

尾矿坝地震液化简化判别法

高艳平 王余庆 辛鸿博

(冶金工业部建筑研究总院, 北京, 100088)

文 摘 本文通过对 3 种坝高、五种剖面刚度、4 条输入地震动及 3 个输入加速度峰值共计 60 个工况的尾矿坝所进行的二维地震反应分析的结果进行统计分析, 得出了适合类似于大石河尾矿坝等上游筑坝法尾矿坝沉积滩表面加速度放大系数简化计算式, 对坝体内土中剪应力折减系数也给出了建议值, 从而可以简化计算坝体沉积滩内的地震剪应力。在此基础上, 结合 Seed 的液化简化判别公式, 提出了一个新的尾矿坝地震液化的简化判别法。

关键词 尾矿坝, 液化, 加速度放大系数, 简化判别法

1 前 言

H. B. Seed 等根据震害经验, 提出了水平场地砂土液化的判别方法^[1]。该法剪应力估计的基本过程是:

$$(\tau_{\max})_r = \frac{\gamma h}{g} a_{\max} \quad (1)$$

$$(\tau_{\max})_d = \gamma_d \cdot (\tau_{\max})_r \quad (2)$$

式中 $(\tau_{\max})_r$ 为假设土柱是一刚体时深度 h 处由地表最大加速度 $a_{\max}$ 引起的最大剪应力, 但由于土柱是变形体, 故其实剪应力为 $(\tau_{\max})_d$, γ_d 为折减系数, Seed 的统计范围如图 1 所示。

这一方法, 北美已用于尾矿坝坝体的液化分析, 应用中 $a_{\max}$ 取地面加速度值。然而尾矿坝是二维问题, 因此能否应用上述简化法或如何进一步改进是值得研究的课题。姜涛等^[2]通过对一些尾矿坝在输入加速度峰值不同条件下的计算结果进行了研究, 将距离折减系数 γ_s 引入式 (3), 从而使之适用于尾矿坝, 其平均剪应力可用下式求得:

$$\tau_{av} = 0.65 \cdot \frac{\gamma h}{g} \cdot a_{\max} \cdot \gamma_d \cdot \gamma_s \quad (4)$$

姜涛等给出了统计的离坝顶不同距离处的 γ_d , γ_s 值。但对于式 (4) 中的 $a_{\max}$ 如何确定, 只给出了加速度放大系数的范围。因此该法虽简单实用, 但由于加速度放大系数中未考虑坝高、坝体刚度及输入地震波的影响, 很难正确估计不同计算条件下尾矿坝坝顶的加速度放大系数。本文将在不同计算条件下, 讨论这些因素的影响, 并提出可以考虑多种因素的尾矿坝地震液化简化判别法。

2 建立尾矿坝地震液化简化判别法的新思路

由于坝的二维问题是一个复杂多变、计算量大的课题。本文以一个典型的上游法尾矿坝为基础，选取不同时期坝高对应的不同剖面，并改变其刚度进行地震反应分析，进而提出适合于类似坝的地震液化判别法。研究步骤如下。

(1) 取典型的大石河尾矿坝在 1976 年、1978 年及 1990 年的三个剖面（图 2）为基本剖面，其坝顶高度分别是 48、68 及 78m。在此基础上增加剖面 4（剖面用剖面 1，刚度取其一半）及剖面 5（剖面用剖面 1，刚度取其两倍。）各剖面的初始自振周期分别为 0.613，0.84，0.962，0.869 及 0.431s，滩长均取 300m。输入地震波共选 4 条：其中一条是大石河尾矿坝场地地震危险性分析的反应谱拟合的人工地震波，卓越周期为 0.16s。其余三条均是实际记录的地震波，其卓越周期分别是 0.18，0.34 及 0.55s。输入波最大加速度分别调整为 0.1g，0.2g 及 0.3g。对以上所述的 60 种组合进行地震反应分析，根据计算结果统计出坝顶加速度放大系数的简化计算公式。

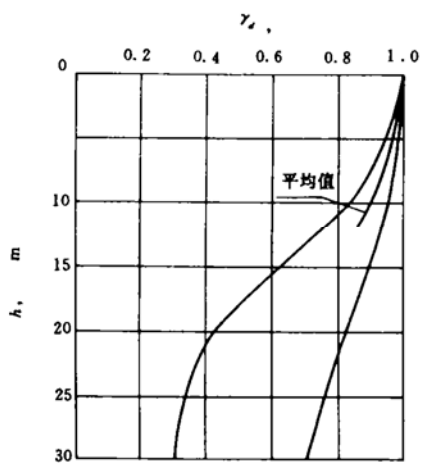


图 1 Seed 统计的 γ_d 分布范围图

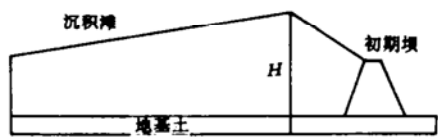


图 2 计算剖面示意图

(2) 在以上 60 种组合计算结果基础上，研究沉积滩表面加速度放大系数的变化规律，并给出相对于坝顶的折减系数 γ_k 。

(3) 统计沉积滩任一剖面土柱中剪应力折减系数 γ_d 的分布规律，并提出建议的系数值。

(4) 提出尾矿坝沉积滩表面加速度峰值 A'_m 的简化计算公式，结合 Seed 等提出的现场抗液化强度计算公式，提出尾矿坝地震液化简化判别法。

3 尾矿坝坝顶加速度放大系数的研究

尾矿坝坝顶加速度放大系数 K 为坝顶加速度峰值 A_{Tm} 与输入地震动的加速度峰值 A_m 之比，即 $K = A_{Tm} / A_m$ 。

3.1 坝顶加速度放大系数的单因素回归分析

本文先在计算结果的基础上,对加速度放大系数 K 进行了单因素回归分析,结果发现,当其余因素一定的条件下,对于某一单因素,有以下规律。

(1) K 值随周期比 T_p (地震波卓越周期 T_E 与坝体初始自振周期 T_o 之比) 的增大呈线性增加。

(2) K 值随尾矿坝高度增加而呈线性减小,这个结论只有当坝体为均匀坝或刚度变化不大时才成立。

(3) K 值随尾矿坝坝体初始刚度的增加 (即初始自振周期 T_o 减小) 而呈线性增加。

(4) K 值随输入加速度峰值 A_m 的增加而呈线性减小。

3.2 坝顶加速度放大系数的多因素回归分析

以上针对某一特定条件的单因素一元回归分析,所有统计结果的相关系数均大于 0.95,表明相关性很好。但为了求得不同条件时的坝顶加速度放大系数,就需要进行多因素回归分析。首先考虑输入加速度峰值 A_m 相同时的规律,取下面的形式进行统计。

$$K = a_1 + a_2 T_p + a_3 T_o + a_4 H$$

对于 $A_m = 0.1g$ 有

$$K = 1.7321 + 1.3272 T_p - 1.5576 T_o + 0.0086 H \quad r = 0.99 \quad (5)$$

对于 $A_m = 0.2g$ 有

$$K = 1.6321 + 0.7889 T_p - 1.7222 T_o + 0.0093 H \quad r = 0.98 \quad (6)$$

对于 $A_m = 0.3g$ 有

$$K = 1.4996 + 0.5058 T_p - 1.6793 T_o + 0.0096 H \quad r = 0.96 \quad (7)$$

从式 (5) ~ (7) 可以看出,这种形式的统计相关系数很高,为了在统计式中将 A_m 也统计进去,本文采用下式统计:

$$K = a_1 + a_2 T_p + a_3 T_o + a_4 H + a_5 A_m$$

统计结果如下:

$$K = 2.2252 + 0.9277 T_p - 1.6702 T_o + 0.0095 H - 3.1260 A_m \quad r = 0.96 \quad (8)$$

为了进一步提高相关系数,可以分析前三个不同 A_m 的统计式,可以看出, a_3 及 a_4 相差不大,而 a_1 及 a_2 的值与 A_m 有线性关系,故用下式进行统计:

$$K = a_1 + a_2 T_p + a_3 T_o + a_4 H + a_5 A_m + a_6 T_p \cdot A_m$$

统计结果如下:

$$K = 1.8487 + 1.8042 T_p - 1.6890 T_o + 0.0097 H - 1.3604 A_m - 4.0868 A_m \cdot T_p \quad r = 0.97 \quad (9)$$

可见相关系数有所提高。对于一般位于基岩上的尾矿坝,地震动将从基岩输入,研究表明,基岩场地的地震波卓越周期 T_E 一般在 0.1~0.3s 之间,如取平均值 0.2s 代入式 (9),可得

$$K = 1.8487 + 0.3608 / T_o - 1.6890 T_o + 0.0097 H - 1.3604 A_m - 0.8173 A_m / T_o \quad (10)$$

因此,对于输入地震动卓越周期未知的基岩场地尾矿坝,也可用式 (10) 简化估计坝顶加速度放大系数。

4 沉积滩相对于坝顶加速度的衰减规律

就沉积滩的加速度放大系数而言，大部分均小于坝顶，但其衰减规律亦是一个十分复杂的问题。本文对这一问题作简化处理，即求其相对于坝顶衰减值的平均值 γ_k 。

图 3 为所有 60 种计算数据的综合图与平滑平均值，可以看出，沉积滩的加速度放大系数大部分均较坝顶减小，且随离坝顶距离的增加逐渐减小，本文计算的平均值如表 1。

表 1 沉积滩加速度放大系数与坝顶放大系数比 γ_k

距 离 (m)	坝 顶	50	100	150	200	250	300
放大系数比 (γ_k)	1	0.90	0.85	0.81	0.79	0.77	0.76

5 动剪应力折减系数 γ_d 的分布规律

按定义 $\gamma_d = \tau_{\max} \cdot g / \gamma h \cdot a_{\max}$ ，本文以距离坝顶水平距离分别为 5m、50m、150m 及 250m 处沉积滩剖面分别计算各种组合（包括不同坝高、不同刚度、不同卓越周期地震波）的 γ_d ，求其平均值。计算中 $a_{\max}$ 是柱状剖面表面的值，不同于姜涛等^[2]的定义。具体计算结果见图 4~7。从 γ_d 离散点的分布来看，已超出了 Seed 等的统计范围，与姜涛等计算的点分布较一致。但姜涛等的处理办法是： γ_d 仍沿用 Seed 的统计结果，实际计算结果与 Seed 值的差别用 γ_s 表示。本文将用另一思路即用实际的 γ_d 值。从图中可以看出， γ_d 的计算值分布范围虽然比较宽，但还是有一致的规律性。随着深度的增加， γ_d 的平均值有规律的减小。如将坝顶不同距离处的 γ_d 随深度变化的平均曲线绘于一张图上（图 8）。可以看出，随着距坝顶距离的增加， γ_d 值总体也减小。

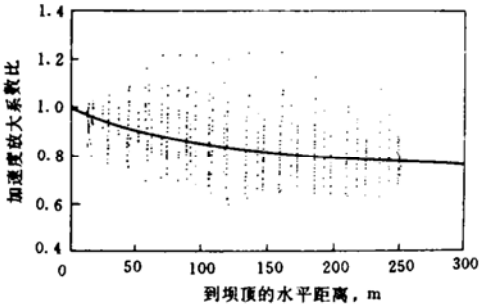


图 3 沉积滩表面加速度放大系数衰减图

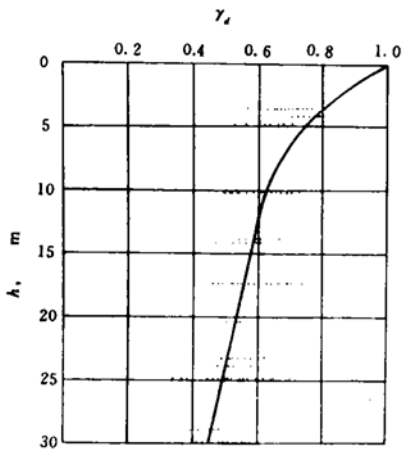
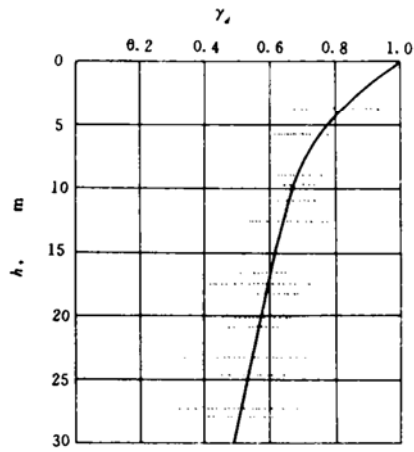
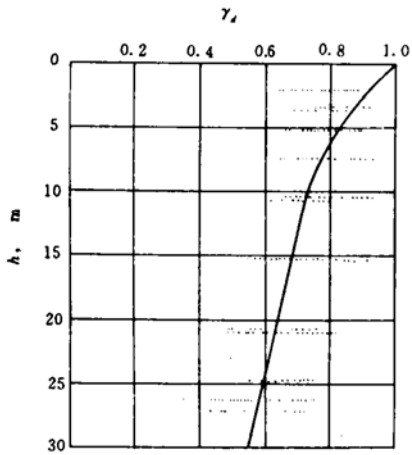
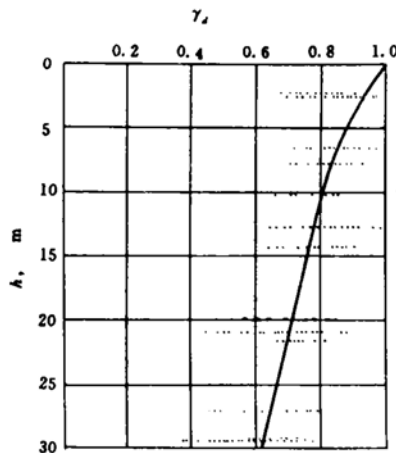
从以上计算可以得出类似于大石河的沉积滩 γ_d 的建议值如下：

表 2 沉积滩不同剖面 γ_d 的建议值

深度 (m) \ 距离 (m)	5	10	15	20	25	30
5	0.74	0.63	0.58	0.53	0.49	0.45
50	0.77	0.67	0.62	0.58	0.53	0.49
150	0.83	0.74	0.68	0.64	0.59	0.55
250	0.87	0.80	0.75	0.70	0.65	0.62

6 液化简化判别法的提出

对于与大石河尾矿坝类似的坝，液化简化判别的过程可采用如下步骤。

图4 距离坝顶 5m 处的 γ_d 分布图图5 距离坝顶 50m 处的 γ_d 分布图图6 距离坝顶 150m 处的 γ_d 分布图图7 距离坝顶 250m 处的 γ_d 分布图

6.1 估计坝内各点的动剪应力

(1) 根据基本烈度或加速度峰值衰减关系, 可确定输入加速度峰值 A_m , 根据已知的反应谱或已有的卓越周期衰减关系, 可求出地震波的卓越周期 T_E 。

(2) 简化估计坝体初始自振周期 T_o , 即 $T_o = 2.62H \sqrt{\frac{\rho}{G_o}}$, 其中 ρ 是土坝的平均密度, G_o 是平均最大剪切模量。然后求出周期比 $T_p = T_E / T_o$ 。

(3) 将 A_m , T_p , T_o 及坝高 H 代入式 (9) 或式 (10), 求得坝顶加速度放大系数 K , 乘以输入加速度峰值 A_m 得出坝顶加速度 A_{Tm} , 然后再乘以表 1 的距离衰减系数 A'_m 及 $0.65\gamma h/g$ 得出各深度点的平均动剪应力 τ_{av} , 即

$$\tau_{av} = 0.65 \frac{\gamma h}{g} \cdot A_m \cdot \gamma_k \cdot \gamma_d \cdot K \quad (11)$$

6.2 坝内相应点的抗液化强度

对于简化判别, 目前大都利用现场标贯值直接估计抗液化强度, 此方法是 Seed 等人提出来的。其步骤如下。

(1) 将现场标贯击数 N 换算为 $(N_1)_{60}$, 再从 Seed 等给出的相当于 7.5 级的 $(N_1)_{60} - \tau_e/\sigma_v$ 关系图上, 查找出相当于水平场地的抗液化剪应力比。 τ_e 为抗液化剪应力, σ_v 为上覆压力。

(2) 进行震级修正, 即 $(\tau_e/\sigma_v)_M = (\tau_e/\sigma_v)_{7.5} \cdot \gamma_m$, γ_m 为震级修正系数。

(3) 粘粒含量修正可参考 Seed1984 年提出的修正方法, 即粘粒含量 $P_c = 0 \sim 5$, $\Delta N_1 = 0$; $P_c = 5 \sim 10$, $\Delta N_2 = P_c - 5$; $P_c > 10$, $\Delta N_1 = 0.1P_c + 4$ 。

(4) 非自由场修正, 即抗液化剪应力乘以修正系数 K_α , α 为非自由场地的初始静剪应力与上覆有效压力之比, 即 $\alpha = \tau/\sigma_{vo}$, α 可用简化公式计算, 亦可由非线性静力分析给出。 α 的简化计算公式为^[3]

$$\alpha = \frac{2 \frac{x}{z} + (\operatorname{tg} \alpha_1 - \operatorname{tg} \alpha_2)}{(\operatorname{tg} \alpha_1 - \operatorname{tg} \alpha_2) \frac{x}{z} - 2 \operatorname{tg} \alpha_1 \operatorname{tg} \alpha_2} \xi \quad (12)$$

式中 x , z , α_1 , α_2 的定义见图 9, $\xi = 1 - \sin \varphi'$, φ' 为土的有效摩擦角。

(5) 上覆压力的修正, 即抗液化强度乘以修正系数 K_σ , K_σ 及上节 (4) 中的 K_α 的取值见文献 [5]。

综上所述, 抗液化强度可表示为

$$(\tau_e)_{pc} = (\tau_e/\sigma_v)_{7.5, pc} \cdot \sigma_v \cdot \gamma_m \cdot K_\alpha \cdot K_\sigma \quad (13)$$

当有不同 K_c 的室内三轴资料时, 也可根据 Seed 等提出的地震震级与循环数 N_f 的关系, 得出破坏面上周期剪应力比及法向应力的关系, 即 $\tau_e = f(\sigma_{fc}, \alpha)$ 。应用此方法时, 应该考虑 C_r 及相对密度 D_r 的修正。

6.3 液化判别

将地震引起的动剪应力 τ_{av} 与抗液化强度 τ_e 相比较, 可得抗液化安全系数 $F_l = \tau_e/\tau_{av}$, 若 $F_l \leq 1$, 则可判为液化, 反之为不液化。

7 计算实例

7.1 动剪应力计算实例

用本文提出的公式与数据, 对大石河尾矿坝 1976 年剖面用模拟的 1976 年唐山 7.8 级地震大石河尾矿坝场地的地震波^[4], 对距坝顶 5m 处沉积滩的剖面进行计算, 有关参数如下: 峰加速度 $A_m = 0.116g$; 地震卓越周期 $T_E = 0.26s$; 周期比 $T_p = 0.423$; 坝体初始自振周期 $T_o = 0.615s$; 坝高 $H = 48m$; 容重 $\gamma = 19kN/m^3$; 研究剖面至坝顶距离 $D = 5m$, 模拟的输入地震动是由确定性方法用衰减关系求得的基岩加速度峰值及反应谱而合成的人工地震波。

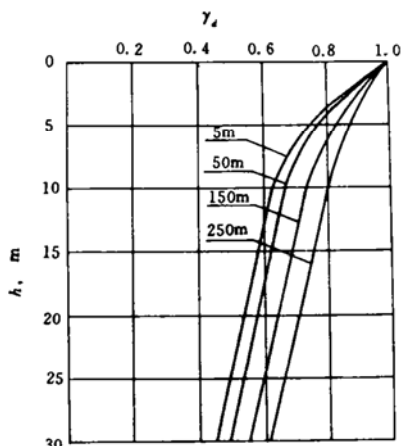


图8 统计的 γ_d 分布范围图

将上述参数代入 (10)、(11) 式及表 1, 2, 可以得出简化计算的各深度动剪力 τ_{av} , 与地震反应计算的结果相比可发看出, 结果相当接近。

表 3 简化法与二维计算动剪应力 τ_{av} 的对比

深度 (m)		1.25	5.75	12.625	17.50	20.125	23.25	27.25	30.75
衰减系数 γ_d		0.93	0.74	0.64	0.60	0.75	0.55	0.51	0.48
τ_{av} (kPa)	简化法计算值	2.51	9.20	17.46	22.69	24.79	27.63	30.04	31.90
	二维计算值	3.43	7.93	17.37	22.03	24.99	27.93	30.85	32.81

7.2 液化判别计算实例

液化计算的剖面选取大石河尾矿 1976 年剖面距坝顶 280m 处的剖面, 有关参数如下: $D=280\text{m}$, $A_m=0.116g$; $T_E=0.26\text{ s}$, $T_0=0.613$; $T_p=0.423$; $r=19\text{kN/m}^3$, 将以上数据代入式 (9), 关通过表 1 及表 2 的插值计算出剖面深度的平均动剪应力值, 除以上覆盖有效应力得出剖面简化计算的动剪应力比值, 如图 10 中的 CSR (2D-S) 线。

简化分析的抗液化剪应力比采用前述的现场标贯值导出的值。这里先确定剖面中各深度的初始剪应力比值 α , α 的计算采用式 (12), 计算结果表明, α 均小于 0.02。这是由于沉积滩坡度很小 (只有 1.5°) 的原因。因此, 抗液化剪应力比值可不考虑 K_σ 的修正而直接采用参考文献 [7] 中导出的该剖面一维的抗液化剪应力比值, 该值已进行了震级, K_σ 及粘粒含量等的等的修正, 这组数绘成图 10 中的 CRR (SPT) 线。

为了进行对比, 本文把二维有限元动力计算的结果也列于图 10 中, 其中 CSR (2D-A) 线表示二维计算直接给出的平均动剪应力值, CRR (TEST) 为室内动单剪试验 (砂土) 及动三轴试验 (轻亚粘土) 给出的强度值, 已进行过相对密度 D_r 的修正, 三轴试验值还进行过 C_r 的修正。

从以上两组不同方法给出的液化判别结果来看, 趋势是一致的, 结果也吻合 1976 年的震害, 因此本文方法是可行的。

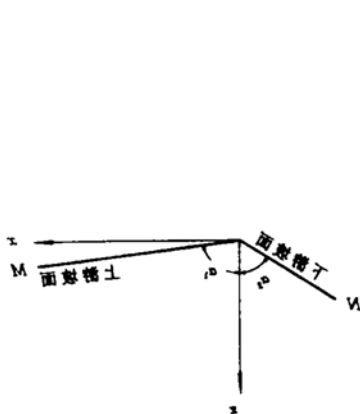


图 9 静剪应力比计算示意图

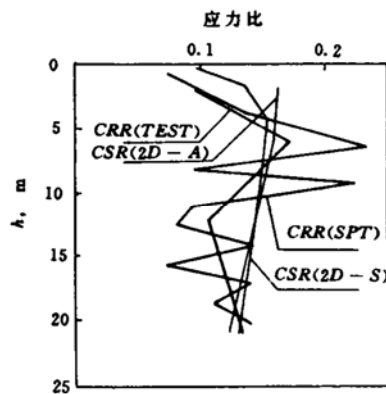


图 10 液化分析结果对比图

8 结 论

本文对大石河尾矿坝进行了不同组合的动力计算, 分析研究了坝面加速度的分布及 γ_d 的变化规律, 结合已有的研究成果给出了类似于该坝的沉积滩的动剪应力计算公式及液化判别法。由于计算中分别考虑了大石河尾矿坝坝体刚度减小一半及增加一倍的极端情况, 故本文提出的方法可用于形状上类似于大石河尾矿坝的大多数尾矿坝沉积滩的液化简化分析。

本文重点对坝顶加速度放大系数进行了系统的多因素统计分析, 相关系数较高, 但由于方法建立中只考虑了 60 种不同组合, 故其统计系数有一定的局限性, 有待今后进一步完善。

此外, 本次对坝坡未作研究, 与沉积滩相比坝坡更为复杂, 这也是笔者今后要进一步研究的课题。

本文得到汪闻韶教授、周景星教授及常亚屏教授等阅审, 在此深表感谢。

参 考 文 献

- 1 Seed H B, Idriss I M. Simplified Procedure for Evaluating Soil Liquefaction Potential. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 1971, 97 (SM9)
- 2 姜 涛等. 尾矿坝砂土液化的简化判别法. 构筑物抗震. 北京: 测绘出版社, 1990.
- 3 张克绪. 尾矿坝的抗震设计研究. 构筑物抗震. 北京: 测绘出版社, 1990.
- 4 王余庆, 高艳平, 辛鸿博. 大石河尾矿坝基岩输入地震动的确定. 工业建筑, 1994 (8): 41~46.
- 5 Rollins K M, Seed H B. Influence of Building on Potential Liquefaction Damage. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 1990. 116, 1990.

A Simplified Procedure for Evaluating Liquefaction Potential of Tailing Dam

Gao Yan-ping Wang Yu-qing Xin Hong-bo

(Central Research Institute of Building and Construction, MMI)

Abstract In this paper, the two-dimensional seismic response analysis of tailing dam has been carried out for sixty case including different height and stiffness of dam, and various input ground motions and peak accelerations, By the statistical analysis a simplified formula for calculating amplification of acceleration is given. Because a recommended value of the shear stress reduction coefficient in the soil has been presented, it is simple to calculate seismic shear stress. Based on the above results, Seed's method for evaluating liquefaction is modified and a new simplified procedure for evaluating liquefaction potential of tailing dam is proposed.

Key words tailings dam, liquefaction, acceleration amplification coefficient, simplified procedure.