

高尾矿坝的地震液化和稳定分析

徐志英

沈珠江

(华东水利学院, 南京)

(南京水利科学研究所)

提 要

本文采用静力有限单元法和动力有限单元法, 考虑到尾矿材料的静力非线性和动力非线性, 分析了德兴铜矿4号高尾矿坝的静应力和动应力, 然后根据尾矿的动三轴液化试验资料, 分析了该坝在8度、9度地震时的液化情况和地震稳定性, 并推断当7度地震时可能发生的情况。

文中对于地震产生的孔隙水压力作了近似分析, 并对坝体在地震作用下的稳定性作了一般性分析。

一、引 言

德兴铜矿4号尾矿坝位于江西德兴县北部, 距德兴县城约70km。该坝坝体材料采用旋流器分选, 借下游外堆法逐级堆筑施工。大约三分之一的较粗材料筑坝, 同时三分之二的较细材料流入库内。坝的外坡为1:3, 内坡为1:2, 坝顶宽度为30m, 预估最大坝高为125m, 其断面见图1。坝址地基为较坚硬的岩石, 没有发现大的断层和破碎带。筑坝材料和矿泥的物理力学性质见表1

表1

材料类型	干容重 (kN/m^3)		颗粒组成(%)			比重 G_s	凝聚力 $c(\text{kN/m}^2)$	内摩擦角 $\varphi(\text{度})$	模量 参数 K	模量 指数 n	破坏比 R_1	动力 参数 k_{2-10}
	最大	最小	砂粒	粉粒	粘土粒							
筑坝材料	18.1	13.3	97	3	0	2.93	0	30	254	0.45	0.8	30
矿 泥	17.7	11.8	76	22	2	2.77	0	25	218	0.58	0.8	25



图1 德兴铜矿4号尾矿坝(外堆法)断面图

由于筑坝尾矿和库内矿泥均属细砂或极细砂材料, 级配均匀, 密度不大, 加之坝体内浸润线位置较高, 坝址处于7度地震区, 所以设计单位要求研究该坝在地震作用下的液化问题和稳定问题。同时, 为使研究成果更有普遍性, 要求对高于7度的烈度也作进一步的分析。

关于土坝的液化分析, 国内外过去已发表过一些论文^[1~4], 但是对于尾矿坝, 特别是断

面形式如图1的高尾矿坝,目前还没有看到有关分析资料。然而,随着采矿事业的发展,高尾矿坝的液化研究势在必行,德兴铜矿尾矿坝就是一例。

本文以非线性动力有限单元分析求出每一单元的动应力,然后根据室内液化试验资料,分析了德兴铜矿4号尾矿坝在8度和9度地震情况下的液化和抗震稳定问题。

二、液化试验资料

采用单向振动的动力三轴仪进行了坝体和矿泥的液化试验^[5]。将饱和尾矿分别在各向均等应力条件下(固结比 $\sigma_{1c}/\sigma_{3c} = K_c = 1$, σ_{1c} 和 σ_{3c} 分别代表固结期的大主应力和小主应力)以及正交各向不等应力条件下(固结比 $K_c = 1.5$, $K_c = 2.0$)进行固结,然后施加轴向周期荷载,直至孔隙水压力上升到侧限压力或轴向应变达5%为止(达到初始液化)。根据一系列试验可以求出引起液化的动应力比 $\sigma_d/2\sigma_{3c}$ 与液化周数 N_L 的关系,如图2所示。按照西特(Seed)的建议^[1],假设试样内破坏和运动主向是沿着与水平面倾角成 $45^\circ + \frac{\varphi}{2}$ 的平面,这

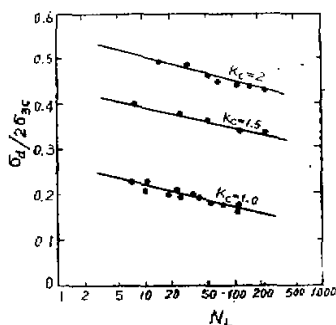


图2 坝体材料的动三轴液化试验结果

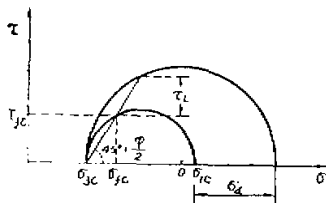


图3 用动三轴试验资料确定可能破坏面上动剪应力的方法图解

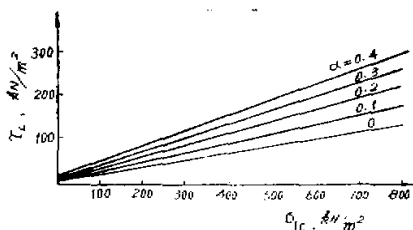


图4 振动5周引起坝体尾矿材料初始液化或5%应变所需的动应力(液化剪应力)

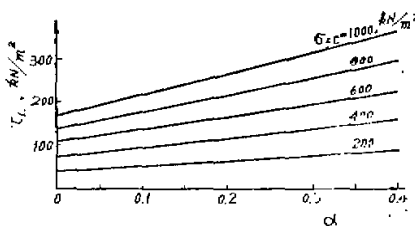


图5 振动5周的液化剪应力与静力条件的关系。(坝体材料)

里 φ 为材料的内摩擦角。为实用目的,对应于这些平面上的各不同静应力情况下的动剪应力,可以采用图3的作图法求得。按照这种方法,图2的振动三轴试验资料可以整理成图4所示的曲线,或者为应用方便起见,绘成图5的曲线。这里,土体单元的初始静应力条件用 σ_{1c} 、 τ_{fc} 以及 $\alpha = \tau_{fc}/\sigma_{1c}$ 表示, σ_{1c} 是地震前单元处于平衡时可能破坏面上的法向应力; τ_{fc} 是同

一时候同一破坏面上的静剪应力。采用这样的作图方法可以求得各不同初始静应力条件下任何振动周数引起液化或 5% 应变所需的动剪应力 τ_L 值。

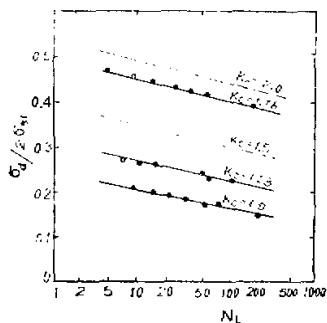


图6 库内矿泥的动三轴液化试验结果

在图4和图5上示有坝体材料在不同初始静应力条件下振动5周引起液化或5%应变所需的动剪应力 τ_L 值, 实验室的资料给出 α 为 0、0.185 和 0.33 的结果, 图中的 α 值是用内插法和外推法求得的。

在图6上示有库内矿泥的动三轴液化试验的结果^[6]。图中的实线表示实测的结果 ($\alpha = 1.0, 1.23, 1.76$), 虚线表示内插和外推的结果。采用图3所示的作图法, 也整理出在不同初始静应力条件下振动5周引起液化或5%应变所需的动剪应力 τ_L 值, 见图7和图8。可以看出, 库内矿泥的 τ_L 值略低于坝体材料的 τ_L 值, 这主要是矿泥颗粒比坝体尾矿颗粒较细的缘故。

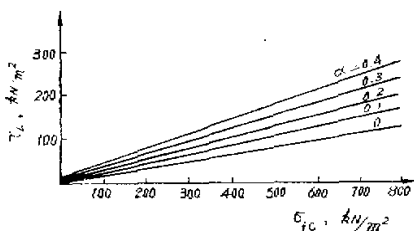


图7 振动5周引起库内矿泥初始液化或5%应变所需的动应力(液化剪应力)

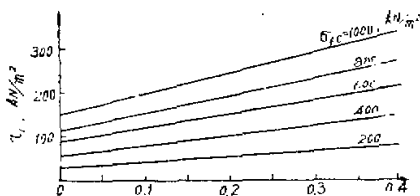


图8 振动5周的液化剪应力与静力条件的关系(库内矿泥)

三、静应力和动应力

考虑到坝体系统材料的静力非线性(邓肯模式)和动力非线性(剪切模量 G 随剪应变而变的哈定模式)性质, 分别用静力有限单元法和动力有限单元法, 计算了坝体系统的静应力和动应力, 这已在另一篇报告中详细阐述过了^[8]。

图9示有坝体底部的静应力分布图形, 给出了坝体内有代表性的初始法向应力 σ_0' 、初始剪应力 τ_0 以及 $\alpha = \tau_0 / \sigma_0'$ 的数值。对于坝体的其它水平面也可得到类似的图形。根据这些数值以及上一节的液化试验资料, 就可确定引起坝体单元液化或达5%应变所需的动剪应力(抗液化强度)。

在动力分析中首先要求知道的是将来可能发生的地震震级和烈度, 这在目前的科学水平上还是不能解决的, 迄今为止还没有搜集到可供计算用的地震记录资料。根据设计要求应当分析该坝在震级为6级左右, 烈度大约为7°~8°地震情况下的抗震稳定性。在没有当地地震曲线的情况下, 不得不借用其它地方发生的地震曲线, 并在其中作出合理的假设。为了动力分析, 我们采用了两种地震曲线作为基底输入地震, 一种是1976年8月31日11时在著名的唐山

*坝体系统是指坝体本身与库内矿泥所组成的结构系统的总称, 以下同。

地震时于迁安记录的一次强余震(冲击型的,见图10),另一种是1976年8月15日四川松潘地震时记录的地震曲线(振动型的,因节省篇幅,图从略)。唐山地震曲线的卓越周期为0.14s,松潘地震曲线的卓越周期为0.12s。每种曲线都把最大加速度调整到0.2g和0.4g(g 为重力加速度),每种曲线都振动10s。根据我们多次试算,发现基岩的卓越周期对坝体反应的影响很大。按照原曲线的卓越周期计算往往得出较小的反应量,后来就根据顾挺堡(Gutenberg)和李契脱(Richter)的研究结果^[7],结合坝址的现场情况,对这两种曲线的卓越周期也作了适当调整。按照他们的研究,基岩的地震卓越周期与该处距震中的距离有关。对于震级从5.5到6.5的地震,卓越周期与震中距离的关系见表2。

表2

震中距离 (km)	0~51 50	51~101 100	101~151 150	151~201 200	201~250 250
卓越周期 (s)	0.25	0.3	0.4	0.4	0.6

这些卓越周期值绘于图11上,横坐标为每一震中距离范围的平均值。西特认为,这些结果对震级 $M=6$ 的地震有理由认为是有代表性的^[8]。因此,我们结合坝址具体情况,按照图11,把唐山地震曲线的卓越周期从0.14s调整到0.28s,把松潘地震曲线的卓越周期从0.12s调整到0.24s。把卓越周期调整得过大是没有必要的、不合理的,因为距震中距离太大,烈度要大大减小,不符合7~8°的实际情况。

分析证明,坝体系统对唐山曲线的反应略为强烈(主要是由于该曲线的周期比起松潘曲线的周期更接近于坝体系统的自振周期0.7s之故),因此,为偏于安全起见,下面只采用唐山余震曲线的反应结果进行液化稳定分析。

在图12上示有当输入最大加速度为0.2g时某些单元的剪应力时程曲线。对于最大加速度为0.4g的情况也得到了类似的反应曲线。

在图13和图14上示有当最大加速度为0.2g和0.4g时坝体系统内的平均动剪应力 $\tau_{av} = 0.65(\tau_{xy})_{max}$ 的值,这里 $(\tau_{xy})_{max}$ 表示每一单元在地震过程中产生的最大的水平动剪应力

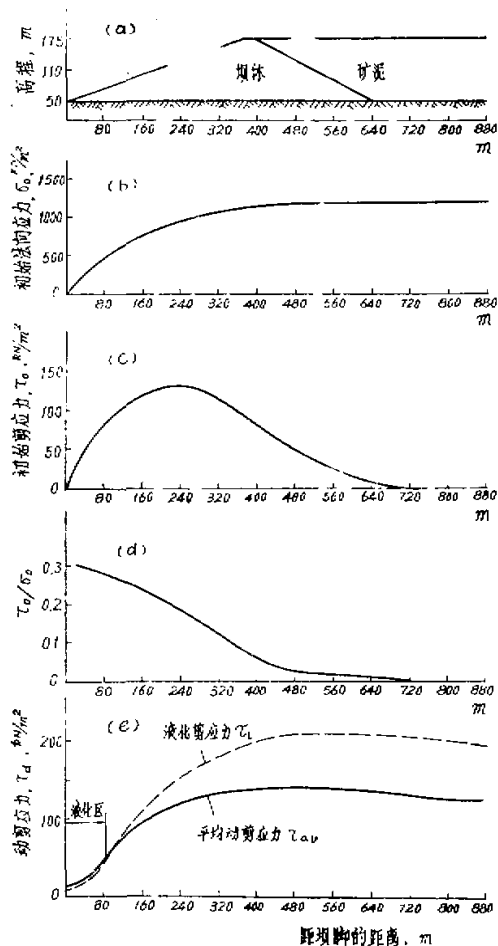


图9 尾矿坝底面的静应力条件

值。为了判断液化和每一单元的抗液化安全系数，必须用到这些平均应力。

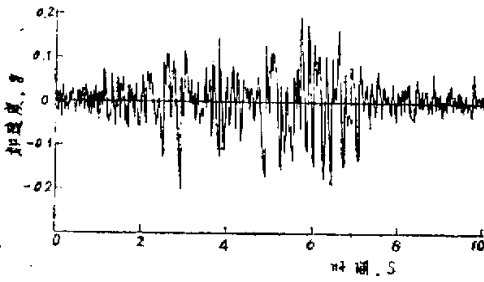


图10 唐山地震曲线

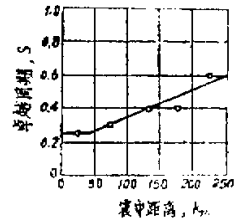


图11 基岩卓越周期与震中距离的关系(震级 ≈ 6 级)

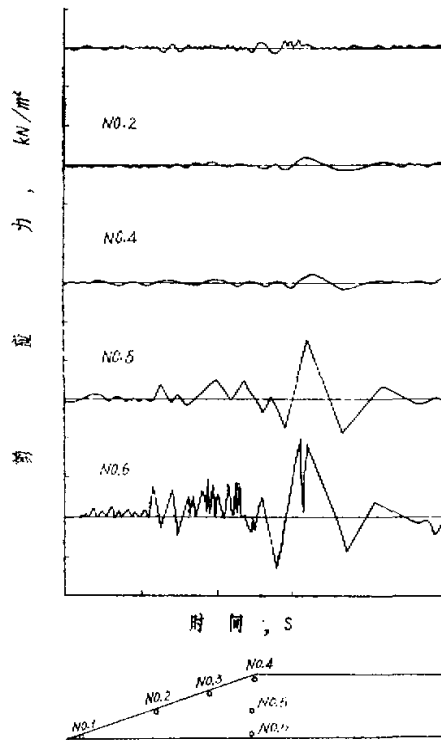


图12 当输入最大加速度为 $0.2g$ 时坝体系统的剪应力时程曲线

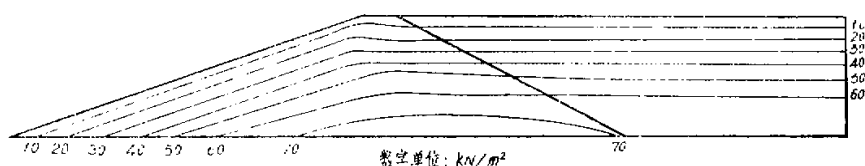


图13 当输入地震最大加速度为 $0.2g$ 时坝体系统内的 $0.65(\tau_{xy})_{\max}$ 等值线。

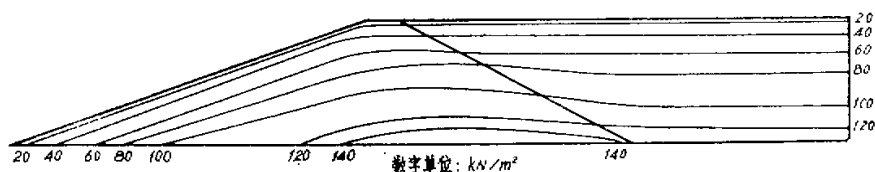


图14 当输入地震最大加速度为 $0.4g$ 时坝体系统内的 $0.65(\tau_{xy})_{\max}$ 等值线

四、等效周数的确定

求得了每一单元的动应力时程曲线后,下一步就是如何利用这些曲线进行液化分析。从图12看出,坝体内由于地震引起的动剪应力是不规则的,不可能直接将它们与室内液化试验的资料进行比较,因为室内试验是用均匀的即等幅值的动应力来进行的。因此,为了比较,目前总是将地震剪应力时程曲线变换为等效的均匀应力(即等幅值的)时程曲线。近年来,国外曾经提出过多种变换方法^[9,10],这些方法都带有一定的任意性。我们认为,西特的方法切实可行^[10],并有比较成熟的经验。按照该法对于具体的剪应力时程曲线,采用适当的加权方法,可取幅值为 τ_{av} 、振动周数为 N_{eq} 的均匀应力时程曲线使与不规则应力时程曲线等效。均匀应力幅值 τ_{av} 是可任意取的,但取定后只有一种与它对应的 N_{eq} 。如果均匀应力的幅值取为 $0.65\tau_{\max}$,则根据对许多次地震进行分析所积累的经验,等效周数与震级或震动持续时间有关,如表3所示^[11]。

此外,西特和依德列斯(Idriss)对震级为5.3~6.3、最大加速度范围为 $0.07\sim 0.48g$ 的14次地震进行了详细的分析,求得对应于 $0.65\tau_{\max}$ 的等效周数 N_{eq} 的平均值为3.9次。

我们根据动力分析求得的单元的剪应力时程曲线,采用西特的方法,并用其它方法^[9]作了校核,综合考虑了德兴坝址可能产生的地震情况(震级、震动持续时间),初步求得本情况对应于均匀应力 $0.65\tau_{\max}$ 的等效周数 N_{eq} 为4~5次。

表3 震级与对应于 $0.65\tau_{\max}$ 的 N_{eq} 的关系

震 级	N_{eq}	持续时间(s)
5.5~6	5	8
6.5	8	14
7	12	20
7.5	20	40
8	30	60

五、液化和地震稳定分析

(一) 液化分析

为了评价坝体系统液化可能性,我们采用了“剪应力对比法”,也就是将地震引起的平均剪应力 τ_{av} 与试验获得的液化剪应力 τ_L (抗液化强度)进行比较,在分析中,假定孔隙水封闭在土体内,不能向边界排水,亦即其条件与室内液化试验的条件一样。如果某单元的 $\tau_{av} > \tau_L$, 则该单元液化; 如果 $\tau_{av} < \tau_L$, 则该单元不液化。采用了下式定义每一单元的抗液化安全系数:

$$(F_s)_L = \frac{N \text{ 周内引起液化或 } 5\% \text{ 应变所需的均匀剪应力 } \tau_L}{N \text{ 周内地震引起的平均剪应力 } \tau_{av}} \quad (1)$$

本情况中的 N 即等效周数 N_{eq} , 取 5 周。这样,上式分子中的 τ_L 可以根据每一单元的具体情况(初始法向应力 σ'_0 、初始剪应力 τ_0 以及 $\alpha = \tau_0/\sigma'_0$)从图 5 或图 8 中查得,公式(1)中分母的 τ_{av} 即为动力分析中求得的每一单元的 $0.65(\tau_{xy})_{max}$, 在图 13 和图 14 上示有等值线。对每一单元进行计算,求得的安全系数绘在图 15 和图 16 上。

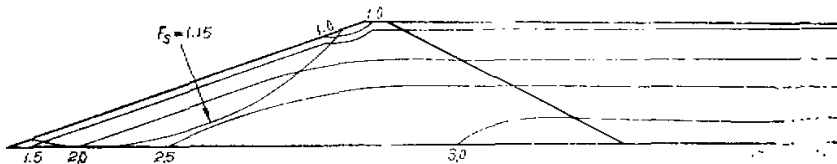


图 15 当输入地震最大加速度为 $0.2g$ 时坝体系统内的抗液化安全系数等值线

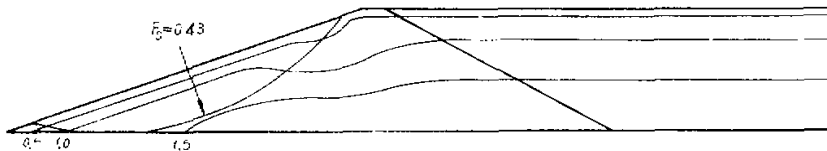


图 16 当输入地震最大加速度为 $0.4g$ 时坝体系统内的抗液化安全系数等值线

由图 15 看出,当用唐山地震曲线输入且最大加速度 $a_{max} = 0.2g$ 时,尾矿坝只有个别的单元(坝顶和坝肩的第 4、第 67、第 72 以及第 80 单元)的抗液化安全系数小于 1, 因此只在坝肩的浅层范围内发生液化。坝体的大部分都不发生液化,而且抗液化安全系数都在 $1.5 \sim 3.0$ 的范围内。由此推知,当发生 8 度地震时($a_{max} = 0.2g$), 只要没有大量渗水, 坝体基本稳定, 只在坝顶坡肩的浅层范围液化, 可能有小规模的小溜坡, 这种局部的、小范围的液化不致影响坝体的整体稳定性。可以推断, 当发生 7 度地震时($a_{max} = 0.1g$), 由于坝体对地震的反应量要小得多, 所以坝体是不会液化的因而是稳定的。

由图16看出,当输入地震的最大加速度 $a_{\max} = 0.4g$ 时,沿着坝坡面和坝顶面以下 30~50m 范围内的抗液化安全系数都小于 1,亦即在该范围内普遍发生液化,以坝肩附近的液化层为最深,达50多米。可以想像,这一部分尾矿材料可能顺着坡面迅速向下奔流,造成大规模的滑坡。应当指出,在这情况下,坝体内即使没有达到液化的区域,由于它们的抗液化安全系数不大,一般只有 1.0~1.5 左右,估计孔隙水压力也较高,抗剪强度必然大大减小,坝体稳定性也是很低的。由此得出结论,该尾矿坝不能抵抗 $a_{\max} = 0.4g$ 的输入地震(相当于 9 度地震)。

以上是用唐山地震曲线输入时所作出的分析结果,如果用松潘地震曲线或其它地震曲线输入时,液化的范围和分布情况,可能会有差别,但估计从定性的要求来说是不致有大的差别的,鉴于目前科学水平还不能够预测将来要发生的地震曲线形状,所以分析的结果也只能算是定性的。

(二)孔隙水压力分析

用有效应力原理将振动孔隙水压力与动力反应分析有机地结合起来的二维分析方法,目前仍属萌芽阶段。本文所采用的是总应力动力分析法,不能求出每一时段的孔隙水压力及其增长和发展的情况,但是,根据我们用计算所得的反应量以及室内试验获得的孔隙水压力随着振动周数的关系,可以估计出地震结束时坝体内每一单元的孔隙水压力。

图17表示坝体材料采用动力三轴液化试验求得的孔隙水压力增长曲线。纵轴 u/σ'_m 表示振动孔隙水压力与平均初始有效应力 $(\sigma'_{1c} + \sigma'_{3c})/2$ 之比值,横轴 N/N_L 表示振动周数与初始液化(或达 5% 应变)所需周数的比值。实测了 $K_c = 1 (\alpha = 0)$ 和 $K_c = 1.76 (\alpha = 0.25)$ 两种初始应力条件。对于其它初始应力条件,可用内插法求得。

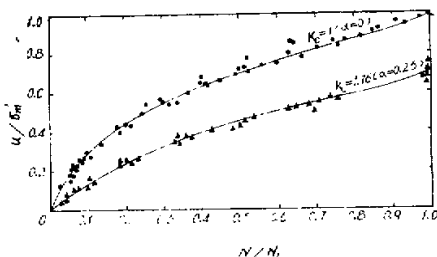


图17 动三轴液化试验时的孔隙水压力增长曲线

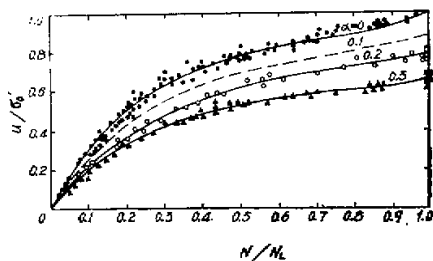


图18 动单剪液化试验时的孔隙水压力增长曲线

图18表示尾矿采用动力单剪试验求得的孔隙水压力增长曲线,纵轴 u/σ'_{v0} 表示振动孔隙水压力与初始垂直有效应力之比值,横轴的意义同前,实测了 $\alpha = 0, 0.2, 0.3$ 三种初始应力条件,图中 $\alpha = 0.1$ 的曲线是内插求得的。

比较图17和图18的曲线,可见孔隙水压力上升的趋势是一致的。

通过反应分析求得平均动剪应力 τ_{av} 以及通过静力分析求得的初始应力条件 $(\sigma'_{zs}, \sigma'_{zs}, \tau_{zs})$,利用图2和图6的液化试验曲线,就可求得坝体系统每一单元的液化(或达 5% 应变)周数 N_L ,将等效周数 N_{eq} 除以 N_L ,得 N_{eq}/N_L ,利用图17或图18的曲线,就可查出每一单

元产生的振动孔隙水压力。当然,用这样的方法只能是近似的,大致的,最好的方法是采用有效应力的动力分析。

在图19上示有当输入地震加速度为 $0.2g$ 时坝体内的孔隙水压力等值线,在图20上示有当输入地震加速度为 $0.4g$ 时的孔隙水压力等值线。可以看到孔隙水压力大致的分布情况。

最后指出,关于计算孔隙水压力的公式目前已有多个^[12~14]。在第十三届国际大坝会议上(1979,新德里),波拉脱(Prater)和斯脱特尔(Studer)曾经提出过下列公式作为砂壳坝的孔隙压力计算:

$$\frac{u}{\sigma} = \frac{N_{eq}}{N_L} \quad (2)$$

式中 σ —— 初始垂直有效应力;

u —— 孔隙水压力。

我们认为,该式是简单的,作为近似计算是可取的。

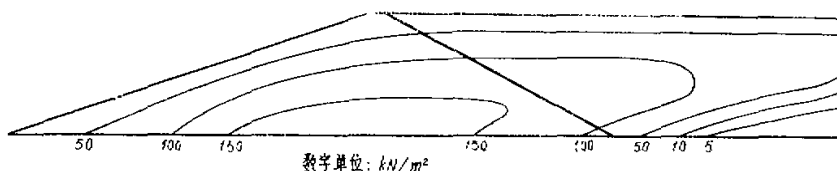


图19 当输入地震加速度为 $0.2g$ 时坝体内的孔隙水压力等值线

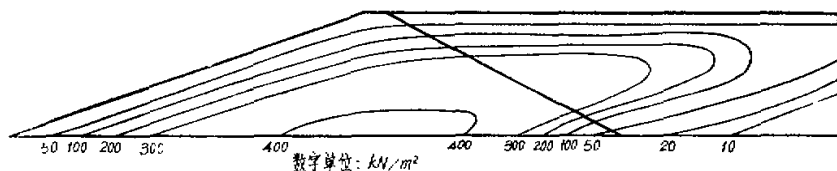


图20 当输入地震加速度为 $0.4g$ 时坝体内的孔隙水压力

(三) 坝体稳定分析

为了定量地说明坝体的稳定性,在求得每个单元的孔隙水压力后,考虑到孔隙水压力的影响,对坝体进行一般的圆弧滑动稳定分析。分析表明,当 $a_{max} = 0.2g$ 时(8度地震),坝体的抗滑稳定安全系数 $F_s = 1.15$,当 $a_{max} = 0.4g$ 时(9度地震), $F_s = 0.43$ 。相应的计算滑动面见图15和图16。

六、结 论

1. 德兴铜矿4号尾矿坝(外推法)在8度地震($a_{max} = 0.2g$)情况下仅在坝坡面个别单元(在高程117m处以及高程163m处)发生浅层液化。其它单元的抗液化安全系数都远大于1,振动孔隙水压力远小于初始有效压力,抗滑安全系数大于1,所以该坝在8度地震下是基本稳

定的, 仅在局部坝面有可能液化和溜坡现象。

可以推断, 在7度地震($a_{\max}=0.1g$)情况下该坝更为稳定。

在9度地震($a_{\max}=0.4g$)情况下, 沿着坝坡面和坝顶面以下30~50m范围内普遍发生液化(包括库内矿泥在内), 以坝肩附近的液化层为最深, 达50多米, 其它单元即使不液化但抗液化安全系数也只有1.0~1.5, 孔隙水压力较大, 抗滑安全系数远小于1。因此, 可以作出结论, 该坝在9度地震作用下是不稳定的。为了防止发生液化, 必需加强排水措施, 降低坝体内浸润线。

2. 本文是采用的总应力法动力分析。用上述方法求出的孔隙水压力是近似的, 估计的, 可作为参考。正确合理的分析有待于有效应力的动力分析。

3. 本文的研究工作尚未考虑到液化的逐渐发展过程以及孔隙水压力增长对坝料性状的影响。下一步工作, 应当进一步探求孔隙水压力的增长规律, 采用有效应力的动力分析方法计算孔隙水压力的产生和发展过程、液化区域的扩展过程, 更进一步的还需考虑孔隙水压力的消散扩散过程, 以便更精确地决定液化区域和分析坝体的地震稳定性。

本研究工作是对德兴铜矿4号尾矿坝外推法进行的, 研究成果也可供条件类似的其它尾矿坝设计参考。

参 考 文 献

- [1] Seed, H. B., Idriss, I. M., Lee K. L. and Mukdisi, F. I., Dynamic Analysis of the Slide in the Lower San Fernando Dam during the Earthquake of February Sept., 1971, Proc. ASCE, Vol. 101, No. GT9, 1975.
- [2] Seed, H. B., Lee, K. L. and Idriss, I. M., Analysis of Sheffield Dam Failure, Proc. ASCE, Vol. 95, No. SM6, 1969.
- [3] Carrera, E., Shieh, W. Y., Kleiner, D. E. and Huang, R. J., Investigations of the Guri Embankment Dams under Seismic Loading, Thirteenth International Congress on Large Dams, Vol. I, New Delhi, India, 1979.
- [4] 刘颖等, 陡河水库土坝砂基液化动力分析, 中国科学院工程力学研究所研究报告78-020, 1978年3月。
- [5] 姜朴, 尾矿砂的动力特性(一), 华东水利学院情报室, 1980年9月。
- [6] 徐志英、沈珠江, 高尾矿坝的静、动应力非线性分析与地震稳定性, 华东水利学院学报, 1980年第4期。
- [7] Gutenberg, B. and Richter, C. F., Earthquake Magnitude, Intensity, Energy and Acceleration (Second Paper), Bulletin of the Seismological Society of America, Vol. 46, No. 2, April, 1956.
- [8] Seed, H. B., Idriss, I. M. and Kiefer, F. W., Characteristics of Rock Motions during Earthquakes, Proc. ASCE, Vol. 95, No. SM5, 1969.
- [9] Annaki, M. and Lee, K. L., Equivalent Uniform Cycle Concept for Soil Dynamics, Proc. ASCE, No. GT6, 1977.
- [10] Seed, H. B. et al., Representation of Irregular Stress Time Histories by Equivalent Uniform Stress Series in Liquefaction Analyses, Report No. EERC75-29, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, Calif., Oct., 1975.
- [11] Martin, P. P. and Seed, H. B., Simplified Procedure for Effective Stress Analysis of Ground Response, Proc. ASCE, Vol. 105, No. GT6, 1979.

- [12] Martin, G. R., Finn, W. L. and Seed, H. B., Fundamentals for Liquefaction under Cyclic Loading, Proc. ASCE, Vol. 101, No. GT5, 1975.
- [13] 南京水利科学研究所, 砂土动力液化变形的有效应力分析方法, 1978年5月.
- [14] Prater, E. G. and Studer, J., Some Considerations on the Seismic Behaviour of Rock-fill Dams, Thirteenth International Congress on Large Dams, Vol. I, New Delhi, India, 1979, pp. 1097~1113.

Liquefaction and Stability Analysis of a High Tailing Dam under Earthquake Excitation

Xu Zhi-ying

(East China College of Hydraulic Engineering, Nanjing)

Shen Zhu-jiang

(Nanjing Hydraulic Research Institute)

Abstract

In this paper the seismic stability of No. 4 tailing dam at Dexing Copper Mine is studied. Both static and dynamic response analyses have been carried out using nonlinear finite element technique. In these analyses the experimental data obtained from laboratory triaxial test of tailing materials and two bed rock accelerographs recorded during Tangshan and Songpan earthquakes and scaled to the maximum accelerations of 200 and 400 gal respectively were used.

In addition, a simplified method of evaluating the earthquake-induced pore pressure is given to predict the liquefaction potential of soil elements in the various parts of dam.