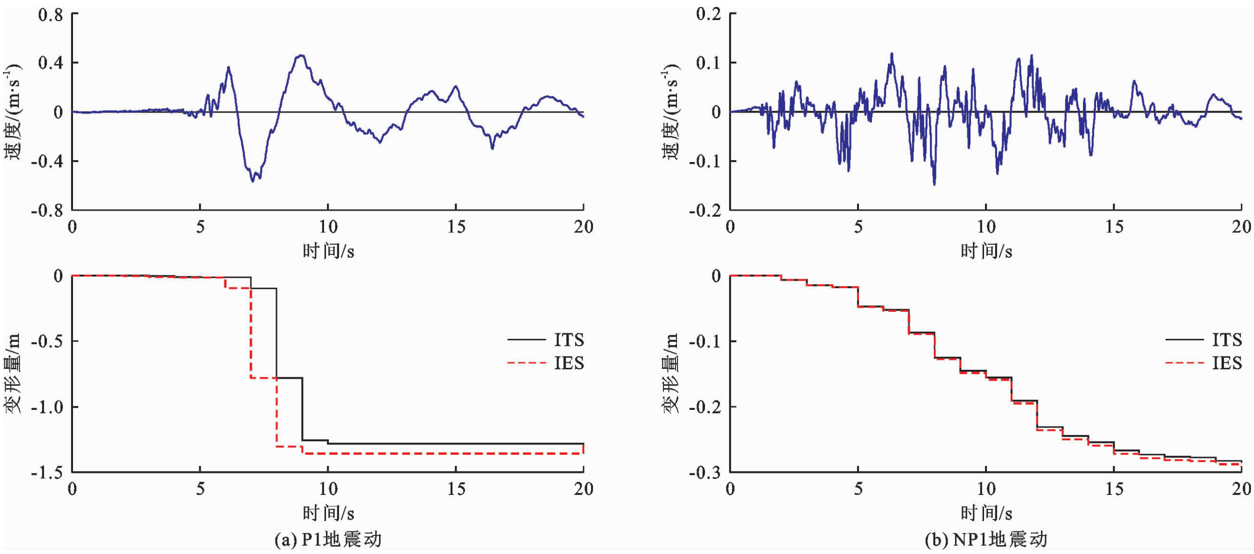

图 8　两种地震动下坝顶变形时程曲线及输入速度时程曲线对比

由图 8 可以看出,有效应力法(IES 法)考虑动孔压使得坝体变形量比总应力法(ITS 法)有所增大,这是因为在地震过程中,尾矿堆积料有效应力变小,土体承载能力减弱使得最终变形量增大。

图 9 为各条地震动作用下坝顶部位发生的变形时程图。

由图 9 可以看出,脉冲型地震动作用下坝顶沉降在短时间内发生急剧变化,与输入地震动的速度峰值出现时刻有关;而非脉冲型地震动作用下,坝顶沉降随时间呈现出稳定的变化规律,遍布地震过程的各个时刻,这与非脉冲型地震动的速度时程曲线规律相匹配。

4.3　尾矿坝坝顶加速度与速度分析

为探究脉冲与非脉冲型地震作用下尾矿坝永久变形与液化特性差异的原因,本文选取坝顶特征点位 2,对两种地震动作用下加速度与速度峰值进行

对比,结果如图 10 所示。

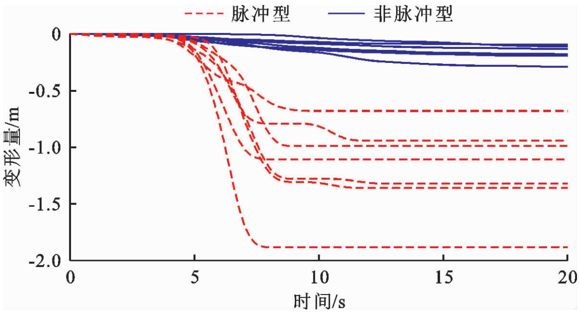

图 9 各地震动作用下坝顶部位变形时程曲线

由图 10 可知,在输入的两种地震动水平加速度峰值同为 3 m/s^2 的情况下,脉冲型地震动作用下坝顶加速度峰值与速度峰值均大于非脉冲型地震作用下的值。脉冲型与非脉冲型加速度峰值的平均值分别为 5.50 和 2.23 m/s^2,脉冲型加速度峰值的平均值是非脉冲型的 2.47 倍;脉冲型与非脉冲型速度峰值的平均值分别为 1.62 和 0.37 m/s,脉冲型速度峰值的平均值是非脉冲型的 4.38 倍。上述结果表明,在脉冲型地震动输入下,坝顶特征点处的加速度与速度放大效应均大于非脉冲型地震动下的影响,正是由于脉冲型地震动的速度脉冲效应使得尾矿坝整体结构破坏加强。

4.4 坝坡稳定性分析

采用有限元极限平衡法结合时程曲线分析坝坡稳定性,得到脉冲型与非脉冲型地震动坝坡稳定安全系数的时程曲线如图 11 所示。

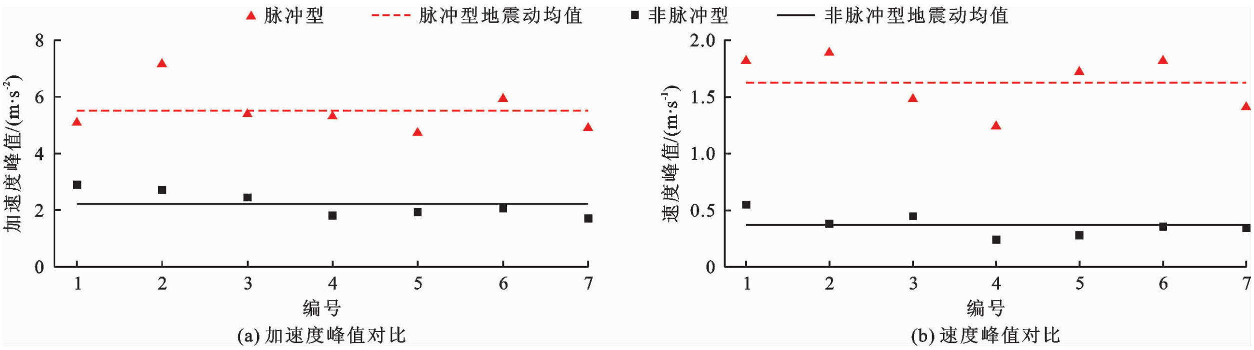

图 10 两种地震动作用下坝顶加速度峰值及速度峰值对比

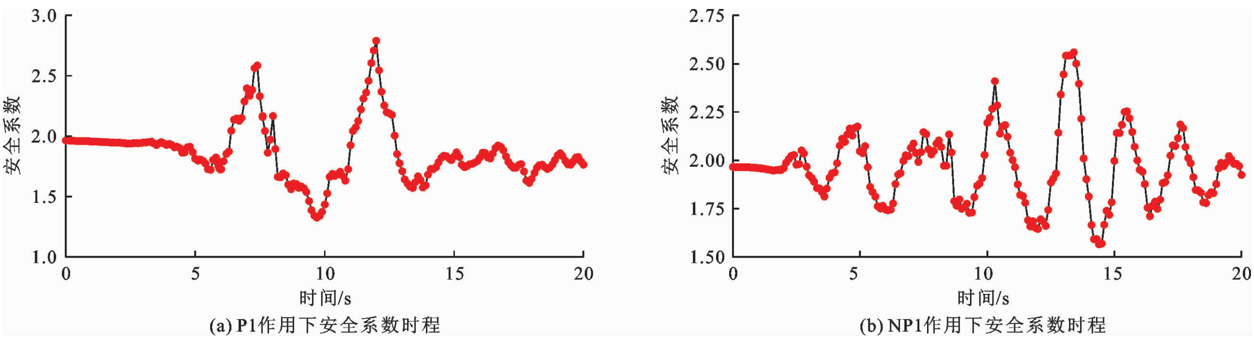

图 11 脉冲与非脉冲型地震动作用下安全系数时程曲线

由图 11 可知,在地震荷载往复作用下,地震导致的惯性力使得安全系数的时程曲线呈现出波动性特征。

震前安全系数 F_0 为 1.965,P1 地震动输入时安全系数最小值为 1.424,出现在地震的 9.7 s,NP1 地震动输入时安全系数最小值为 1.594,出现在地震的 14.4 s。通过与图 2 中地震动加速度时程曲线对比可知,两种地震动下安全系数最小值出现的时刻与地震动输入加速度峰值出现的时刻均不对应,但在脉冲型地震动作用下达到地震动加速度峰值的短暂时间内,安全系数出现大幅值下降。

脉冲型地震动 P1 作用下,安全系数在地震前 5 s 并未出现较为明显的波动,从第 5 s 开始,波动明显,安全系数增减频率较小,全程出现较大幅度的增减不超过 5 次;非脉冲型地震动 NP1 作用下,安全系数在地震初期就已出现较为明显的波动,且安全系数增减变化频率较大,全程出现较大幅度的增减远超过 5 次。

总体来看,脉冲型地震动安全系数时程呈现出低频率、大幅度波动;非脉冲型地震动的安全系数时程曲线呈现高频率、小幅度波动。

表 4 为各地震动作用下尾矿坝坝坡稳定最小安

全系数对比。

表 4　各条地震动作用下尾矿坝坝坡稳定最小安全系数 F_0

脉冲型地震动	F_0	非脉冲型地震动	F_0
P1	1.424	NP1	1.594
P2	1.518	NP2	1.676
P3	1.433	NP3	1.599
P4	1.435	NP4	1.856
P5	1.424	NP5	1.518
P6	1.508	NP6	1.635
P7	1.464	NP7	1.838
平均值	1.458	平均值	1.674

由表 4 可以看出,脉冲型地震动输入下的最小安全系数整体小于非脉冲型地震动。与动力计算初始状态的安全系数 F_0(1.965)相比,脉冲、非脉冲型地震动的最小安全系数平均值分别减小了 0.507 和 0.291;脉冲型地震动的最小安全系数平均值比非脉冲型的减小了12.9%,说明脉冲型地震动下坝坡稳定性较差。

5　讨　论

本文建立了二维尾矿坝有限元模型,基于等效线性黏弹性模型[19]和沈珠江等[20]修正的 Martin 孔压应变模型结合实现的变形-孔压耦合的有效应力方法[15],分析了近断层地震动作用下尾矿坝的动力响应特性。

变形-孔压耦合的有效应力方法考虑了动力过程中累积孔压的增长和有效应力的下降,土体变“软”并吸收了地震动能量,从而造成了坝体动力响应有所减小。在此基础上,地震过程中产生的残余变形以等效节点力形式施加于坝体的动力计算过程中,以实现变形-孔压的耦合。在变形-孔压耦合的有效应力分析方法中,残余变形以等效节点力形式影响下一时刻动孔压的产生与增长,同时动孔压的变化实时改变了坝体各单元的有效应力状态,从而影响坝体残余变形的产生与累计。本文通过计算可知,在近断层脉冲型地震动类型下考虑变形-孔压耦合的方法能够更准确地反映坝体的动力特性。

近断层脉冲地震动往往会对近场工程造成严重破坏,但近年来对该类型地震下工程实例的研究主要集中于土石坝[16-18]与重力坝[14]等挡水建筑物。我国尾矿坝的数量巨大,其中不乏建在近断层场地上的尾矿坝工程。本研究表明尾矿坝坝滩面浅表层下游侧(尾细砂)区域容易发生液化,在该位置处脉冲型地震动作用下坝体动孔压在 2 s 内急剧上升,且更易发生液化;非脉冲型地震动作用下的动孔压和残余变形沉降在地震过程中均匀上升[22];P1 作用下的竖向沉降最大值为 NP1 的 4.6 倍,脉冲型地震动的最小安全系数平均值比非脉冲型下降了12.9%,与非脉冲型地震动相比,脉冲型地震动作用下尾矿坝的破坏更加严重。由此可知在进行近断层附近的尾矿坝抗震设计时应充分考虑速度脉冲型地震波作用的影响,采取相应工程措施以提高抗震性能。

6　结　论

(1)地震动作用下尾矿坝的孔压分布主要是从顶部向底部递增,在底部达到最大。顶部的尾细砂更易达到液化状态,且有向堆积体内部侵入的趋势。非脉冲型地震动下的孔压比上升较缓;而脉冲型地震动下,孔压比短时间内急剧上升更易导致坝体发生液化。

(2)在同一种地震动作用下坝体永久变形的水平位移大于竖向位移,且水平位移约为竖向位移的 2 倍,随着坝体高度增加,坝体沉降量逐渐增大,同时水平方向向下游位移增大,永久位移总体表现为坝体向下游变形。脉冲型地震动作用下,动孔压对沉降量的影响程度更大。

(3) 脉冲型地震动作用下尾矿坝坝顶加速度峰值的平均值是非脉冲型的 2.47 倍;脉冲型速度峰值的平均值是非脉冲型的 4.38 倍,正是由于脉冲型地震动特有的速度脉冲效应导致脉冲型地震动下的孔压比与沉降值均大于非脉冲型地震动。

(4)坝坡稳定安全系数时程曲线在脉冲型地震动作用下呈现出低频率、大幅度波动;非脉冲型地震动作用下的安全系数时程曲线呈现高频率、小幅度波动。脉冲型地震动下最小安全系数更小,更易发生坝坡失稳。

参考文献:

[1] 郭廷亭,赵周能. 我国尾矿库事故致灾机理分析及防范对策[J]. 化工矿物与加工,2022,51(4):31-34.

[2] RICO M, BENITO G, SALGUEIRO A R, et al. A review of the European incidents in the worldwide context[J]. Journal of Hazardous Materials, 2008, 152(2): 846-852.

[3] VERDUGO R, GONZÁLEZ J. Liquefaction-induced ground damages during the 2010 Chile earthquake[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 79: 280-295.

[4] 唐泽楠. 近断层脉冲型地震动的量化识别与参数解析[D]. 成都: 西南交通大学,2018.

[5] 邹德高,韩慧超,孔宪京,等. 近断层地震动作用下面板堆石坝的加速度分布系数[J]. 水利学报,2018,49(10):1236-1242.

[6] 邹德高,韩慧超,孔宪京,等. 近断层脉冲型地震动作用下面板堆石坝的动力响应[J]. 水利学报,2017,48(1):78-85.

[7] BAYRAKTAR A, ALTUNISIK A C, SEVIM B, et al. Near-fault ground motion effects on the nonlinear response of dam – reservoir – foundation systems[J]. Structural Engineering and Mechanics, 2008, 28(4): 411-442.

[8] BAYRAKTAR A, ALTUNISIK A C, SEVIM B, et al. Comparison of near-and far-fault ground motion effect on the nonlinear response of dam – reservoir – foundation systems[J]. Nonlinear Dynamics, 2009, 58(4): 655-673.

[9] BAYRAKTAR A, TÜRKER T, AKKÖSE M, et al. The effect of reservoir length on seismic performance of gravity dams to near-and far-fault ground motions[J]. Natural Hazards, 2010, 52(2): 257-275.

[10] 尹光志,王文松,魏作安,等. 地震作用下高堆尾矿坝永久变形与稳定性分析[J]. 岩土力学,2018,39(10):3717-3726.

[11] 王文松,尹光志,魏作安. 基于时程分析法的尾矿坝动力稳定性研究[J]. 中国矿业大学学报,2018,47(2):271-279.

[12] 魏匡民,陈生水,马洪玉,等. 黏弹性方法用于面板堆石坝动力分析时必要的改进[J]. 岩土力学,2021,42(12):3475-3484.

[13] 李 瑜,宁 伟,吴蒙蒙,等. 地震作用下高尾矿坝三维有限元动力分析[J]. 现代矿业,2021,37(6):105-109.

[14] 李 兵,傅蜀燕. 近断层脉冲型地震动对重力坝损伤特性影响研究[J]. 水利科技与经济,2023,29(4):34-37.

[15] 李 闯,宋志强,刘升欢. 近断层地震动作用下易液化深厚覆盖层场地上高土石坝动力响应[J]. 振动与冲击,2023,42(17):228-237.

[16] 韩慧超,王志坚,周晨光,等. 近断层脉冲型地震动对深厚覆盖层上高土石坝动力响应的影响研究[J]. 水利水电技术,2019,50(3):79-84.

[17] 韩慧超. 近断层地震动作用下高土石坝动力响应特性研究[D]. 大连:大连理工大学,2019.

[18] 梅 伟,顾世祥,雷 宏,等. 近断层脉冲地震动作用下土石坝动力响应分析[J]. 武汉大学学报(工学版),2020,53(10):853-860.

[19] HARDIN B O, DRNEVICH V P. Shear modulus and damping in soils: design equations and curves[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1972, 98(7): 667-692.

[20] 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.

[21] 沈珠江. 砂土动力液化变形的有效应力分析方法[J]. 水利水运科学研究,1982(4):22-32.

[22] 郑长海,岑威钧,赵昱豪. 某上游式尾矿坝抗震有限元分析[J]. 水资源与水工程学报,2021,32(5):215-218.

(上接第 171 页)

[25] SIRJANI E, MAHMOODABADI M, CERD ÀA. Sediment transport mechanisms and selective removal of soil particles under unsteady-state conditions in a sheet erosion system[J]. International Journal of Sediment Research, 2022, 37(2): 151-161.

[26] 王畯才,卢坤林,朱大勇. 基于室内模型试验的滑坡碎屑流堆积分布规律研究[J]. 工程地质学报,2017,25(6):1509-1517.

[27] 李 霞,金 鑫,谢斯琴,等. 间歇降雨对红壤坡面土壤侵蚀特征的影响[J]. 水土保持学报,2021,35(1):96-102.

[28] 李依杭,徐向舟,李玉成,等. 降雨-波浪-水位对库岸崩滑泥沙空间分布的影响[J]. 大连理工大学学报,2024,64(5):1-8.

[29] 成 浩,韩培锋,苏有文. 含石量和坡度对土石混合体崩塌运动规律的影响[J]. 中国地质灾害与防治学报,2020,31(4):11-23.

[30] 陈 萌. 黄河下游游荡段河岸崩塌对河床形态的影响[D]. 郑州:华北水利水电大学,2023.

[31] 唐军峰,唐雪梅,曾向农,等. 蓄水后库岸堆积体边坡变形特征及其稳定性分析[J]. 吉林大学学报(地球科学版),2018,48(5):1546-1555.

[32] 林朱元,唐朝生,曾 浩,等. 土体干缩开裂过程的边界效应试验与离散元模拟[J]. 岩土工程学报,2020,42(2):372-380.

[33] MA Xuetong, LI Tonglu, GAO Debin, et al. Study on prediction method of reservoir bank collapse in loess area[J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 2023, 82(8): 335.