

Estimación de Asentamientos por Acción Sísmica en Presas de Enrocado

Eduardo Núñez

Ingeniero Civil. Profesor Consulto de la Universidad de Buenos Aires. Miembro de la Academia Nacional de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Buenos Aires, Argentina

RESUMEN: Se presenta un método aproximado de cálculo que permite evaluar los desplazamientos que ocurren en correspondencia con la cresta de una presa de materiales sueltos constituidos predominantemente por enrocados productos de voladuras o aluviones naturales gruesos, bajo la acción de un sismo definido por su magnitud M y máxima aceleración del terreno PHA. Se aplica una condición de equilibrio límite para un prismoide de deslizamiento a lo largo de una superficie plana. Se considera una fuerza inercial $F(t) = \lambda_{mp} \cdot g \cdot m = \lambda_{mp} \cdot W$. Se postula un espectro de pseudo aceleraciones. El desplazamiento se obtiene de igualar la energía cinética y el trabajo de las fuerzas excedentes. Se establece un número efectivo n° de pulsos de acuerdo con la duración del sismo en función de su magnitud. Cuando el ancho del valle es relativamente reducido respecto de la altura, se considera la disminución del período correspondiente y el aumento pertinente de la amplificación PCA/PHA.

PALABRAS CLAVE: Presas de enrocado. Pantalla de concreto. CFRD. Sismos. Asentamientos.

1. INTRODUCCIÓN CARACTERÍSTICAS GENERALES DE LAS PRESAS

Las presas modernas con pantallas de H^ºA^º están constituidas por un cuerpo de materiales granulares gruesos – aluviones naturales y/o fragmentos de roca producto de voladuras – bien compactados y bien drenados. En general se trata de materiales con elevados valores de fricción interna, baja deformabilidad cuando actúan cargas estáticas y elevada permeabilidad horizontal. La estabilidad de los taludes en general puede considerarse empleando la expresión $F = \tan(\phi)/\tan(\beta)$ siendo ϕ el ángulo de fricción interna y β el del talud.

Para condiciones estáticas, y valores del coeficiente de seguridad a rotura $F \cong 1.5$, los taludes comúnmente empleados son del orden de $s = 1.3(H):1(V)$ a $s = 1.5(H):1(V)$, agua arriba: $s_1 = \cot(\beta_1)$; agua abajo: $s_2 = \cot(\beta_2)$.

Cuando estas presas están sometidas a acciones sísmicas de elevada intensidad, es conveniente incluir en el cuerpo de la presa chimeneas y soleras drenantes para conducir el agua que pudiera ingresar con volúmenes considerables dentro del terraplén compactado al producirse la eventual rotura de la pantalla.

2. CARACTERÍSTICAS GENERALES DE LOS MATERIALES INCOHERENTES

Los sismos son eventos que transmiten cargas pulsatorias a la presa, de intensidad tanto mayor cuanto mayor es la magnitud M y la aceleración máxima del terreno de fundación PGA (*Peak Ground Acceleration*). El valor de M está relacionado con la energía liberada desde el foco de la perturbación o hipocentro, y en general con la duración de la perturbación en la superficie.

La menor distancia del punto de localización de la estructura al epicentro (punto sobre la vertical al hipocentro, sobre la superficie), y la cercanía de fallas con longitudes significativas, determinan el valor mayor de PGA. Aún cuando el material de la presa es deformable, la aceleración máxima en la cresta PCA (*Peak Crest Acceleration*) es mayor que PGA al comenzar el sismo.

La estructura de materiales granulares, que tiene una forma aproximadamente triangular, posee un período propio de vibración; para el primer cero de Bessel el período natural es $T_0 = 2.61 \cdot H/v_s$ siendo H la altura de la presa y v_s la velocidad de la onda de corte en el material del terraplén. El valor de v_s depende de la cementación de las partículas, de la relación de vacíos y del nivel de la presión octaédrica. De acuerdo con los trabajos de numerosos investigadores entre los que podemos citar a Hardin & Richart (1963), Kokusho &

Esashi (1980) y Seed & Idriss (1970), para gravas y enrocados no cementados pueden establecerse las siguientes relaciones:

$$v_s (m/seg) \cong a \cdot B_1 \cdot (\bar{\sigma}_o / p_a)^{0.25} \quad (1)$$

siendo $\bar{\sigma}_o$ la presión octaédrica y p_a la presión atmosférica. $1 \leq a \leq 1.2$. Cuando las partículas o fragmentos son de formas redondeadas, $a \approx 1.1$ y $B_1 \approx 161 \cdot (2.17 - e)$; cuando son angulares, $a \approx 1.2$ y $B_1 \approx 110 \cdot (2.97 - e)$ siendo e la relación de vacíos. Esta expresión se puede escribir como

$$v_s (m/seg) \cong v_{s1} (m/seg) \cdot (\bar{\sigma}_o / p_a)^{0.25}, \quad (2)$$

siendo v_{s1} la velocidad de la onda de corte para un valor de la presión octaédrica igual a la presión atmosférica; este valor es muy comúnmente utilizado como referencia.

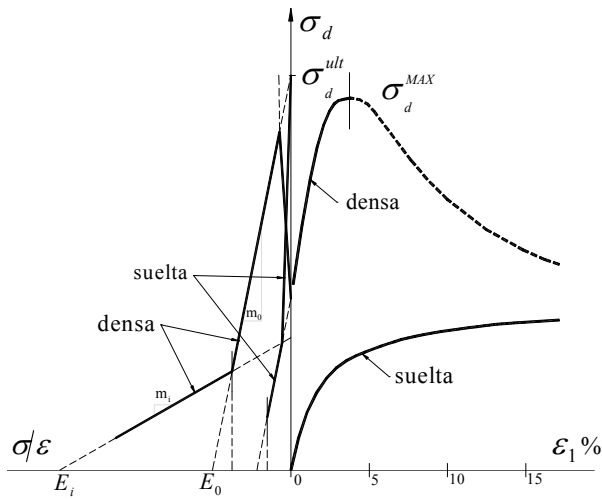


Fig.1- Relación $\sigma - \varepsilon$ y $(\sigma / \varepsilon) - \sigma_d$

Las relaciones tensión-deformación pueden presentarse como se muestra en la Fig.1-. En ordenadas $\sigma_d = (\sigma_1 - \sigma_3) = (N_\phi - 1) \cdot \sigma_3$ y en abscisas ε_1 . El valor de fluencia $N_\phi = \tan^2(45 + \phi/2)$.

Para una arena las relaciones entre $(\sigma$ y $\varepsilon)$ y $(\sigma / \varepsilon = E_s$ y $\sigma_d)$ señalan que, siendo esta ultima aproximadamente lineal, la relación entre $(\sigma - \varepsilon)$ es aproximadamente hiperbólica. El módulo secante E_s para σ ó ε igual a 0, es el módulo inicial; el módulo tangente es $E_t = d\sigma / d\varepsilon$. Si en general llamamos al módulo inicial E_i , $E_s = E_i - m \cdot \sigma_d$ siendo $m = E_i / \sigma_{du}$. El valor σ_{du} puede ser definido como un valor "último"; si el valor máximo en rotura lo denominamos σ_{dR} , $\sigma_{dR} / \sigma_{du} = d_R$. Entonces

$$E_s = E_i \cdot (1 - \sigma_d / \sigma_{du}) \quad (3)$$

$$E_t = E_i \cdot (1 - \sigma_d / \sigma_{du})^2 \quad (4)$$

$$\sigma_d = E_i / (1 / \varepsilon_1 + E_i / \sigma_{du}) = E_i \cdot (1 / \varepsilon_1 + 1 / \varepsilon_{1r}); \quad (5)$$

$$E_s / E_i = 1 / (1 + \varepsilon_1 / \varepsilon_{1r}); \quad (6)$$

$$E_t / E_i = 1 / (1 + \varepsilon_1 / \varepsilon_{1r})^2, \quad (7)$$

Siendo $\varepsilon_{1r} = \sigma_{du} / E_i = 1 / m$. Este último valor ε_{1r} se lo denomina en general como valor de referencia, o simplemente ε_r . En realidad, para muy pequeñas deformaciones el ajuste se obtiene por el parámetro m_i , mayor que el correspondiente a grandes deformaciones que lo podemos denominar m_o .

La relación m_i / m_o para aluviones densos es del orden de 3^2 ; para pequeñas deformaciones m_i tiene validez hasta aproximadamente una relación $E_s / E_i = 1/4$ y para grandes deformaciones $m_o = E_o / \sigma_{du}$ es válida aproximadamente hasta $E_s / E_i \approx 1/4$.

Para $E_s / E_i = 1/2$, $\varepsilon_1 = \varepsilon_r$ siendo este parámetro representativo del comportamiento del suelo. Cuando en vez de trabajar con los módulos de deformación longitudinales se emplean módulos de deformación transversales G y las distorsiones $\gamma = \tau / G$, para ensayos triaxiales pueden emplearse la relación $\gamma \approx (1 + \nu) \cdot \varepsilon$ que permite el uso de módulos E o G indistintamente. Por ejemplo, una arena puede caracterizarse con la expresión $(E_i / p_a) = C \cdot (\sigma_3 / p_a)^n$; para grandes deformaciones, si es "muy densa" $C \approx 2100$ y $n \approx 1/3$; si es "suelta", $C \approx 100$ y $n \approx 1$. Es de uso general la expresión $v_s = (G / \rho)^{1/2}$ siendo $\rho = \gamma / g$ en donde γ es el peso unitario total y g la cte. gravitatoria. Para distorsiones de aproximadamente 10^{-6} ($10^{-4}\%$), podemos escribir $G = G_i$ (también G_{max}). El valor secante resulta aproximadamente $G_s = G_i [1 / (1 + \gamma / \gamma_r)]$ y el valor tangente $G_t = G_i [1 / (1 + \gamma / \gamma_r)]^2$ siendo γ_r la distorsión de referencia $\gamma_r = \tau_u / G_i$; γ es la deformación por corte $\gamma = \tau / G$ y τ_u la tensión tangencial ultima de corte cuando $G_s / G_i = 1/2$, $\gamma = \gamma_r$.

3. FORMA DEL VALLE Y AMPLIFICACIÓN

La relación entre la longitud de la presa en el coronamiento L , y la altura de la misma H , (L/H),

y la forma del valle de cierre influye en el valor del periodo T_0 . Para una presa “larga” con valores de (L/H) del orden de 4 a 5 o mayores, T_0 puede expresarse con la ecuación incluida en el parágrafo 2. Si la relación (L/H) es menor, el correspondiente periodo T'_0 de la presa puede ser estimado con la expresión $T'_0 = T_0 [A / (B + H/L)]$. Para un valle de forma rectangular, $A \approx 1$ y $B \approx 0.75$; para uno de forma triangular, $A \approx 0.5$ y $B \approx 0.36$. Si la forma es trapezoidal, con base l , puede interpolarse linealmente según la relación l/L . La relación PCA/PGA se denomina AF , factor de amplificación, que es tanto menor cuanto mayor sea T_0 y PGA . Resultados de análisis para la hipótesis de presas bien compactadas, muestran valores decrecientes de PCA/PGA para valores crecientes de PGA . Por otra parte, si adoptamos un espectro de pseudo-aceleraciones con

$$a_c/a_b = 2.5 \cdot [1 + 1.6 \cdot (T_0^+ - 0.5)] = \frac{12.5}{1 + 8 \cdot T_0^+} \quad (8)$$

Podemos escribir

$$AF \approx \frac{12.5}{1 + 8 \cdot T_0^+} \cdot \left[1 - 0.24 \cdot \log \left(\frac{PGA}{0.3} \right) \right] \quad (9)$$

que permite trabajar con valores aproximados aceptables. Obsérvese que cuando el valle es estrecho el periodo disminuye y por lo tanto aumenta la amplificación: el nuevo valor de AF' puede aproximarse con la expresión $AF' \approx (T_0/T'_0)^n \cdot AF$, con $n \approx 5/3$.

4. EQUILIBRIO LÍMITE DEL PRISMOIDE

El primer aspecto que conviene estudiar es la estabilidad de los taludes sometidos a una fuerza capaz de agotar la resistencia al corte a lo largo de una superficie potencial de deslizamiento; dicha superficie puede tomar la forma de una curva, de una poligonal o simplemente de un plano como se indica en la Fig.2-. En dicha figura, se muestra un prismoide de peso W limitado por un plano de ángulo β' respecto de la horizontal. Para una aceleración $\lambda \cdot W$, es suficiente movilizar el ángulo ϕ_m para mantener el equilibrio, en cambio, para una aceleración $\lambda_c \cdot W$ debe movilizarse totalmente el ángulo ϕ . En ese caso el factor de seguridad $F = 1$; si $\lambda_{\max} > \lambda_c$, el prismoide desliza

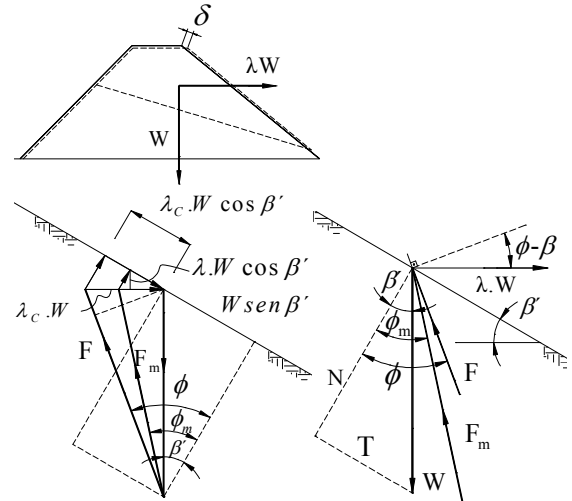


Fig.2- Equilibrio de un prismoide.

En la Fig.3- se indican las cuñas posibles de análisis. Para cuñas más profundas (disminuyendo β'_2) aumenta $\bar{\sigma}_n$ (ó $\bar{\sigma}_{oct}$) y disminuye ϕ , pero aumenta $\sin(\phi - \beta'_2)$, o sea que el valor mínimo de λ_c es $\sin(\phi_p - \beta_2)$. Cada talud experimenta un corrimiento δ ; en la cresta, $\delta_v = \delta_{1v} + \delta_{2v}$. Por lo tanto, el mínimo valor λ_c/λ_{mp} -y por tanto el máximo corrimiento- se obtiene para cuñas superficiales. La aceleración $\lambda \cdot g$ de un prismoide de peso W produce la acción de una fuerza $\lambda \cdot W$; teniendo en cuenta que el sismo produce desplazamientos horizontales y verticales, esta fuerza no necesariamente es horizontal, aunque es común considerar en forma aislada cada acción.

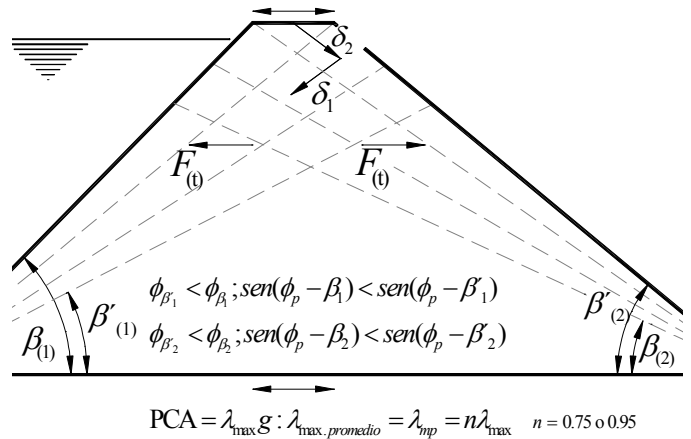


Fig.3- Cuñas posibles de análisis.

Por ejemplo., en la Fig.3- el valor de $F_{(t)}$ dependerá de PGA y de AF . El polígono de fuerzas muestra que $\lambda \cdot W = \tan(\phi - \beta')$; cuando $F \rightarrow 1$, $\lambda \rightarrow \lambda_c$, cuando $\beta' \rightarrow \beta$, $\lambda_c = \tan(\phi - \beta)$, siendo el valor menor -para una cierta componente vertical-

$\lambda_c = \sin(\phi - \beta) \cdot \lambda_c$, entonces, es un coeficiente pseudoestático de equilibrio límite. El valor de ϕ es función de las presiones normales que actúan sobre la superficie de falla; este valor, para materiales granulares compactos, puede escribirse:

$$\phi = A - B \cdot \log(\sigma_{oct} / p_a) \quad (10)$$

Los parámetros A y B pueden tomarse, según Barton y Kaemli (1981), como $A = 50^\circ$, $B = 7.6$ Según Leps (1970), $B = 6.6$ y para el parámetro A , se tiene

- Para enrocados de alta densidad, bien graduados y constituidos por fragmentos muy resistentes ($\sigma_c \geq 700 \text{ kg/cm}^2$), $A = 52^\circ$
- Para enrocados medios, $A = 47^\circ$
- Para enrocados de baja densidad, mal graduados y constituidos por fragmentos de baja resistencia ($\sigma_c \geq 35 \text{ a } 175 \text{ kg/cm}^2$), $A = 42^\circ$

Para una presa larga ($L/H \geq 4$ a 5) el estado de rotura es aproximadamente plano y el valor del ángulo de fricción puede estimarse con la expresión $\tan(\phi_p) = a \tan(\phi_T)$; (ϕ_T obtenido de ensayos triaxiales convencionales con simetría cilíndrica); a es del orden de 1.1 a 1.5. La fuerza que produce el desplazamiento del prismoide es función del tiempo y del valor de la diferencia ($\lambda_{max} - \lambda_c$). En realidad, el valor efectivo que debe emplearse λ_{mp} , es menor que λ_{max} , debido a que el prismoide no es rígido, a que el amortiguamiento relativo respecto del crítico en estas presas es del orden del 15% al 20%, y a que se produce una disminución de la respuesta entre la cresta y la base. Este coeficiente λ_{mp} (máximo promedio) tiene en cuenta la aceleración efectiva en función del tiempo que actúa sobre la masa en potencial deslizamiento y la variación con el tiempo de las tensiones de corte en la base de la masa que desliza; $\lambda_{mp} = \eta \cdot \lambda_{max}$. Por lo dicho, pueden considerarse al menos tres variables para la estimación de η :

- La configuración geométrica relativa del prismoide en potencial deslizamiento respecto de la totalidad del espaldón: $0.8 < \eta_f < 1$
- El amortiguamiento relativo: $0.8 < \eta_a < 0.9$
- La forma del valle: $(T_o' / T_o)^{-3/5} < \eta_v < 1$ Para una presa "larga", η resulta del orden de $0.8 \pm 10\%$; cuando el valle es "estrecho", $0.7 \pm 10\%$

En resumen, se tiene:

$$\lambda_c = \frac{\tan(\phi) - \tan(\beta)}{1 + \tan(\beta) \cdot \tan(\phi)} = \tan(\phi - \beta) \quad (11)$$

Cuando $\lambda_c = \lambda$, $F = 1$, o sea, la fuerza resistente alcanza su máximo valor igual a

$$\lambda_c \cdot W \cdot \cos \beta + W \cdot \sin \beta = W \cdot \cos \beta \cdot (\lambda_c + \tan \beta) \quad (12)$$

Para el cálculo se tomará:

$$\lambda = \lambda_{max}^{prom} = \lambda_{mp} = \eta \cdot \lambda_{max} \quad (13)$$

5. VALOR DEL DESPLAZAMIENTO δ CUANDO ACTÚA $\lambda_{max} \cdot W$

La fuerza pulsante $F(t)$ que actúa en dirección del talud cuando se produce el corrimiento δ , realiza un trabajo $W \cdot \zeta \cdot (\lambda_{mp} - \lambda_c) \cdot \cos(\beta) \cdot \delta$; el trabajo de la componente normal es 0. La onda de la aceleración puede considerarse rectangular ($\zeta = 1$), senoidal ($\zeta = 2/\pi$) ó triangular ($\zeta = 1/2$). Una situación intermedia es considerar una onda senoidal cuya integral entre los tiempos t_1 y t_2 y los valores ($\lambda_{mp} - \lambda_c$) nos permite calcular la velocidad del prismoide, $v(t)$, la cual para un cierto tiempo t se anula. Por tanto, la energía cinética puesta en juego es $\frac{1}{2} \cdot (W/g) \cdot V^2$, por lo que si se iguala la energía y la capacidad de consumir trabajo (balance energético entre las fuerzas exteriores e interiores) tenemos que

$$\delta = (V^2 / 2g) / [(\lambda_{mp} - \lambda_c) \cos \beta] \quad (14)$$

Obsérvese que el tiempo t_1 para el cual $\lambda_{mp} = \lambda_c$ resulta $t_1 = \frac{1}{2} \cdot \sin^{-1}(\lambda_c / \lambda_{mp}) / 180^\circ \cdot T_o^+$, por lo que el tiempo que actúa una aceleración mayor que la crítica es

$$\Delta t = T_o^+ / 2 - 2 \cdot t_1 = 1/2 \cdot [1 - 2 \cdot \sin^{-1}(\lambda_c / \lambda_{mp}) / 180^\circ] \cdot T_o^+ \quad (15)$$

lo que conduce a una velocidad de cálculo que es la integral del pulso de aceleración.

$$V = \left[1 - \frac{2 \cdot \sin^{-1}(\lambda_c / \lambda_{mp})}{180^\circ} \right] \cdot \frac{(\lambda_{mp} - \lambda_c) \cdot g \cdot T_o^+}{\pi} \quad (16)$$

por lo que se tiene:

$$\delta = \left[1 - \frac{2 \sin^{-1}(\lambda_c / \lambda_{mp})}{180^\circ} \right]^2 \cdot \frac{(\lambda_{mp} - \lambda_c) \cdot g \cdot (T_o^+)^2}{4\pi \cdot \cos \beta} \quad (17)$$

6. EL NÚMERO EFECTIVO DE CICLOS

El análisis simplificado anterior permite estimar el valor del corrimiento de la cresta del talud, que puede descomponerse en un desplazamiento horizontal y un descenso vertical para una velocidad $v(t)$ siendo V el valor máximo. La duración del sismo esta ligada a M y puede estimarse que el n° efectivo para el valor V de cálculo es $n^\circ = \xi \cdot D^{1/2}$ tomando $D \approx 7 \cdot (M - 4.5)^{3/2}$ y $\xi \approx 0.03 \cdot (8.5 - M)^3 + 1$; puede considerarse que aproximadamente $n^\circ \approx (M - 1)$. El corrimiento del talud sería entonces $\Delta = \delta \cdot n^\circ$. El asentamiento de la cresta (corrimiento de los dos taludes) resulta $\Delta_V = (\delta_{V1} + \delta_{V2}) \cdot n^\circ$ y el desplazamiento $\Delta_H = (\delta_{H1} + \delta_{H2}) \cdot n^\circ$ (Fig.3-). Se ha hecho la simplificación de considerar el acelerograma simétrico respecto del eje t

7. PRESA SIMÉTRICA VACÍA

Si la presa es simétrica, está vacía y no se considera la rigidez de la pantalla de HºAº, el pulso inverso producirá un valor similar, por lo que, siguiendo la hipótesis aquí establecida, en la cresta se producirá un descenso permanente igual al doble de δ_V , resultando el desplazamiento horizontal nulo.

8. EMBALSE LLENO Y DETERIORO DE LA PANTALLA

Cuando la presa está llena, la presión del agua sobre la pantalla intacta actúa permanentemente, lo que produce asimetría de esfuerzos. El valor λ_c aumenta del lado del talud en contacto con el embalse (talud 1), y el nuevo valor resulta

$$\bar{\lambda}_{c1} = \sin(\phi - \beta_1) + \frac{\chi}{s_1 + s_2} \cdot \frac{\gamma_w}{\gamma} \quad (18)$$

donde χ tiene en cuenta el deterioro de la pantalla de HºAº. Cuando $PGA \leq 0.2$ el deterioro que puede esperarse es menor, por lo que δ_1 es pequeño, y el asentamiento de la cresta está determinado por el corrimiento del talud agua abajo. Para una presa larga, si $PGA = 1.5$ y $M = 8.5$, $\chi \rightarrow 1$

$$\chi = \left[1 + \log\left(\frac{12.75}{PGA \cdot M}\right) \right] \cdot (T_o / T_o'). \quad (19)$$

Si se hubiera considerado en el cálculo $\lambda_{c1} = \tan(\phi - \beta_1)$, debe tomarse el valor correspondiente de $\bar{\lambda}_{c1}$.

9. RESULTADOS OBTENIDOS

Los procedimientos aquí presentados, fueron aplicados al análisis de dos grandes presas de aluviones gruesos fuertemente compactados, sometidas a sismos cercanos de gran intensidad. Los resultados obtenidos de la implementación numérica del modelo se muestran en las tablas siguientes.

ϕ_p°	[cm]	EMBALSE VACÍO			EMBALSE LLENO		
		h = 0.85	h = 0.75	h = 0.65	h = 0.85	h = 0.75	h = 0.65
52	Δ_v	339	257	187	263	198	143
	Δ_h	-50	-39	-29	61	49	35
	δ_1	53	40	29	32	24	17
	δ_2	42	32	23	42	32	23
48	Δ_v	437	333	244	324	245	178
	Δ_h	-79	-60	-47	86	66	49
	δ_1	69	53	39	39	30	21
	δ_2	53	40	29	53	40	29
44	Δ_v	607	465	342	418	318	233
	Δ_h	-146	-113	-85	133	106	78
	δ_1	99	76	56	49	37	27
	δ_2	70	54	39	70	54	39

Tabla.1

En la Tabla.1, se indican los resultados correspondientes a una presa en Chile, con $H=120$ m., $M=8.2$, $PGA=0.40$, y longitud del coronamiento $L_C \approx 330$ m.

ϕ_p°	[cm]	EMBALSE VACÍO			EMBALSE LLENO		
		h=0.8	h=0.7	h=0.6	h=0.8	h=0.7	h=0.6
52	Δ_v	117	87	61	71	52	36
	Δ_h	0	0	0	53	39	28
	δ_1	14	10	7	4	3	2
	δ_2	14	10	7	13	10	7
48	Δ_v	162	121	86	91	67	47
	Δ_h	0	0	0	76	59	43
	δ_1	19	14	10	4	3	2
	δ_2	19	14	10	17	13	9
44	Δ_v	252	189	136	126	95	68
	Δ_h	0	0	0	176	133	95
	δ_1	30	23	16	0	0	0
	δ_2	30	23	16	30	23	16

Tabla.2

En la Tabla.2, se muestran resultados del modelo de una presa en Argentina, con $H=140$ m., apoyada sobre aluviones naturales de 40 m. de espesor, $M=7.7$, $PGA=1.02$, y longitud del coronamiento $L_C \approx 660$ m. Ambos ejemplos, se corrieron para diferentes valores de

Φ_p . Se han resaltado los valores que se consideraron de ocurrencia probable. En el primer ejemplo, el factor de amplificación por forma del valle, resultó $(T_o/T_o')^{5/3} \approx 1.85$. En el segundo caso, dicho factor resultó 1.14.

10. ALCANCE DE LOS MÉTODOS DE CÁLCULO EMPLEADOS

La estimación de desplazamientos efectuados supone la acción de pulsos homogéneos senoidales correspondientes a la acción sísmica. Esta es una simplificación importante ya que la excitación es variable y aleatoria a lo largo del tiempo. Aún considerando pulsos con períodos definidos, hay gran variación si se suponen ondas de forma rectangular, senoidal o triangular.

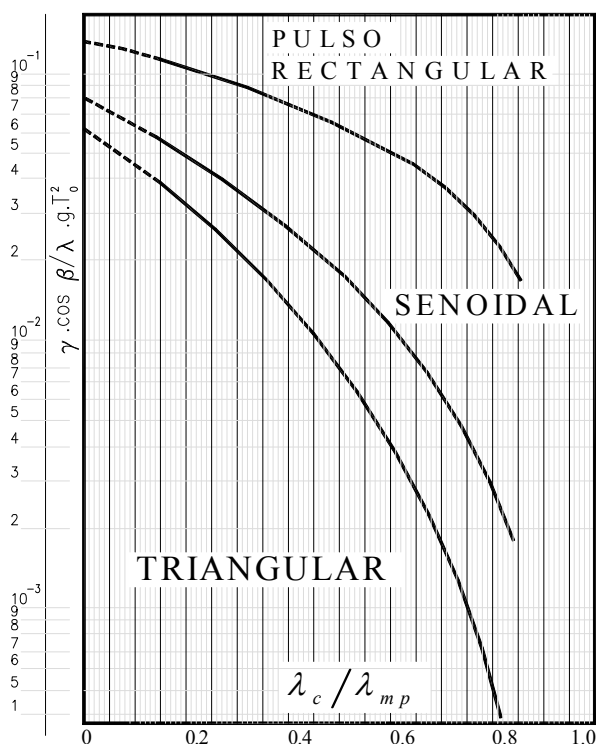


Fig.4- Influencia de la forma de la onda sobre la respuesta

Limitándonos a este último aspecto, podemos considerar los desplazamientos que se obtienen para estos tres tipos de ondas:

- a) Onda rectangular: La aceleración permanece constante dentro del semi-período, por lo que

$$\delta = \frac{(1 - \lambda_c / \lambda_{mp}) \cdot \lambda_{mp} \cdot g \cdot T_o^2}{8} \quad (20)$$

- b) Onda triangular: La aceleración varía linealmente aumentando y disminuyendo dentro del semi-período,

$$\delta = \frac{(1 - \lambda_c / \lambda_{mp})^3 \cdot \lambda_{mp} \cdot g \cdot T_o^2}{16} \quad (21)$$

- c) Onda sinusoidal: La fuerza excedente promedio es $F = m \cdot (2 / \pi) \cdot (1 - \lambda_c / \lambda_{mp}) \cdot \lambda_{mp} \cdot g$ resultando los valores de V y δ los ya presentados.

En la Fig.4- se muestra en forma gráfica los valores correspondientes para un pulso, que indican claramente las diferencias que resultan de la elección de cada una de estas opciones.

11. CONCLUSIONES

1.- En presas construidas con materiales gruesos incoherentes bien compactados, con pantalla de H°A° o placas continuas de muy baja permeabilidad, la totalidad del terraplén equivale al “talud seco” de una presa con núcleo “impermeable”. El cuerpo de la presa no está ni sumergido ni saturado, y no desarrolla presiones neutras durante el sismo. Los desplazamientos debidos a las fuerzas sísmicas inducidas se producen predominantemente por acciones de corte, y los asentamientos por cambio de volumen son mínimos.

2.- Los enrocados gruesos muy densos dilatan cuando están sometidos a los máximos esfuerzos de corte, tanto más cuanto menor sea la relación de vacíos, mayor la angularidad de los fragmentos y menor el nivel medio de esfuerzos. Una cuña superficial en deslizamiento – que en sí misma es deformable – se desplaza relativamente sobre una masa que también se deforma; por esta razón, en general no se alcanzan las resistencias residuales correspondientes a grandes distorsiones relativas. Por tanto, los valores de λ_c pueden estimarse con las expresiones $\sin(\phi - \beta)$ ó $\tan(\phi - \beta)$ siendo $\phi = \phi_p$ correspondiente a bajo confinamiento y β el ángulo del talud.

3.- Para cuñas poco profundas en potencial deslizamiento, las distorsiones relativas en general no alcanzan valores del orden del 1% al 5% (50 a 100 veces el valor de referencia para bajas deformaciones y 10 veces para grandes deformaciones). Por tanto los valores de ϕ pueden considerarse cercanos a los máximos en rotura. Por ejemplo, para aluviones gruesos con fragmentos subangulares a subredondeados, duros y muy densos, podrían ser de utilización valores: a) para $\sigma_3 / p_a = 0.5$, $\phi_p = 52^\circ$, b) para $\sigma_3 / p_a = 3$, $\phi_p = 48^\circ$

4.- Para presas “largas” cimentadas en roca competente, AF resulta aproximadamente 2.5 para un

amortiguamiento relativo del orden del 5% al 10% y para $T \approx 0.5 s$; pero si el valle es estrecho, la amplificación puede aumentar apreciablemente. Por otra parte, si se consideran períodos mayores, mayor amortiguamiento, o si los valores de PGA son muy elevados, AF disminuye y por tanto disminuyen las fuerzas pulsatorias que provocan las deformaciones.

5.- Se considera que la elección de una onda de tipo senoidal permite obtener resultados probablemente más representativos de la realidad promedio; sin embargo la naturaleza aleatoria de la excitación sísmica obliga a considerar estos resultados con cautela.

AGRADECIMIENTOS

La implementación numérica de estos procedimientos fue realizada en el estudio de los ingenieros Verri, Sfriso & Asociados. El desarrollo de las aplicaciones numéricas estuvo a cargo de los ingenieros Analía Comas y Jorge Laiún, miembros de dicho estudio. A todos ellos el autor agradece su inapreciable ayuda.

Eduardo Núñez. Buenos Aires, Octubre de 2005
enunezgeo@yahoo.com.ar

REFERENCIAS

- [1]. BARTON & KJAERNSLI "Shear Strength of Rockfill" JGD ASCE V 107-7. (1981)
- [2]. HARDIN & RICHART "Elastic Wave Velocities in Granular Soils", JSMFD, V 89,33/65 . (1963)
- [3]. KOKUSHO & ESASHI "Cyclic Triaxial Tests on Sands and Coarse Materials" XI ICSMFE, V 1 673/76 . (1980)
- [4]. LEPS T.M. "Review of Shearing Strength of Rockfill" J SMFD ASCE V 96. (1970)
- [5]. NÚÑEZ, E. "Determinación de densidades "in situ" en suelos incoherentes a partir de mediciones de la velocidad de la onda de corte" X CAMSIF'88, La Plata, Argentina. (1988)
- [6]. NÚÑEZ, E. "Presas de enrocado con pantalla de hormigón aguas arriba" Boletín N°41 de la Sociedad Argentina de Geotecnia, Septiembre 2000, Buenos Aires, Argentina. (2000)
- [7]. NÚÑEZ, E. "Caracterización de suelos" Sesión técnica N°1, VIII CAMSIF Vol. III, Neuquén, Argentina. (1984)
- [8]. NÚÑEZ, E. "Propiedades mecánicas de materiales granulares incoherentes" Conferencia presentada en la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Buenos Aires. Anales de la Academia Nacional de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Tomo 46, Buenos Aires (1991)
- [9]. SEED & IDRISS "Soil Moduli and Damping Factors for Dynamic Response Analysis". Univ. of California at Berkeley (1970)