

PREVISIONI DI SPOSTAMENTI SISMICI DI PENDII OMOGENEI CON DIVERSE PROCEDURE SEMPLIFICATE

Giuseppe Tropeano

*Università della Calabria, Dipartimento di Difesa del Suolo, Rende
tropeano@dds.unical.it*

Ernesto Ausilio, Antonio Costanzo

*Università della Calabria, Dipartimento di Difesa del Suolo, Rende
ausilio@dds.unical.it, acostanzo@dds.unical.it*

Francesco Silvestri

*Università di Napoli Federico II, Dipartimento di Ingegneria Idraulica, Geotecnica ed
Ambientale, Napoli
francesco.silvestri@unina.it*

Sommario

Le attività riassunte in questo contributo sono state svolte nell'ambito del progetto di ricerca n. 6 - linea 6.3: "Stabilità dei pendii", promosso dal Consorzio ReLUIIS (Rete dei Laboratori Universitari di Ingegneria Sismica). In tale ambito, gli Autori hanno proposto due procedure semplificate per la stima degli spostamenti permanenti indotti da sisma in pendii omogenei, la prima disaccoppiando l'effetto della deformabilità del pendio da quello della resistenza (Ausilio et al., 2007), la seconda tenendo conto di entrambi in forma accoppiata (Ausilio et al., 2008). Nel presente contributo, i due approcci sono confrontati con dati relativi a tre casi di studio, in cui sono stati osservati spostamenti permanenti durante eventi sismici di elevata intensità, e di cui sono disponibili registrazioni accelerometriche e parametri geotecnici sufficientemente attendibili. Gli spostamenti valutati sono, inoltre, confrontati con quelli ottenuti utilizzando il tradizionale approccio a pendio rigido proposto da Newmark (1965) e la procedura disaccoppiata di Bray & Rathje (1998).

Metodologia

La stima degli spostamenti permanenti indotti da eventi sismici su pendii naturali e/o artificiali è di particolare rilevanza tecnica nel quadro della progettazione geotecnica agli stati limite. Gli approcci ingegneristici per la previsione degli spostamenti possono essere classificati in:

- *metodi dinamici degli spostamenti*: che necessitano della definizione di un adeguato scenario di scuotimento sismico, attraverso uno o più accelerogrammi significativi del sito in analisi;
- *metodi semplificati degli spostamenti*: che utilizzano relazioni empiriche in funzione dei parametri sintetici del moto.

Di seguito si descrivono sinteticamente i vari approcci ed in particolare i metodi oggetto del confronto con i tre casi di studio.

Metodi dinamici

I metodi dinamici degli spostamenti si basano sull'applicazione diretta del modello di Newmark (1965), con l'eventuale rimozione dell'ipotesi di blocco rigido.

In particolare, i metodi di analisi definibili come "disaccoppiati" tengono conto della

deformabilità dei terreni prima di effettuare il calcolo degli spostamenti, attraverso lo studio preliminare dell'analisi di risposta sismica del pendio e la conseguente definizione di un accelerogramma equivalente che viene poi utilizzato nell'analisi a blocco rigido.

Nei modelli "accoppiati" o "stick-slip", l'analisi della risposta sismica e lo scorrimento del pendio sono valutati simultaneamente. Gli spostamenti valutati con questi modelli tengono conto degli effetti inerziali indotti dalla risposta in oscillazione libera della massa instabile durante lo scorrimento e di quelli indotti dall'accumulo nel tempo degli scorrimenti stessi. In questo studio, si è fatto riferimento alla soluzione numerica recentemente proposta dagli Autori (cfr. Ausilio et al., 2008).

Metodi semplificati

I metodi semplificati proposti in letteratura si basano su relazioni empiriche che legano gli spostamenti, valutati con i metodi dinamici, ad una serie di parametri sintetici del moto sismico e del modello geotecnico. In tutti i casi, le procedure fanno riferimento ad analisi statistiche di campioni di spostamenti, ottenuti a partire da una selezione opportuna di registrazioni accelerometriche di eventi sismici di una determinata area geografica o, più comunemente, di eventi *strong motion* mondiali.

In questo studio si è fatto riferimento ai metodi proposti da Bray & Rathje (1998) e Ausilio et al (2007). In Tabella 1 si riportano le relazioni analitiche utilizzate con i due metodi.

Tabella 1. Correlazioni empiriche per la stima degli spostamenti massimi: procedure disaccoppiate di Bray & Rathje(1998) e Ausilio et al.(2007).

Parametro		Bray & Rathje (1998)	Ausilio et al. (2007)	
$a_{eq,max}(84\%)$	(1)	$(a_g \cdot S_{NL}) \cdot 0.721 (T_s/T_m)^{-0.789}$	$(a_g \cdot S_{NL}) \cdot 0.531 (T_s/T_m)^{-0.7963}$	
$a_{eq,max}(50\%)$		$(a_g \cdot S_{NL}) \cdot 0.536 (T_s/T_m)^{-0.783}$	$(a_g \cdot S_{NL}) \cdot 0.420 (T_s/T_m)^{-0.8151}$	
$a_{eq,max}(16\%)$		$(a_g \cdot S_{NL}) \cdot 0.396 (T_s/T_m)^{-0.793}$	$(a_g \cdot S_{NL}) \cdot 0.310 (T_s/T_m)^{-0.8483}$	
S_{NL} (2)	Classe terreno	0.622+0.92 exp(-2.25 a_g)	A2	$1.468 a_g^{-0.125}$
			B	$1.018 a_g^{-0.202}$
			C	$1.062 a_g^{-0.236}$
			D	$0.539 a_g^{-0.417}$
			E	$1.227 a_g^{-0.205}$
Log (U') (3)	1.87 - 3.477 η + 0.35 t (5)(6)	lin1.	1.543 - 3.97 η + 0.42 t	(5)
Log (U'') (4)	-	lin2.	-1.349 - 3.410 η + 0.25 t	
	-	polin.	-3.499 - 2.461 η + 2.077.(1- η) ^{2.05} + 0.25 t	(6)
	-	AM	-2.571 + 2.389 Log(1- η) - 1.125 Log(η) + 0.25 t	

- Note:
- (1) Accelerazione equivalente massima
 - (2) Coefficiente di amplificazione stratigrafica non lineare
 - (3) Spostamento normalizzato: $U' = u/(k_{eq,max} \cdot D_{5-95})$ [cm/s] con $k_{eq,max} = a_{eq,max} / g$
 - (4) Spostamento normalizzato: $U'' = u/(a_{eq,max} \cdot T_m \cdot D_{5-95})$ [-] con $a_{eq,max}$ in cm/s^2
 - (5) $\eta = k_c/k_{eq,max}$
 - (6) t = funzione inversa della distribuzione Normale standardizzata
($t = 0 \rightarrow p = 50\%$; $t = \pm 1.281 \rightarrow p = 90\% - 10\%$)

Casi di studio

Austrian Dam

Si tratta della diga in terra che ha subito i maggiori danni durante il terremoto Loma Prieta del 17 ottobre 1989 (M = 7.0). Lo sbarramento è ubicato in corrispondenza del segmento settentrionale della faglia considerata responsabile dell'evento, a circa 11 km dall'epicentro. Le accelerazioni di picco stimate per il sito sono comprese tra 0.55 e 0.6 g.

La diga, completata nel 1950, è alta 57 m, ed è fondata sulle rocce sedimentarie altamente fratturate ($V_s = 550 \div 900$ m/s). Il terrapieno può essere considerato omogeneo, ed è costruito

con miscele di sabbia, ghiaia e argilla, che costituiscono una zona meno permeabile nel paramento di monte e una zona più permeabile a valle, monitorata con piezometri. In Tabella 2 sono riportati i principali parametri fisici e di resistenza dei terreni costituenti il corpo del rilevato. In Figura 1 si riporta la sezione maestra del rilevato, insieme al livello di invaso nel serbatoio ed il livello di falda misurato nel paramento di valle il giorno dell'evento.

Durante l'evento, sono stati osservati movimenti significativi in prossimità della diga immediatamente a monte e a valle del fianco destro, che hanno causato il danneggiamento del canale di scarico superficiale in calcestruzzo, e a monte del fianco sinistro. Il rilevato ha subito un cedimento in cresta superiore a 75 cm per la maggior parte della sua lunghezza. Gli spostamenti orizzontali relativi raggiungono il valore massimo di circa 32 cm verso valle, in prossimità del fianco destro. Gli spostamenti misurati ed il danneggiamento al piede del rilevato suggeriscono che la rottura principale sia stata innescata nel paramento di valle.

Tabella 2. Caratterizzazione dei terreni della diga Austrian.

Proprietà		Intervallo	Valore medio
⁽¹⁾	Trattenuto: > No. 4	[%]	26.0 ÷ 71.5
	Passante: < No. 200	[%]	16.0 ÷ 46.7
	Densità specifica relativa, G_s		2.60 ÷ 2.78
	Limite di liquidità, w_L	[%]	28 ÷ 32
	Indice di plasticità, IP	[%]	11 ÷ 15
	w (alla costruzione-1950)	[%]	9.5 ÷ 19.5
	γ_d (alla costruzione -1950)	[kN/m ³]	17 ÷ 21
	c'	[kPa]	-
	ϕ'	[°]	-
	Velocità delle onde S, V_s	[m/s]	412 ÷ 445
⁽²⁾	Periodo fondamentale, T_s	[s]	0.33
	Coefficiente sismico critico, k_c		0.14
⁽³⁾	Curve di riduzione della rigidità		curva media - Seed & Idriss (1970)
	Curva dello smorzamento		lower bound - Seed & Idriss(1970)

Note: ⁽¹⁾ modificato da Harder et al. (1998)
⁽²⁾ da Bray (2007)
⁽³⁾ indicate da Makdisi et al. (1991)

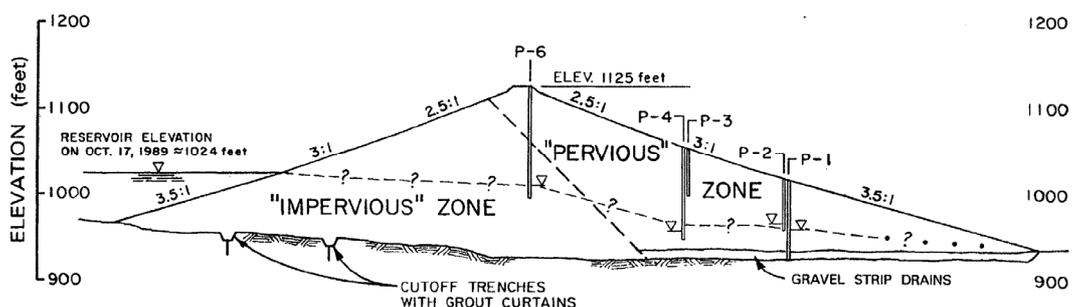


Figura 1. Sezione trasversale della diga Austrian (da Harder et al.,1998).

Lexington Dam

La diga di Lexington è un rilevato di 63 m, sito a circa 9 km dalla diga Austrian, ed a circa 3 km dal piano di rottura della faglia ritenuta responsabile del terremoto dell'ottobre 1989.

Costruita nel 1953, è fondata su formazioni rocciose di origine sedimentaria altamente fratturate ($V_s = 550 \div 900$ m/s). E' composta da un nucleo relativamente denso, formato da argilla sabbiosa e ghiaiosa, sostenuto a monte ed a valle da fianchi di sabbia e ghiaia argillosa. I parametri fisici e di resistenza dei materiali sono riportati nella Tabella 3. In Figura 2 si riporta la sezione maestra del rilevato.

L'evento sismico del 17/10/1989 ha prodotto rotture trasversali sia a monte che valle di entrambe le spalle del rilevato. Il corpo diga ha subito deformazioni massime verticali in cresta di circa 85 cm e spostamenti orizzontali 25 cm in entrambi i lati. Gli accelerometri *strong-motion*, installati sulla spalla sinistra ed in prossimità della cresta, hanno registrato accelerazioni di picco di circa 0.45g.

Tabella 3. Caratterizzazione dei terreni della diga Lexington.

Proprietà	Nucleo (Zona 2)				Fianchi (Zone 1&4)	
	intervallo		valore medio		intervallo	valore medio
	0÷24 m	> 24 m	0÷24 m	>24 m		
(1) Trattenuto: > No. 4 [%]	13 ÷ 30	0 ÷ 2			0 ÷ 50	
Passante: < No. 200 [%]	29 ÷ 52	86 ÷ 97			18 ÷ 97	
Densità specifica relativa, G_s	-	-	2.67	2.73	-	2.73
Limite di liquidità, w_L [%]	-	-	31	37	33 ÷ 39	
Indice di plasticità, IP [%]	-	-	14	18	14 ÷ 24	
w (misure in corpo diga) [%]	11.2 ÷ 17.7	21.5 ÷ 30.6	14.4	25.6	9.4 ÷ 26.5	15.3
γ_d (misure in corpo diga) [kN/m ³]	18 ÷ 21	15 ÷ 16	19	15	15 ÷ 21	19
c' [kPa]	-	-	19	0	-	0
ϕ' [°]	-	-	36	25	-	36
Velocità delle onde S_v , V_s [m/s]	366 ÷ 488	427 ÷ 488			427 ÷ 671	
(2) Periodo fondamentale, T_s [s]	0.31					
Coefficiente sismico critico, k_c	0.11					
(3) Curve di riduzione della rigidezza Curva dello smorzamento	curva media - Seed & Idriss (1970) lower bound - Seed & Idriss(1970)					

Note: (1) modificato da Harder et al. (1998)
(2) da Bray (2007)
(3) indicate da Makdisi et al. (1991)

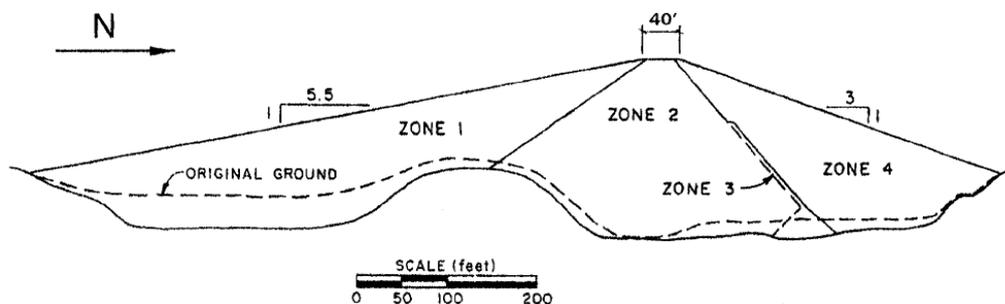


Figura 2. Sezione trasversale della diga Lexington (da Harder et al.,1998).

Frana di Calitri

La frana di Calitri è una frana riattivata dall'evento sismico che ha colpito la regione Irpino-Lucana il 23 novembre 1980 ($M = 6.9$). Sita a circa 26 km dall'epicentro, ha interessato terreni prevalentemente costituiti da argille plioceniche. La riattivazione del corpo frana principale è avvenuta circa tre ore dopo la scossa principale, ed ha prodotto spostamenti di circa un metro. Per la frana sono disponibili le registrazioni accelerometriche su affioramento rigido, effettuate dalla stazione ex-ENEL di Calitri. La Tabella 4 riporta una sintesi dei risultati di indagini in sito e di prove di laboratorio per la caratterizzazione geotecnica dei terreni argillosi.

Tabella 4. Caratterizzazione dei terreni della frana di Calitri.

Proprietà		Argille Azzurre		Argille Varicolori	
		Range	valori medi	Range	valori medi
(1)	Contenuto d'acqua, w [%]	12.6 ÷ 17.1	14.85	18.5 ÷ 32	25.3
	Indice dei vuoti, e	0.36 ÷ 0.49	0.425	0.56 ÷ 1.09	0.83
	Grado di saturazione, S [%]	95.7 ÷ 98.5	97.1	-	-
	Frazione argillosa ($< 2\mu$)	30 ÷ 42	36	45 ÷ 60	52.5
	Limite liquido, w_L [%]	42 ÷ 46	44	57 ÷ 71	64
	Indice di plasticità, I_P [%]	25 ÷ 28	26.5	-	40
	Peso di volume, γ [kN/m ³]	21.2 ÷ 22.3	21.7	16.7 ÷ 20.4	18.6
	Peso di volume secco, γ_d [kN/m ³]	18.1 ÷ 19.7	18.9	12.6 ÷ 17.2	14.9
	Peso specifico dei grani, G_s	2.74 ÷ 2.75	2.74	2.69 ÷ 2.75	2.72
	Coesione efficace di picco, c' [kPa]	-	4	34 ÷ 44	39
	Angolo di resistenza di picco, ϕ' [°]	22 ÷ 22	22	15.5 ÷ 18.5	17
	Coesione residua, c'_r [kPa]	-	0	-	0
	Angolo di resistenza residuo, ϕ'_r [°]	15 ÷ 18	16.5	8 ÷ 12	10
(2)	Velocità delle onde S, V_s [m/s]	-	277	-	221
(3)	Coefficiente sismico critico, k_c	0.007			
	Curve di riduzione della rigidezza	Curve di Vucetic & Dobry (1991)			
	Curva dello smorzamento	argille di media plasticità (IP= 25%)			

Note: (1) da Hutchinson e Del Prete (1985)

(2) stimata a partire dal modello Martino & Scarascia Mugnozza (2005)

(3) valutato con il metodo di Sarma con i parametri di resistenza residui minimi

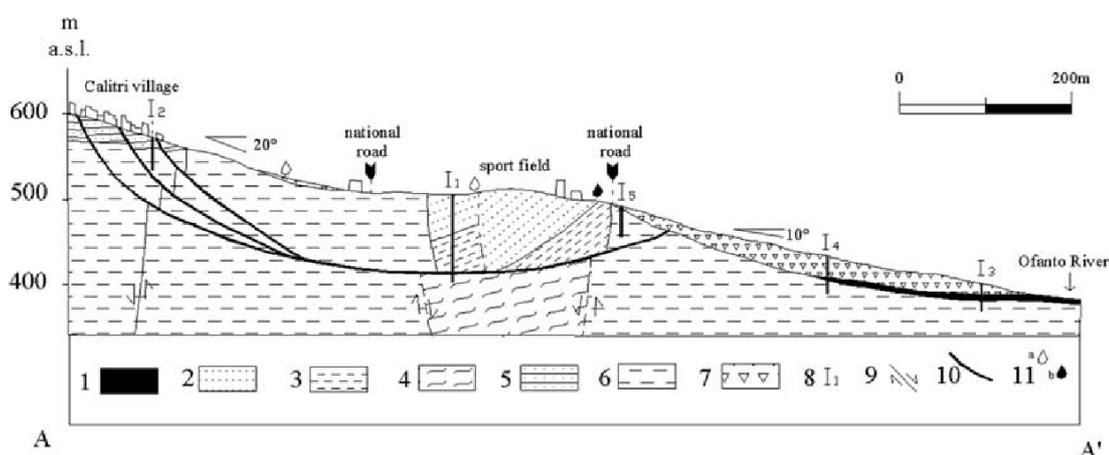


Figura 3. Sezione geologica della frana di Calitri: (1) alluvioni del fiume Ofanto; (2) Sabbie di Atessa; (3) Argille Azzurre di Atessa; (4) Complesso Caotico di Argille Varicolori; (5) Arenarie di Ariano; (6) Argille Azzurre di Ariano; (7) detriti e accumuli di frana; (8) sondaggi; (9) faglie; (10) superficie di scorrimento; (11) sorgenti: (a) perenni, (b) stagionali (da Martino & Scarascia Mugnozza, 2005)

Risultati numerici e confronti con le osservazioni

Modello di pendio indefinito equivalente

Gli approcci utilizzati si avvalgono di analisi dinamiche monodimensionali: è stato necessario, pertanto, definire una 'colonna di terreno equivalente', ritenuta rappresentativa del pendio in esame. A partire dagli schemi geometrici e dai parametri riportati in precedenza, le sezioni di analisi delle due dighe e della frana sono state ricondotte ad altrettanti schemi di pendio indefinito, definendo le grandezze equivalenti:

- profondità della superficie di scorrimento, $H_{s,eq}$;
- profondità della superficie freatica, $H_{w,eq}$;
- pendenza della superficie di scorrimento, θ_{eq} .

Il periodo fondamentale è stato stimato dalle relazioni semplificate indicate da Bray (2007):

$$T_s = \frac{4 \cdot H_s}{V_{S,med}} \quad (\text{frane}) \quad (1)$$

$$T_s = \frac{2.6 \cdot H_s}{V_{S,med}} \quad (\text{rilevati e dighe}) \quad (2)$$

dove H_s è la profondità massima della superficie di scorrimento. Nel caso delle frane, [Bray \(2007\)](#) suggerisce di riferirsi alla colonna di terreno dove la superficie di scorrimento è più profonda, sia per il calcolo del periodo fondamentale che per l'analisi dinamica. La profondità equivalente per i rilevati e le dighe è stata ricavata introducendo la (2) nella (1), ottenendo $H_{s,eq} = 0.65 H_s$. In tutti i casi di studio, i valori del coefficiente sismico critico riportati nelle tabelle sono stati calcolati con i metodi dell'equilibrio limite. I parametri geometrici e di falda sono stati ottenuti invertendo l'espressione del coefficiente sismico con il modello di pendio indefinito, ponendo il valore di θ in funzione della profondità della falda, se nota, e utilizzando i parametri fisici e di resistenza eventualmente mediati. I valori dei parametri utilizzati sono riassunti in Tabella 5.

Tabella 5. Parametri geometrici equivalenti.

	$H_{bedrock}$ [m]	$H_{s,eq}$ [m]	$H_{w,eq}$ [m]	θ_{eq} [°]	$V_{s,med}$ [m/s]
Austrian Dam	37	35	0 ÷ 35	36 ÷ 16	429
Lexington Dam	41	40	0 ÷ 40	27 ÷ 10	515
Calitri	>>100	95	5	10	242

Modelli dinamici 1D

Come segnali accelerometrici di input, sono state utilizzate le registrazioni delle stazioni in prossimità del sito in analisi, considerando per le due dighe la componente del moto lungo la direzione ortogonale all'asse e per la frana di Calitri quella corrispondente alla direzione degli spostamenti maggiori osservati (cfr. [Martino & Scarascia Mugnozza, 2005](#)). La Tabella 6 riporta le stazioni di riferimento ed i parametri sintetici degli accelerogrammi utilizzati per le analisi dinamiche in questo studio.

In Figura 4, gli spostamenti cumulati ottenuti utilizzando il modello *stick-slip* implementato nel codice ACST ([Ausilio et al., 2008](#)) (linea rossa) sono confrontati con gli spostamenti ottenuti utilizzando l'approccio disaccoppiato (linea verde) e il modello di blocco rigido sia per l'accelerogramma di input (linee blu tratteggiata) sia per quello alla profondità della superficie di scorrimento (linea blu continua). Gli spostamenti sono inoltre confrontati con il campo di valori osservati (linea nera e area in grigio).

Si noti che il modello *stick-slip* fornisce risultati di poco inferiori allo spostamento medio osservato per la frana di Calitri (a) ed al valore massimo misurato per la diga Austrian (b); la previsione si mostra invece cautelativa per la diga Lexington (c). Nell'ultimo caso, infatti, l'accelerogramma include effetti di amplificazione topografica registrati sul sito.

Tabella 6. Input sismici utilizzati nelle analisi dinamiche.

Terremoto	Sito	Stazione	Sottosuolo	Azimut [°]	a_g [g]	T_m [s]	D_{5-95} [s]
Loma Prieta (17/10/1989)	Austrian Dam (monte)	Corallito ⁽¹⁾	roccia	76.2	0.45	0.62	7.9
	Austrian Dam (valle)			256.2	0.51	0.62	7.9
	Lexington Dam (monte)	Lexington dam (Left abutment)	roccia	270	0.44	0.87	4.3
	Lexington Dam (valle)			0	0.39	0.87	4.3
Irpinia (23/11/1980)	Frana di Calitri	Calitri	terreno rigido	226	0.21	0.85	47.9

Note: ⁽¹⁾ da [Vrymoed & Lam \(2006\)](#)

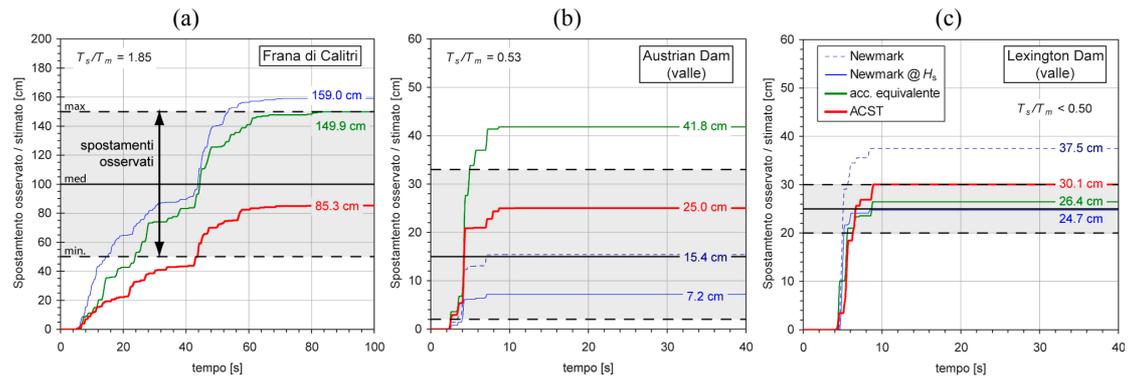


Figura 4. Spostamenti cumulati ottenuti utilizzando il modello di blocco rigido con accelerogramma al bedrock (linea blu tratteggiata) e alla profondità della superficie di scorrimento (linea blu) confrontati con gli spostamenti ottenuti utilizzando l'approccio disaccoppiato (linea verde) e il modello stick-slip (linea rossa) per i tre casi di studio.

Approccio semplificato

Le analisi semplificate sono state condotte utilizzando le relazioni indicate in Tabella 1. In Figura 5a si riportano gli intervalli ottenuti utilizzando l'accelerazione massima equivalente stimata per il primo, secondo e terzo quartile (rispettivamente 16, 50 e 84% di probabilità di superamento) e le curve mediane per la stima degli spostamenti ($t = 0$). I valori calcolati sono confrontati con quelli osservati e con gli spostamenti cumulati derivanti dall'applicazione del modello di blocco rigido con gli accelerogrammi di riferimento (New.1) e con quelli scalati al valore dell'accelerazione massima equivalente (New.2) stimato con le relazioni di Ausilio et al. (2007), in genere più cautelative per i terreni rigidi rispetto alla relazione indicata da Bray et al (1998).

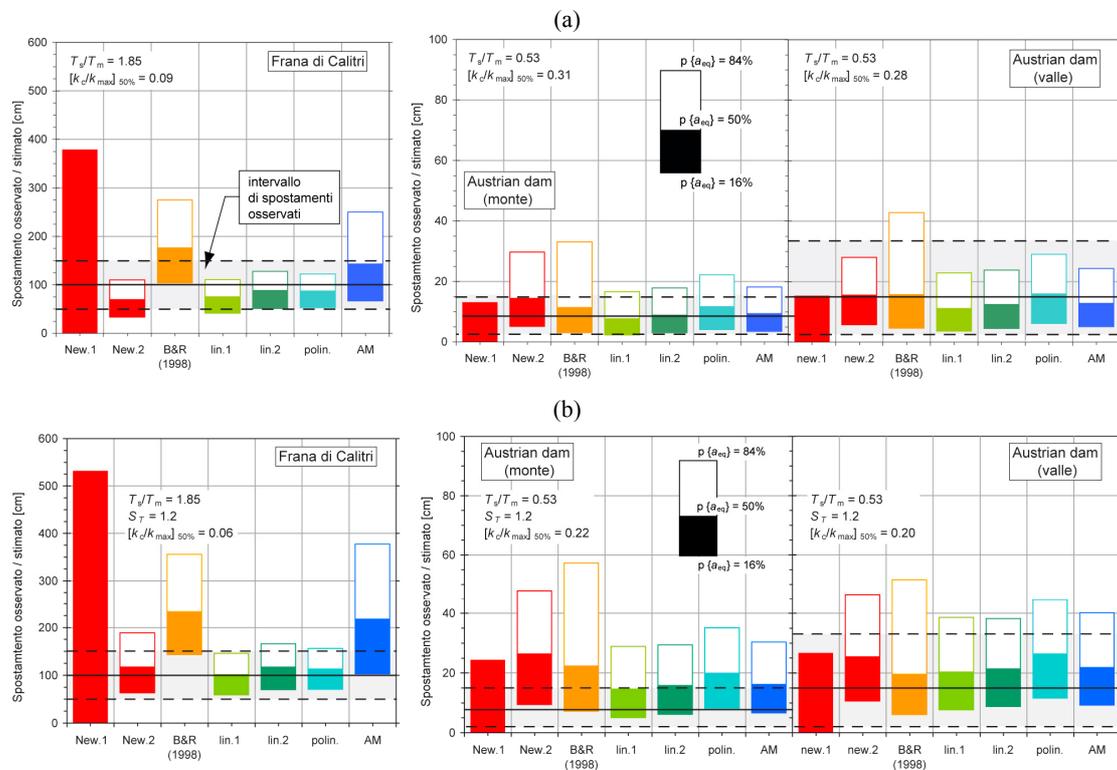


Figura 6. Confronto tra i valori di spostamento osservati e gli intervalli di spostamento stimato con le relazioni empiriche di Bray & Rathje (1998) e Ausilio et al (2007) per 1°, 2° e 3° quartile dell'accelerazione equivalente senza (a) e con (b) amplificazione topografica.

Per la diga Austrian e per l'unico evento italiano considerato, i risultati rientrano nell'intervallo dei valori osservati, mentre per la diga Lexington si raggiunge e si supera il limite per la validità della procedura ($T_s/T_m < 0.5$). In quest'ultimo caso, infatti, il contenuto in frequenza dell'accelerogramma considerato risente in maniera marcata degli effetti di sito. In Figura 5b si riportano i risultati ottenuti per la frana di Calitri e per la diga Austrian introducendo i fattori di amplificazione topografica indicati dalle [NTC 2008](#).

Conclusioni

I metodi utilizzati in questo studio sono stati sviluppati per fornire uno strumento di facile applicazione per l'analisi sismica di pendii naturali e/o artificiali in termini di spostamento. Le semplificazioni introdotte sia nel modello geotecnico di pendio che nella definizione dell'input sismico forniscono valori indicativi che rientrano in genere negli intervalli di spostamenti osservati. Tuttavia è bene sottolineare che un uso corretto di queste procedure semplificate dovrebbe mantenere un adeguato margine di cautela, che si può ottenere introducendo un fattore di amplificazione topografica nella definizione dell'input sismico, come mostrato in Figura 6.

Bibliografia

- Ausilio E., Silvestri F., Tropeano G. (2007) - *Simplified relationships for estimating seismic slope stability* - ISSMGE – ETC12 Workshop: “Geotechnical aspects of EC8”, Madrid, Spain, September 24-27, 2007.
- Ausilio E., Costanzo A., Silvestri F., Tropeano G., (2008) - *Prediction of seismic slope displacements by dynamic stick-slip analyses* - Seismic Engineering International Conference (MERCEA'08), Reggio Calabria and Messina, Italy, July 8-11, 2008.
- Bray J.D., Rathje E.M., Augello A.J., & Merry S.M. (1998) - *Simplified Seismic Design Procedure for Geosynthetic-Lined, Solid-Waste Landfills* - Geosynthetics International, 5(1-2), 203-235.
- Bray J.D. (2007) - *Simplified Seismic Slope Displacement Procedures* – in Earthquake Geotechnical Engineering, K.D. Pitilakis (ed.), Springer, 327-353.
- Harder, L. F., Bray, J. D., Volpe, R. L., and Rodda, K. V. (1998) - *Performance of earth dams during the Loma Prieta earthquake* - Professional paper no. 1552-D, The Loma Prieta, California Earthquake of October 17, 1989 earth structures and engineering characterization of ground motion, U.S. Geological Survey, Reston, Va.
- Hutchinson J.N., Del Prete M. (1985) - *Landslides at Calitri, Southern Apenins, reactivated by the earthquake of 23rd November 1980* - Geol. Appl. E Idrogeol., Vol. XX, parte I, p. 9-38
- Newmark, N.W. (1965) - *Effects of earthquakes on dams and embankments* - in The V Rankine Lecture of the British Geotechnical Society, Géotechnique, 15 (2), 139-160.
- NTC, 2008 - DM 14/1/2008 - *Norme Tecniche per le Costruzioni* - S.O. n. 30 - Gazzetta Ufficiale della Repubblica Italiana n. 20-4/2/2008
- Makdisi, F., C.Y. Chang, Z. Wang and C. Mok (1991) - *Analysis of the Recorded Response of Lexington Dam During Various Levels of Ground Shaking* - SMIP91 Seminar on Seismological and Engineering Implications of Recent Strong-Motion Data, p. 10-1 - 10-10.
- Martino, S., Scarascia Mugnozza, G. (2005) - *The role of the seismic trigger in the Calitri landslide (Italy): historical reconstruction and dynamic analysis* - Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2005, N. 25
- Vrymoed, J., Lam, W. (2006) - *Earthquake Performance of Austrian Dam, California During the Loma Prieta Earthquake* - Association of State Dam Safety Officials Conference, September 10-14, 2006, Boston, MA.