

El método pseudoestático de estabilidad en presas: un análisis crítico

The pseudostatic method of dam stability: a critical analysis

Fecha de entrega: 15 de diciembre 2010

Fecha de aceptación: 5 de abril 2011

Rafael Martínez¹, Sergio Barrera² y Patricio Gómez³

¹Department of Civil and Environmental Engineering, Imperial College London, Skempton Building, London SW7 2AZ, UK, rmartinezaa@gmail.com

²ARCADIS Chile, Antonio Varas 621, Providencia, Santiago, Chile, sergio.barrera@arcadis.cl

³ITASCA S.A., Dr. José Luis Aguilar 1178, Providencia, Santiago, Chile, patricio.gomez@itasca.cl

Una presa de arena de relaves de 200 m de altura fue analizada sísmicamente en cuatro secciones distintas usando un modelo de elementos finitos 2D bajo la sollicitación de dos registros de aceleraciones: uno proveniente de un estudio de peligro sísmico y otro del terremoto del 27 de febrero del 2010. Paralelamente, el mismo modelo de elementos finitos de la presa fue sometido a aceleraciones horizontales (definida en términos de un coeficiente sísmico aplicado a toda la masa) determinando el campo de deformaciones generado por las aceleraciones. Este artículo presenta un método para comparar los campos de deformaciones de los dos modelos y, de esta forma, estimar los coeficientes sísmicos que mejor aproximan los campos de deformaciones de ambos tipos de análisis. Se observa que en la mayoría de los casos, la práctica Chilena sobrestima los valores elegidos de coeficientes sísmicos. Además, se encontraron diferencias significativas entre los valores de coeficientes sísmicos para diferentes alturas de presas y/o diferentes frecuencias sísmicas. Este estudio se presenta como una primera aproximación con el objetivo final de poder seleccionar adecuadamente los valores de coeficientes sísmicos usados en los análisis de equilibrio límite.

Palabras clave: coeficiente sísmico, análisis pseudoestático, análisis dinámico, presa de relaves

A 200 m high tailings dam located in central Chile was seismically evaluated in four different cross sections using a 2D finite element model. To perform the analyses two acceleration records were used, one from the dam seismic risk study and another one from the 27th February 2010 Chile earthquake. In parallel, a number of pseudostatic analyses were carried out applying a horizontal acceleration (defined in terms of a global seismic coefficient) to the same finite element model used in the dynamic analysis in order to reproduce the deformation field created by the later. A method to compare the deformation fields between the two models was developed. In this manner, the seismic coefficients that better approach the field deformations from both types of analyses were estimated. It is observed that in most cases the Chilean state-of-practice largely over-estimates the selected values of the seismic coefficient. Moreover, for different dam heights and/or different seismic frequencies, significant differences between the seismic coefficient values have been found. This study presents a first approach with the aim of pointing out the importance of the adequate selection of seismic coefficient values used in limit equilibrium analyses.

Keywords: seismic coefficient, pseudostatic analysis, dynamic analysis, tailings dams

Introducción

Hoy en día, existe una amplia variedad de métodos dinámicos para la evaluación de estabilidad de estructuras de tierra (presas, depósitos de desechos, y taludes). Estos métodos proporcionan la distribución de tensiones y deformaciones dentro de la estructura cuando ésta está sujeta a una variedad de sollicitaciones internas y externas de carga (estática, sísmica, hidráulica, licuación, entre otras). Aunque estos métodos representan las técnicas más avanzadas, el Método de Equilibrio Límite (MEL)

aún constituye una herramienta ampliamente usada para evaluar la estabilidad de presas y taludes. Esto se debe principalmente a la disponibilidad y fácil uso de este método. Además, muchas regulaciones incluyen criterios de seguridad que involucran este procedimiento.

De acuerdo a la opinión de los autores, el MEL funciona perfectamente para cargas estáticas pero su precisión no está clara para el caso dinámico, incluido el sísmico. El método representa la carga sísmica como una fuerza estática

igual a un porcentaje de la masa involucrada (coeficiente sísmico). Esta hipótesis convierte una carga pulsante en una fuerza constante, una aparente contradicción. Adicionalmente esta aproximación no toma en cuenta la rigidez de la estructura en la respuesta sísmica. Es sabido que el comportamiento dinámico varía con la altura de la presa pero esta particularidad así como el efecto de las deformaciones en el amortiguamiento no es considerada en la aplicación del MEL. Por lo tanto la validez del MEL está íntimamente asociada a la estimación de un coeficiente sísmico que represente lo más cercanamente al real comportamiento de la presa en un evento sísmico.

En la ingeniería práctica se ha estimado el valor del coeficiente sísmico como una fracción constante de la aceleración máxima del terreno (*peak ground acceleration* PGA) para los eventos de diseño y usualmente se aplican valores entre 0.33 y 0.67 dependiendo de la zona sísmica. En Chile es habitual usar el rango inferior fundamentado en el trabajo de Saragoni (1993).

El objetivo de este estudio es analizar y comparar los resultados obtenidos por el MEL con aquellos de análisis dinámicos formales para establecer la factibilidad de aplicar el MEL en la estabilidad dinámica y determinar las modificaciones necesarias para hacer que ambos métodos sean equivalentes (si fuese posible). Se discuten y analizan casos reales de presas de arena de relaves de cobre.

Análisis de estabilidad estática de taludes aplicando Equilibrio Límite

Los análisis de Equilibrio Límite consideran el equilibrio de una fuerza y/o un momento de la masa de tierra sobre una superficie potencial de falla. La masa sobre la superficie potencial de falla se asume rígida, *i.e.* la fuerza de corte sólo se puede desarrollar en la superficie potencial de falla. La fuerza de corte disponible se asume que se moviliza a la misma velocidad en todos los puntos de la superficie potencial de falla. Como resultado de esto, el factor de seguridad es constante sobre toda la superficie de falla. Dado que se asume que la superficie potencial de falla es rígida - perfectamente plástica, los análisis de equilibrio límite no proveen información acerca de la deformación del talud.

La estabilidad de taludes es normalmente expresada en términos de un factor de seguridad FS, que normalmente se define como:

$$FS = \frac{\text{fuerza de corte disponible}}{\text{fuerza de corte requerida para el equilibrio}} \quad (1)$$

Análisis seudo-estáticos

Comenzando en los años 1920s, la estabilidad sísmica de estructuras de tierra ha sido analizada usando una forma seudoestática en la cual los efectos de un terremoto son representados por aceleraciones constantes horizontales y/o verticales.

En su forma más común, los análisis seudoestáticos representan los efectos de las vibraciones de un terremoto mediante aceleraciones seudoestáticas que producen fuerzas inerciales F_h y F_v , y las cuales actúan a través del centroide de la masa de falla. Las magnitudes de las fuerzas seudoestáticas son (Kramer, 1996):

$$F_h = \frac{a_h W}{g} = k_h W \quad \text{y} \quad F_v = \frac{a_v W}{g} = k_v W \quad (2) \text{ y } (3)$$

en donde a_h y a_v son las aceleraciones horizontales y verticales, k_h y k_v son coeficientes seudoestáticos horizontales y verticales adimensionales (coeficientes sísmicos), y W es el peso de la masa de falla. Las magnitudes de las aceleraciones seudoestáticas deberían estar vinculadas con la severidad o intensidad del movimiento de tierra.

Práctica chilena para seleccionar el coeficiente sísmico

En la práctica chilena de análisis de estabilidad de presas de relaves, la componente vertical de las aceleraciones de un terremoto ha sido normalmente despreciada en el método seudoestático y el coeficiente sísmico normalmente representa una fuerza horizontal. El coeficiente sísmico horizontal k_h ha sido calculado básicamente por dos métodos:

Expresión de Saragoni

Basado en el artículo de Noda y Uwave (1976) para estimar la relación entre el coeficiente sísmico y la aceleración de suelo de muros gravitacionales de molos, Saragoni (1993) desarrolló la siguiente expresión para el caso chileno:

$$k_h = \left\{ 0.3 \frac{a_{\max}}{g}; \quad a_{\max} \leq 0.67 g \right\} \text{ ó } \left\{ 0.2 \left(\frac{a_{\max}}{g} \right)^{0.2}; \quad a_{\max} > 0.67 g \right\} \quad (4)$$

En donde a_{\max} representa la aceleración horizontal máxima (PGA) del terremoto. Esta ecuación es normalmente aplicada cuando hay un estudio de peligro sísmico disponible para determinar apropiadamente a_{\max} .

Manual Chileno de Carreteras

El Manual Chileno de Carreteras (2002) establece que:

$$k_h = 0.5 A'_0 \quad (5)$$

en donde A'_0 representa el coeficiente máximo efectivo de aceleración, el cual depende de la zona sísmica del país. Los valores de A'_0 varían desde 0.2 para la zona sísmica 1 hasta 0.4 para la zona sísmica 3 (Tabla 1).

Tabla 1: Coeficiente máximo efectivo de aceleración

Zona Sísmica	A'_0
1	0,2
2	0,3
3	0,4

Este método se aplica cuando no hay un estudio de peligro sísmico disponible para estimar el valor de a_{\max} .

Método

Como se expresó anteriormente, el Método de Equilibrio Límite (MEL) entrega un factor de seguridad asociado a una superficie potencial de falla. Dada la naturaleza de este método, no es posible obtener ninguna información acerca de la deformación del talud. Por otro lado, un análisis dinámico formal representa el método más avanzado para evaluar la estabilidad de estructuras de tierra como las presas de relaves. Este método permite introducir un registro de aceleración-tiempo del suelo en la base de la presa y mediante un cálculo de elementos finitos (o de diferencias finitas) se obtiene un cuadro completo de las tensiones y deformaciones de la presa.

Para analizar y comparar los resultados obtenidos por el MEL con aquellos de un análisis dinámico formal, se impusieron fuerzas pseudoestáticas horizontales (*i.e.* coeficientes sísmicos k_h) en modelos de elementos finitos para estimar las deformaciones/desplazamientos inducidos en el talud de la presa por la carga estática. Este procedimiento se aplicó para obtener las deformaciones derivadas de un “método pseudoestático de equilibrio límite”, para que estas deformaciones puedan ser después comparadas con aquellas derivadas de análisis dinámicos formales. El programa de computación **FLAC** en su versión 6.0 (Itasca, 2008) fue usado para realizar los análisis.

Los autores están conscientes que este procedimiento no representa un análisis de equilibrio límite, principalmente porque la formulación de tensiones involucra un análisis numérico y la falta de una superficie de falla para minimizar el factor de seguridad. A pesar de esto, se piensa que la comparación es válida, principalmente porque ayuda a visualizar la magnitud de las tensiones generadas en un análisis pseudoestático. Es la opinión de los autores que las tensiones son el elemento básico de comparación cuando se trata con problemas de estabilidad de presas de relaves.

Propiedades de registros de aceleración-tiempo

Cuatro diferentes secciones transversales de una alta presa de relaves ubicada en la zona central de Chile fueron consideradas. Estas secciones fueron sometidas a análisis dinámicos formales bajo la carga de dos registros de aceleración-tiempo. La primera corresponde al registro de aceleración-tiempo propuesto en el estudio de peligro sísmico preparado para el peralte de la presa en el año 2006. El segundo corresponde a los datos de aceleración registrados en el Colegio Concepción en San Pedro de la Paz, Chile para el terremoto del 27 de febrero de 2010 ($M_w = 8.8$). De acuerdo al estudio de peligro sísmico, ambos registros de aceleración-tiempo fueron escalados para una PGA horizontal de 0.61g y una PGA vertical de 0.37g. Es importante señalar que peligro o amenaza sísmica es la probabilidad de ocurrencia de un evento sísmico. En cambio riesgo sísmico es el producto de la probabilidad de ocurrencia de un evento sísmico por el costo del daño generado por el mismo.

La Tabla 2 presenta una comparación de valores de los principales parámetros de los registros de aceleración-tiempo propuesto en el estudio de peligro sísmico y el registro de aceleración a escala del Terremoto del 2010. Las Figuras 1 y 2 presentan el componente horizontal de las frecuencias espectrales de ambos registros respectivamente.

Tabla 2: Comparación de registros de aceleración-tiempo

Parámetro	Estudio de Peligro Sísmico		Terremoto del 2010	
	HOR	VER	HOR	VER
Aceleración máxima horizontal, g	0,61	0,37	0,61	0,37
Velocidad máxima, m/s	0,46	0,37	0,40	0,26
Desplazamiento máximo, m	0,13	0,17	0,55	0,34
Tiempo total, s	75	75	200	200
Rango principal de frecuencias del registro de aceleración, Hz	1,7 – 8	2,3 – 6	0,9 – 6	0,9 – 6

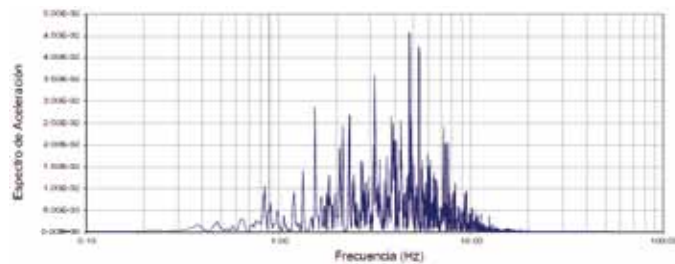


Figura 1: Espectro de frecuencias – componente horizontal (Estudio de Peligro Sísmico)

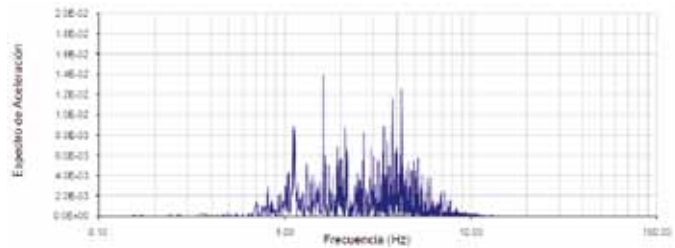


Figura 2: Espectro de frecuencias - componente horizontal (Terremoto del 2010)

Descripción geométrica

Cuatro secciones diferentes fueron analizadas. Las secciones son proporcionales entre sí y tienen las siguientes alturas: 50 m; 85 m; 140 m; y 200 m. La presa de 200 m tiene un talud de aguas abajo con una inclinación de 3:1 (H:V) y un talud de aguas arriba con inclinación de 2:1 (H:V). Debido al peso de las capas superiores de los relaves, las capas inferiores a 68 m se modelaron con una densidad relativa DR = 65%; el resto de los relaves se asumió tenían una DR = 55%. Las lamas se modelaron como un fluido con densidad $\rho = 1.8 \text{ t/m}^3$. La revancha se fijó en 3 m y se asumió que la roca base se extendía hasta 40 m por debajo de la superficie de fundación.

Se definieron 6 puntos de control para cada sección para tener información de las deformaciones. La Figura 3 presenta la distribución para la presa de 200 m. En forma similar se distribuyeron puntos de control para las otras 3 secciones.



Figura 3: Distribución de los puntos de control

Propiedades geotécnicas de los materiales

Por simplicidad, solo análisis drenados fueron considerados. Las propiedades de los materiales usados en los modelos de elementos finitos se presentan en la Tabla 3.

Tabla 3: Propiedades geotécnicas de los materiales

	Parámetro	Unidad	Valor
Suelo de Fundación	Peso unitario saturado γ_{sat}	kN/m ³	19.6
	Peso unitario húmedo γ_h	kN/m ³	18.0
	Peso unitario seco γ_d	kN/m ³	16.0
	(*) Módulo de deformación E_s	MPa	45 $\rightarrow \sigma'_3 \leq 0.1$ 50 $\sqrt{\sigma'_3} \rightarrow \sigma'_3 > 0.1$
	(**) Módulo de deformación máximo $E_{s,max}$	MPa	3E _s
	Coefficiente de Poisson	-	0.35
	Cohesión c	kPa	24.5
Ángulo de fricción interna ϕ	°	30	
Arena de Relave DR = 65%	Peso unitario saturado γ_{sat}	kN/m ³	19.9
	Peso unitario húmedo γ_h	kN/m ³	17.3
	Peso unitario seco γ_d	kN/m ³	16.0
	(*) Módulo de deformación E_s	MPa	51 $\rightarrow \sigma'_3 \leq 1$ 51 / $(\sigma'_3)^{0.5} \rightarrow \sigma'_3 > 0.1$
	(**) Módulo de deformación máximo $E_{s,max}$	MPa	5E _s
	Coefficiente de Poisson	-	0.3
	Cohesión c	kPa	9.8 (para $p' < 2.8$)
Ángulo de fricción interna ϕ	°	35	
Cohesión c	kPa	98 (para $p' > 2.8$)	
Ángulo de fricción interna ϕ	°	33	
Arena de Relave DR = 55%	Peso unitario saturado γ_{sat}	kN/m ³	19.5
	Peso unitario húmedo γ_h	kN/m ³	16.7
	Peso unitario seco γ_d	kN/m ³	15.6
	(*) Módulo de deformación E_s	MPa	42 $\rightarrow \sigma'_3 \leq 0.1$ 42 / $(\sigma'_3)^{0.5} \rightarrow \sigma'_3 > 0.1$
	(**) Módulo de deformación máximo $E_{s,max}$	MPa	5E _s
	Coefficiente de Poisson	-	0.3
	Cohesión c	kPa	9.8 (para $p' < 2.8$)
Ángulo de fricción interna ϕ	°	35	
Cohesión c	kPa	98 (para $p' > 2.8$)	
Ángulo de fricción interna ϕ	°	33	

(*) usado para análisis estático (no incluidos aquí)

(**) usado para análisis dinámico

σ'_3 : tensión principal efectiva menor en MPa

p' : valor promedio de las tensiones principales efectivas en MPa

Resultados

La Tabla 4 y la Tabla 5 presentan las deformaciones de los puntos de control provenientes del análisis dinámico usando los registros de aceleración-tiempo. La Tabla 6 presenta la deformación de los puntos de control calculados con los análisis seudoestáticos de 2D llevados a cabo con los diferentes coeficientes sísmicos k_h .

Tabla 4: Deformación de puntos de control (m) – Estudio de Peligro Sísmico

Puntos de Control	H = 50 m			H = 85 m			H = 140 m			H = 200 m		
	horizontal	vertical	total	horizontal	vertical	total	horizontal	vertical	total	horizontal	vertical	total
4	-0.57	0.12	0.58	-0.58	0.01	0.58	-1.73	0.1	1.73	-1.22	-0.3	1.26
5	-0.35	-0.12	0.37	-0.39	-0.09	0.40	-0.89	-0.26	0.93	-0.64	-0.28	0.70
6	-0.33	-0.06	0.34	-0.28	-0.12	0.30	-0.83	-0.28	0.88	-0.54	-0.21	0.58
7	-0.23	-0.11	0.25	-0.28	-0.1	0.30	-0.51	-0.38	0.64	-0.66	-0.48	0.82
8	-0.23	-0.09	0.25	-0.21	-0.08	0.22	-0.1	-0.04	0.11	-0.22	-0.21	0.30
9	-0.1	0.02	0.10	-0.08	0.01	0.08	-0.08	0.01	0.08	-0.02	-0.05	0.05

Tabla 5: Deformación de puntos de control (m) – Terremoto del 2010

Puntos de Control	H = 50 m			H = 85 m			H = 140 m			H = 200 m		
	horizontal	vertical	total	horizontal	vertical	total	horizontal	vertical	total	horizontal	vertical	total
4	-1.24	0.36	1.29	-1.31	0.01	1.31	-4.21	0.03	4.21	-2.88	-0.89	3.01
5	-1.11	-0.21	1.13	-0.87	-0.28	0.91	-2.26	-0.61	2.34	-1.81	-0.54	1.89
6	-1.14	-0.29	1.18	-0.78	-0.27	0.83	-2.56	-0.65	2.64	-1.3	-0.88	1.47
7	-1.01	-0.5	1.13	-0.5	-0.14	0.52	-1.41	-0.71	1.58	-1.62	-1	1.90
8	-1.02	-0.45	1.11	-0.34	-0.02	0.34	-0.16	0.01	0.16	-0.2	-0.28	0.34
9	-0.38	-0.11	0.40	-0.1	0.09	0.13	0.01	0.17	0.17	0.08	0.04	0.08

Tabla 6: Deformación de puntos de control (m) – Análisis pseudoestático

Puntos de Control	H = 50 m						Puntos de Control	H = 85 m						
	4	5	6	7	8	9		4	5	6	7	8	9	
0.16	hor	-0.17	-0.23	-0.25	-0.26	-0.24	-0.18	hor	-0.25	-0.29	-0.34	-0.39	-0.35	-0.26
	ver	0.02	-0.04	-0.04	-0.03	-0.03	-0.03	ver	0.01	-0.04	-0.04	-0.03	-0.02	-0.02
	total	0.17	0.23	0.25	0.26	0.24	0.18	total	0.25	0.29	0.34	0.39	0.35	0.26
0.18	hor	-0.24	-0.31	-0.32	-0.33	-0.31	-0.22	hor	-0.34	-0.37	-0.42	-0.48	-0.44	-0.32
	ver	0.03	-0.06	-0.06	-0.05	-0.05	-0.04	ver	-0.01	-0.06	-0.06	-0.04	-0.04	-0.03
	total	0.24	0.32	0.33	0.33	0.31	0.22	total	0.34	0.37	0.42	0.48	0.44	0.32
0.20	hor	-0.35	-0.43	-0.44	-0.46	-0.43	-0.26	hor	-0.47	-0.49	-0.55	-0.62	-0.56	-0.39
	ver	0.04	-0.09	-0.10	-0.10	-0.10	-0.04	ver	-0.02	-0.09	-0.08	-0.08	-0.08	-0.05
	total	0.35	0.44	0.45	0.47	0.44	0.26	total	0.47	0.50	0.56	0.63	0.57	0.39
0.22	hor	-0.54	-0.63	-0.63	-0.65	-0.63	-0.30	hor	-0.68	-0.69	-0.73	-0.83	-0.76	-0.47
	ver	0.05	-0.13	-0.16	-0.20	-0.20	-0.05	ver	-0.03	-0.13	-0.13	-0.15	-0.15	-0.06
	total	0.54	0.64	0.65	0.66	0.66	0.30	total	0.68	0.70	0.74	0.84	0.77	0.47
0.24	hor	-0.94	-1.03	-1.00	-1.01	-0.99	-0.37	hor	-1.06	-1.04	-1.07	-1.20	-1.10	-0.57
	ver	0.09	-0.22	-0.30	-0.39	-0.39	-0.07	ver	-0.04	-0.20	-0.23	-0.33	-0.31	-0.08
	total	0.94	1.05	1.04	1.06	1.06	0.38	total	1.06	1.06	1.09	1.24	1.14	0.58
0.26	hor	-1.97	-2.00	-1.90	-1.87	-1.83	-0.45	hor	-2.05	-1.98	-1.92	-1.98	-1.80	-0.71
	ver	0.25	-0.44	-0.66	-0.88	-0.88	-0.08	ver	-0.04	-0.41	-0.56	-0.73	-0.67	-0.11
	total	1.99	2.05	2.01	2.07	2.03	0.46	total	2.05	2.02	2.00	2.11	1.92	0.72
0.13	H = 140 m						H = 200 m							
	hor	-0.58	-0.60	-0.60	-0.93	-0.83	-0.60	hor	-0.23	-0.36	-0.54	-0.58	-0.54	-0.36
	ver	0.03	-0.08	-0.10	-0.19	-0.20	-0.15	ver	-0.03	-0.01	-0.08	-0.03	-0.01	0.01
0.15	total	0.58	0.61	0.81	0.85	0.85	0.62	total	0.23	0.36	0.55	0.58	0.54	0.36
	hor	-0.87	-0.82	-1.02	-1.19	-1.07	-0.80	hor	-0.35	-0.53	-0.78	-0.86	-0.79	-0.49
	ver	0.04	-0.13	-0.14	-0.26	-0.27	-0.21	ver	-0.05	-0.04	-0.17	-0.10	-0.07	0.01
0.18	total	0.87	0.83	1.03	1.22	1.10	0.83	total	0.35	0.53	0.80	0.87	0.79	0.49
	hor	-2.01	-1.87	-1.76	-1.88	-1.66	-1.23	hor	-0.52	-0.73	-1.09	-1.21	-1.11	-0.85
	ver	0.11	-0.30	-0.39	-0.49	-0.47	-0.39	ver	-0.07	-0.06	-0.27	-0.21	-0.17	-0.04
0.20	total	2.01	1.70	1.80	1.94	1.73	1.29	total	0.52	0.73	1.12	1.23	1.12	0.85
	hor	-4.91	-3.25	-3.34	-3.47	-2.20	-1.64	hor	-0.75	-0.99	-1.48	-1.66	-1.52	-0.84
	ver	0.32	-0.59	-0.91	-1.43	-0.67	-0.57	ver	-0.10	-0.10	-0.39	-0.35	-0.31	-0.09
0.22	total	4.92	3.30	3.48	3.75	2.30	1.74	total	0.75	1.00	1.53	1.70	1.55	0.84
	hor	-1.45	-1.59	-2.23	-2.58	-2.39	-1.31	hor	-1.45	-1.59	-2.23	-2.58	-2.39	-1.31
	ver	-0.18	-0.20	-0.66	-0.70	-0.65	-0.25	ver	-0.18	-0.20	-0.66	-0.70	-0.65	-0.25
total	1.46	1.60	2.33	2.67	2.48	1.33	total	1.46	1.60	2.33	2.67	2.48	1.33	

Como ejemplo, la Figura 4 muestra resultados de salidas del programa *FLAC* a partir de las isóneas de desplazamiento total en una presa de H = 200 m. La Figura 4a presenta los resultados de los análisis dinámicos formales llevados a cabo con el registro de aceleración del terremoto del 2010. La Figura 4b presenta el resultado de un análisis pseudoestático llevado a cabo con $k_h = 0,11$.

A partir de la Figura 4 es posible observar que los campos de deformación generados por estos dos métodos son significativamente diferentes. El análisis dinámico formal produce una superficie de falla marcada, bien ajustada a la realidad, mientras que el método pseudoestático deforma la presa en capas subhorizontales, en un resultado no real.

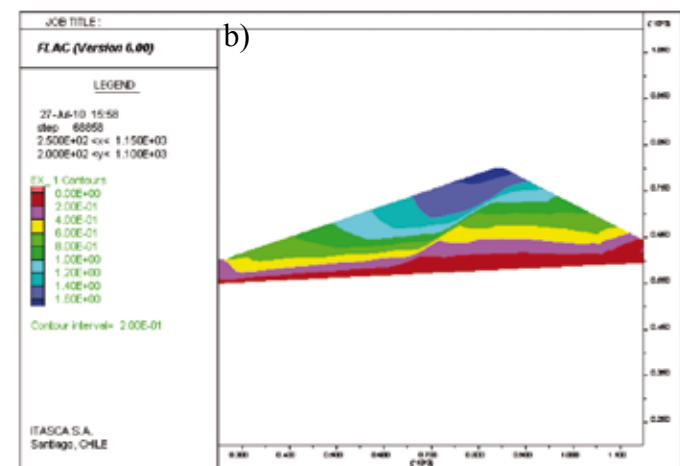
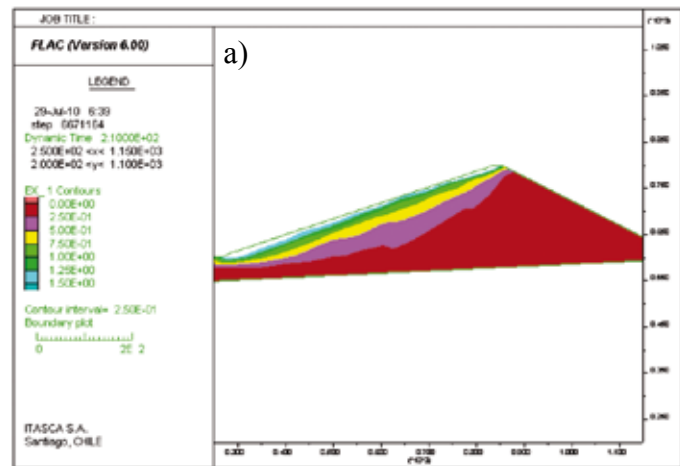


Figura 4: Isóneas de desplazamiento total presa de H = 200 m, a) terremoto del 2010 y b) análisis pseudoestático $k_h = 0,11$

Para comparar los resultados obtenidos del análisis dinámico formal y el pseudoestático se desarrolló una metodología. Por lo tanto, el concepto de “mejor coeficiente sísmico” k_h^* fue definido como el valor de k_h que resulta en los campos de deformaciones más similares entre los análisis dinámicos formales y pseudoestático. Así, se calculó la relación de desplazamiento pseudoestático total y el desplazamiento dinámico total (δ_k/δ_{DA}) para cada punto de control y cada análisis dinámico. Por ejemplo, la Tabla 7 presenta el procedimiento para el Terremoto del 2010 a una altura de presa H = 200 m.

De esta manera, si para un cierto punto de control, el valor de δ_k/δ_{DA} es igual a 1.0, significa que el punto de control se deformó lo mismo en el análisis dinámico y en el pseudoestático. Se observó que, para un análisis pseudoestático dado, los puntos de control que mejor reproducían el comportamiento del análisis dinámico eran aquellos del talud, *i.e.* puntos de control 5, 6 y 7. Debido

a esto, como medida de bondad del ajuste del campo de deformaciones fue calculado el valor promedio de las razones δ_k/δ_{DA} para los puntos de control 5, 6 y 7.

Tabla 7: Comparación entre los análisis dinámico formal y pseudoestático – Terremoto del 2010, H = 200 m

Punto de Control	δ_{DA} (m)	$\delta_{0,05}$	$\delta_{0,07}$	$\delta_{0,09}$	$\delta_{0,11}$	$\delta_{0,14}$
	Análisis Dinámico	$k_h=0,05$	$k_h=0,07$	$k_h=0,09$	$k_h=0,11$	$k_h=0,14$
-	total (m)	total (m)	total (m)	total (m)	total (m)	total (m)
4	3,01	0,23	0,35	0,52	0,76	1,46
5	1,89	0,36	0,53	0,73	1,00	1,60
6	1,47	0,55	0,80	1,12	1,53	2,33
7	1,90	0,58	0,87	1,23	1,70	2,67
8	0,34	0,54	0,79	1,12	1,55	2,48
9	0,09	0,36	0,49	0,65	0,84	1,33

$\delta_{0,05}/\delta_{DA}$	$\delta_{0,07}/\delta_{DA}$	$\delta_{0,09}/\delta_{DA}$	$\delta_{0,11}/\delta_{DA}$	$\delta_{0,14}/\delta_{DA}$
0,08	0,12	0,17	0,25	0,48
0,19	0,28	0,39	0,53	0,85
0,37	0,54	0,77	1,04	1,59
0,31	0,45	0,65	0,89	1,40
1,57	2,30	3,26	4,51	7,20
4,03	5,48	7,28	9,45	14,91
0,29	0,43	0,60	0,82	1,28
0,09	0,13	0,19	0,27	0,38

Ω_k = promedio de puntos de control 5, 6 y 7
 { Desviación estándar de puntos de control 5, 6 y 7

Un diagrama de Ω versus k_h se construyó para cada comparación. La Figura 5 presenta el caso para el Terremoto del 2010 con una altura de presa de H = 200 m. A partir de este diagrama, es posible apreciar que el valor de $\Omega_k = 1.0$ se produce para un valor de k_h entre 0,11 y 0,14. Una interpolación lineal entrega el “mejor coeficiente sísmico” de $k_h^* = 0,12$.

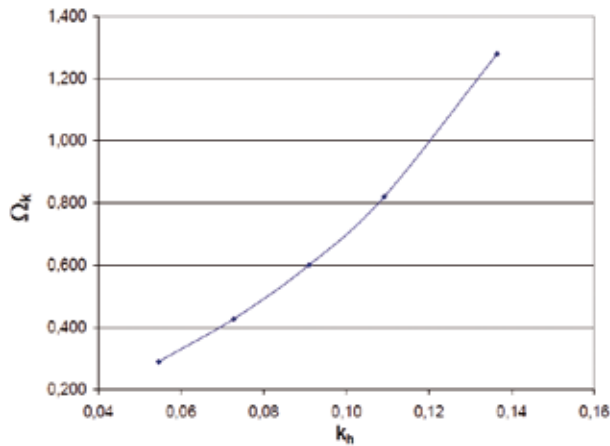


Figura 5: Ω_k versus k_h - Terremoto del 2010, H = 200 m

El método fue aplicado para todos los casos con el resultado del “mejor coeficiente sísmico” presentado en la Tabla 8.

Tabla 8: Resumen de resultados

Altura	Desplazamiento horizontal total		k_h^*	k_h^*/PGA
m	m	%‡	-	1/g
Terremoto del 2010				
50	1,13	2,25	0,220	0,36
85	0,52	0,61	0,176	0,29
140	1,58	1,13	0,166	0,27
200	1,90	0,95	0,120	0,20
Estudio de Peligro Sísmico				
50	0,25	0,51	0,160	0,26
85	0,30	0,35	0,123	0,20
140	0,64	0,45	0,117	0,19
200	0,82	0,41	0,069	0,11

‡porcentaje de la altura

A partir de la Tabla 8 es posible apreciar que la relación entre k_h^* y PGA, *i.e.* a_{max} , no es independiente de la altura de la presa. Además, esta relación también cambia con el registro de aceleración usado. Para determinar el modelo que mejor ajusta a los resultados se determinó una fórmula polinómica de segundo orden para cada grupo de datos. La Figura 6 y la Figura 7 presentan este ajuste. Las ecuaciones parabólicas que mejor se ajustan a los datos y sus coeficientes de determinación (R^2) se incluyen.

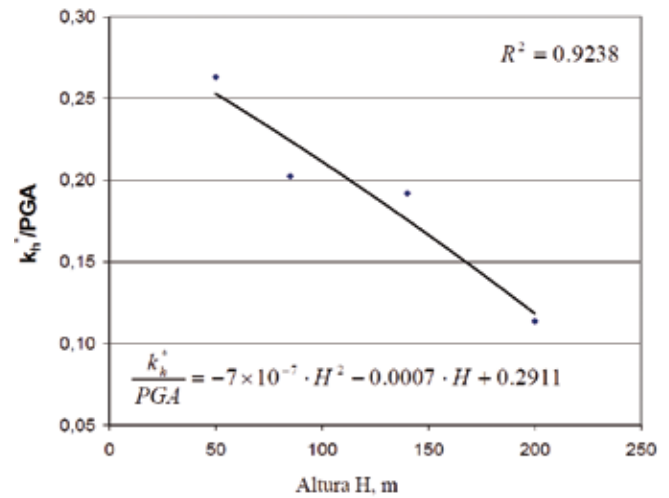


Figura 6: Ajuste parabólico – Estudio de Peligro Sísmico

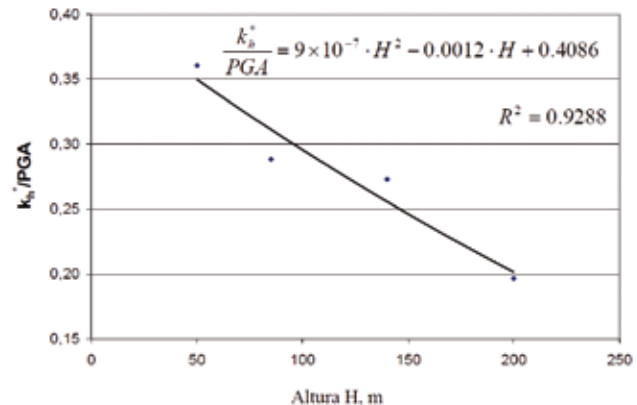


Figura 7: Ajuste parabólico – Terremoto del 2010

Factores de seguridad

Una vez que los coeficientes sísmicos equivalentes fueron determinados, los factores de seguridad FS correspondientes a las superficies de falla fueron calculados mediante el MEL (usando SLOPE/W versión 2007). Los resultados se presentan en la Tabla 9.

Tabla 9: Factores de seguridad de MEL

Caso	H (m)	k_h	FS	Caso	H (m)	k_h	FS
Terremoto del 2010	50	0.220	1.64	Estudio de Peligro Sísmico	50	0.180	1.91
	85	0.176	1.74		85	0.123	2.06
	140	0.166	1.46		140	0.117	1.65
	200	0.120	1.62		200	0.069	1.85

Los factores de seguridad que aquí se presentan son considerablemente mayores que 1.0, lo cual se explica debido a la baja inclinación del talud de aguas abajo de la presa. Vale la pena observar que de acuerdo al procedimiento presentado, estos FS deben representar análisis dinámicos formales y, además, estos ampliamente cumplen con los requerimientos impuestos por las regulaciones que demandan esta metodología.

Conclusiones

Un método para comparar los análisis pseudoestáticos y dinámicos formales ha sido presentado. Fueron analizados el caso de una presa de relaves (en 4 alturas distintas) bajo dos registros de aceleración-tiempo. El registro de aceleración-tiempo propuesto en el estudio de peligro sísmico y el registro del Colegio Concepción de San Pedro de la Paz, Chile para el terremoto del 27 de febrero del 2010 fueron usados para realizar los análisis. Este método introduce el concepto de “mejor coeficiente sísmico” k_h^* como el valor de k_h que provee el campo de deformación más similar entre los análisis pseudoestático y dinámico formal. De esta forma, surgen las siguientes conclusiones:

- De acuerdo a la práctica chilena para el análisis de presas de relaves, la presa debería haber sido diseñada con el valor de k_h entre 0.18 (expresión de Saragoni) y 0.20 (Manual Chileno de Carreteras).
- El método presentado muestra que el valor de k_h , depende de la altura de la presa (o primer periodo natural) y del registro de aceleración usado.
- Los valores propuestos de k_h varían desde 0.07 (estudio de peligro sísmico, H = 200 m) hasta 0.22 (Terremoto del 2010, H = 50 m).

- Dos ecuaciones son propuestas para determinar el valor de k_h / PGA . Estas ecuaciones dependen de la altura de la presa H y la frecuencia dominante f del registro de aceleración-tiempo:

$$\frac{k_h^*}{PGA} = -7 \times 10^{-7} \cdot H^2 - 0.0007 \cdot H + 0.2911 \quad \text{para } f > 4.0 \text{ Hz} \quad (6)$$

$$\frac{k_h^*}{PGA} = 9 \times 10^{-7} \cdot H^2 - 0.0012 \cdot H + 0.4086 \quad \text{para } f \leq 4.0 \text{ Hz} \quad (7)$$

para $H > 20$ m (máxima deformación esperada del 2,0% de la altura de la presa)

- De la ecuación (7), se observa que el valor usual de $k_h / PGA = 0.30$ es excedido para alturas de presa menores a 98 m, mostrando que las presas menores son más sensibles a los efectos de terremotos (al menos en Chile). Por lo contrario, las presas altas son menos sensibles y la práctica actual chilena de seleccionar coeficientes sísmicos puede sobrestimar su valor en un factor tan alto como 2.6 (0.18/0.069).

Los autores están conscientes que este método requiere una investigación más amplia para validar las conclusiones para otro tipo de presas y registros de aceleración. Por lo tanto, presentan este estudio como una primera aproximación con el objetivo de poder seleccionar adecuadamente los coeficientes sísmicos.

Agradecimientos

Los autores quisieran agradecer a la Sra. Catalina Álvarez (de Itasca S.A.) por su apoyo incalculable realizando numerosos análisis dinámicos y pseudoestáticos, como también sus acertados comentarios interpretando los resultados. Los factores de seguridad fueron calculados amablemente por el Sr. Pablo Toloza (de ARCADIS Chile). Los autores están agradecidos por su trabajo.

Referencias

- Itasca Consulting Group (2008). *Análisis Lagrangiano Rápido de Continua – Manual de Referencia*.
- Kramer, S. L. (1996). *Geotechnical Earthquake Engineering*. Prentice-Hall
- Manual de Carreteras (2002). Ministerio de Obras Públicas del Gobierno de Chile. Vol. 3, Instrucciones y Criterios de Diseño.

Noda, S. and T. Uwave (1976). Relation between seismic coefficient and ground acceleration for gravity quaywalls. 6th *World Conference on Earthquake Engineering*, New Delhi, India

Saragoni, R. (1993). Análisis de riesgo sísmico para la reconstrucción del Puerto de Valparaíso. 6^{tas} *Jornadas Chilenas*

de Sismología e Ingeniería Antisísmica, Santiago, Vol 2, 165-178

SLOPE / W (2007). Slope stability analysis. GeoStudio, GeoSlope International, Canada

EMPRO Ltda.

Ensayos de Materiales y Prospecciones Limitada

Suelos – Hormigones - Asfaltos

25 años al servicio de la región y el país

Ingeniería

Mecánicas de suelos

Fundaciones

Taludes

Mejoramiento de Terreno

Control de Obras Civiles

Densidades In Situ

Hormigones

Asfaltos

Prospección de Suelos

Sondajes Maríftimos

Sondajes Terrestres

Calicatas

Laboratorio Acreditado bajo NCh-ISO 17025 y registro vigente MINVU

Paicaví #3001 / Fono 041-2741727 / e-mail: empro@entelchile.net / Concepción