

## **VALUTAZIONE DEGLI SPOSTAMENTI DI PENDII OMOGENEI SOTTO AZIONE SISMICA ATTRAVERSO ANALISI PSEUDO-STATICHE E DINAMICHE CON COMPLESSITÀ CRESCENTE**

Antonio Costanzo

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

Ernesto Ausilio, Giuseppe Tropeano

*Università della Calabria, Dipartimento di Difesa del Suolo, Rende  
ausilio@dds.unical.it, tropeano@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 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). Il contributo descrive il confronto tra metodi con complessità crescente per il calcolo del coefficiente sismico critico e degli spostamenti indotti da eventi sismici. Sono stati presi in esame quattro modelli semplificati di pendio omogeneo in terreni a grana fine, facendo variare l'altezza e l'inclinazione della superficie topografica. Per la valutazione del coefficiente sismico, sono stati confrontati differenti cinematismi: pendio indefinito, cuneo piano, metodi all'equilibrio limite con superfici di scorrimento circolari, ed analisi 2D alle differenze finite (FLAC). In base alle indicazioni fornite da questa fase del calcolo, sono stati selezionati gli accelerogrammi utilizzati come input sismico per la stima degli spostamenti indotti sui pendii stessi. In particolare, sono stati confrontati i risultati ottenuti attraverso procedure semplificate 1D (Ausilio et al., 2008), che tengono conto della deformabilità del pendio e della resistenza, ed analisi numeriche avanzate 2D. Inoltre, gli spostamenti indotti sono stati messi in relazione ai coefficienti sismici stimati per ciascun modello di pendio.

### **Introduzione**

La stima degli spostamenti permanenti indotti da eventi sismici su pendii naturali e/o artificiali assume un'importante rilevanza applicativa nell'ottica di una progettazione prestazionale.

I metodi ingegneristici proposti per la valutazione degli spostamenti possono essere raggruppati in due classi:

- *metodi dinamici degli spostamenti*: che necessitano della definizione di un adeguato scenario di scuotimento sismico, in genere, 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.

Essi richiedono una preventiva determinazione del coefficiente sismico critico,  $K_c$ , effettuabile in genere con i classici metodi pseudo-statici.

In questo lavoro vengono confrontati, su alcuni 'modelli virtuali' di pendii a grana fine, i risultati di metodi pseudo-statici e dinamici con differente complessità, rispettivamente per la stima del coefficiente sismico critico e per la valutazione degli spostamenti indotti.

## Modelli di pendio

### Schematizzazione geometrica

Lo schema generale di pendio adottato è riportato in [Figura 1](#). I modelli geometrici sono stati identificati facendo variare l'altezza della scarpata  $H$ , la pendenza della scarpata  $\beta$  e la profondità media del bedrock  $\Delta H$ . L'andamento della superficie piezometrica è stato fissato in relazione all'altezza della scarpata come descritto in [Figura 1](#).

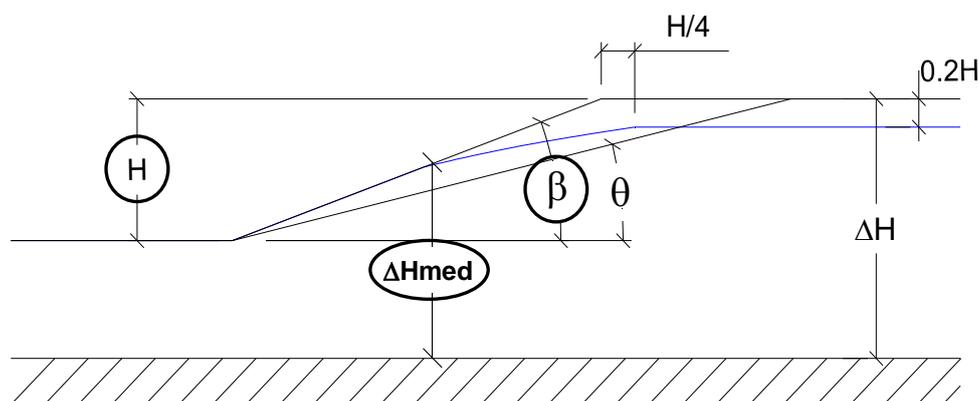


Figura 1. Schema geometrico per i modelli semplificati di pendio.

La differenza di quota tra la base del pendio e l'interfaccia terreno-bedrock è stata fissata ad 8m; pertanto, risulta sufficiente assegnare le grandezze  $H$  e  $\beta$  per definire completamente la geometria del modello. Facendo variare l'altezza  $H$  tra 10 e 20 m e la pendenza  $\beta$  tra 10 e 20° si ottengono i quattro modelli sui quali sono stati condotti i confronti ([Tabella 1](#)). I modelli R13 e R18 sono caratterizzati da meccanismi di scorrimento prevalentemente rotazionale, quelli contrassegnati con T13 e T18 tendono a presentare instabilità meglio approssimabile con un cinematismo traslazionale.

Tabella 1. Schema geometrico per i modelli semplificati di pendio.

	R13	R18	T13	T18
altezza scarpata ( $H$ )	10m	20m	10m	20m
pendenza scarpata ( $\beta$ )	20°	20°	10°	10°
Profondità bedrock media pendio ( $\Delta H_{med}$ )	13m	18m	13m	18m

### Caratterizzazione geotecnica

I pendii sono stati ipotizzati omogenei e costituiti da terreni a grana fine. Il modulo di rigidezza al taglio  $G$  è stato stimato attraverso la relazione di [Rampello et al. \(1994\)](#) :

$$\frac{G_0}{p_r} = S \left( \frac{p'}{p'_r} \right)^n OCR^m \quad (1)$$

Il grado di sovraconsolidazione  $OCR$  è stato assunto pari a 10, ed i parametri di rigidezza  $S$  (2500),  $n$  (0.77),  $m$  (0.25) compatibili con un indice di plasticità del 25%; la pressione di riferimento  $p'_r$  è di 1kPa. Il valore di  $G_0$  ottenuto dalla (1) rispettivamente alla profondità di

13m, per i modelli R13 e T13, e 18m, per R18 e T18, è stato assegnato costante a tutto il pendio. Lo smorzamento a piccole deformazioni  $D_0$  è stato assunto del 2%. Il comportamento non lineare e dissipativo dei terreni è stato espresso attraverso i legami  $G:\gamma$  e  $D:\gamma$ , ottenuti da relazioni di letteratura in funzione dell'indice di plasticità assegnato. Esso è stato implementato analiticamente, prefissando la deformazione di riferimento ( $\gamma_r$ ) del modello iperbolico, cioè il valore di  $\gamma$  per cui  $G=0.5G_0$ . La [Tabella 2](#) riporta una sintesi dei parametri fisico-meccanici assegnati ai differenti modelli di pendio.

Tabella 2. Parametri fisico-meccanici dei terreni.

	$\gamma_{sat}$ (kN/m <sup>3</sup> )	G (MPa)	$\nu$	$V_s$ (m/s)	$\phi'$ (°)	$c'$ (kPa)	$D_0$ (%)	$\gamma_r$
R13		158		288		9.50		
R18	19	203	0.4	327	28		2	0.01
T13		158		288		4.75		
T18		203		327				

### Valutazione del coefficiente sismico critico

Una volta assunti i modelli geometrici ed assegnati i parametri geotecnici ai terreni, è stato possibile valutare con diversi metodi il coefficiente sismico critico  $K_c$  per ciascun caso. La stima è stata effettuata utilizzando differenti cinematismi di collasso del pendio:

- *pendio indefinito*, con superficie di scorrimento profonda 5 e 10m e falda al piano campagna;
- *cuneo piano*, al variare dell'angolo della superficie di scorrimento  $\theta$  (cfr. [Figura 1](#)), prendendo in esame la situazione maggiormente critica con falda al p.c.;
- *superficie circolare*, analizzando lo schema proposto in [Figura 1](#) con differenti metodi dell'equilibrio limite globale (Bishop, 1954; Morgenstern & Price, 1967; Sarma, 1973) con l'ausilio del software commerciale STAP ([AZTEC informatica, 1998](#)).

Le superfici circolari critiche, caratterizzate dai valori minimi di  $K_c$ , sono state poi confrontate con le aree di concentrazione della deformazione tangenziale ricavate da analisi numeriche attraverso il codice FLAC ([Itasca, 2005](#)). In quest'ultimo caso, sono state utilizzate delle rigidità al taglio irrealisticamente più elevate, per simulare un comportamento rigido-plastico dei materiali; i risultati, qui non riportati, mostrano una buona sovrapposibilità.

### Risultati

La [Figura 2](#) rappresenta un confronto tra i differenti cinematismi di collasso in termini di fattore di sicurezza FS al variare del coefficiente sismico orizzontale  $K_h$ ; com'è noto, il coefficiente critico  $K_c$  corrisponde ad un valore unitario di FS. Il cinematismo a cuneo piano restituisce, in tutti i casi analizzati, un valore di  $K_c$  decisamente più elevato di tutti gli altri metodi. I metodi basati sull'equilibrio limite mostrano valori pressoché coincidenti del coefficiente sismico critico, che per le condizioni di pendio R18 sono prossimi al valore nullo; tale modello di pendio risulta quindi instabile per livelli molto bassi dell'accelerazione sismica. Infine, il cinematismo a pendio indefinito delinea le condizioni di maggior conservatività, perché fornisce valori di FS minori o uguali ad 1 in condizioni statiche per i modelli con  $\beta=20^\circ$  (R13 e R18), e comunque si mostra più cautelativo anche per gli altri due modelli (T13 e T18). Nella [Tabella 3](#) sono riportati i coefficienti sismici critici stimati con i differenti meccanismi di collasso ipotizzati.

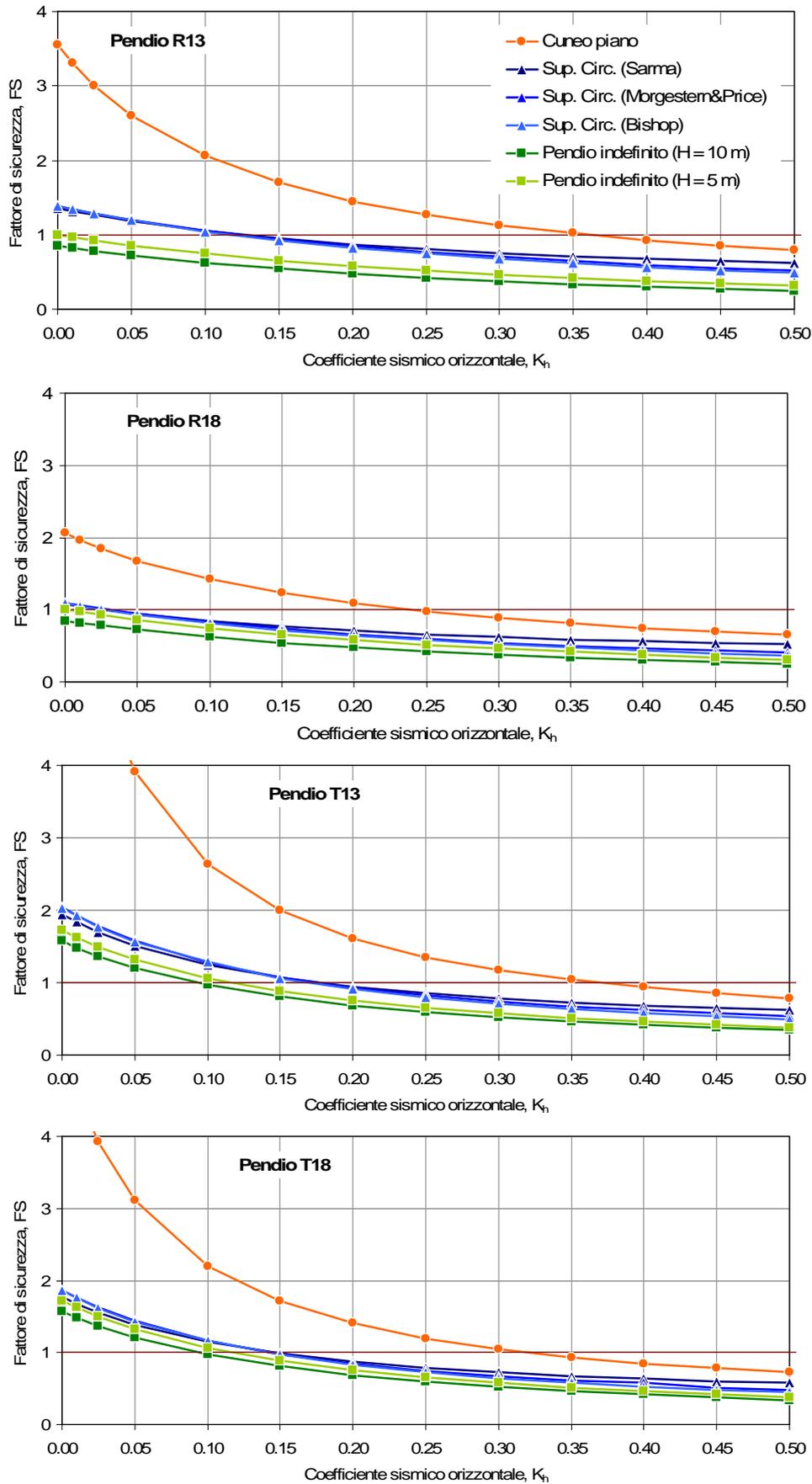


Figura 2. Stima del fattore di sicurezza in funzione del coefficiente sismico orizzontale per i differenti cinematici.

Tabella 3. Valore del coefficiente sismico critico stimato con differenti meccanismi di collasso.

	Cuneo piano	Equilibrio Limite – Sup. circolare			Pendio indefinito	
		B54	M&P67	S73	H=5m	H=10m
R13	0.361	0.118	0.124	0.127	-	-
R18	0.238	0.026	0.030	0.029	-	-
T13	0.368	0.171	0.177	0.178	0.094	0.118
T18	0.321	0.142	0.143	0.146		

### Valutazione degli spostamenti indotti

Per i pendii precedentemente descritti (ad esclusione di R18 che risulta instabile già in condizione statiche), si è effettuato un confronto in termini di spostamenti sismici indotti attraverso metodi con differente complessità ed abbandonando la modellazione costitutiva rigido-plastica:

- *analisi 1D “stick-slip”*, in cui l’analisi della risposta sismica e lo scorrimento del pendio sono valutati contemporaneamente; gli spostamenti tengono conto degli effetti inerziali indotti dalla risposta in oscillazione libera della massa instabile durante lo scorrimento e di quelli indotti dalla variazione nel tempo degli spostamenti stessi, utilizzando il codice ACST proposto dagli Autori (cfr [Ausilio et al., 2008](#));
- *analisi numeriche complete 2D* con il codice alle differenze finite FLAC 5.0 ([Itasca, 2005](#)), operante nel dominio del tempo.

Per il codice ACST, è stato necessario definire una colonna di terreno equivalente significativa del pendio preso in esame; pertanto, si è deciso di utilizzare quella in corrispondenza alla verticale a metà altezza della scarpata. Inoltre è stato necessario imporre la profondità della superficie di scorrimento lungo la verticale scelta, che è stata valutata attraverso le analisi condotte con il codice STAP per la stima del coefficiente sismico critico. In entrambi i codici, il comportamento del terreno prima della rottura è stato modellato come visco-elastico lineare equivalente, caratterizzato da un comportamento isteretico governato dalla legge iperbolica; lo smorzamento viscoso è stato introdotto nell’algoritmo di integrazione in accordo con la formulazione di Rayleigh, utilizzando l’approccio a monofrequenza, cioè imponendo a frequenza di 5 Hz la corrispondenza con il valore a piccole deformazioni,  $D_0$ , riportato in [Tabella 2](#). Le condizioni di rottura sono descritte dall’involuppo di Mohr-Coulomb.

Il bedrock, che è stato modellato deformabile sia in FLAC che in ACST, è stato caratterizzato da una densità di  $2700 \text{ kg/m}^3$  e velocità delle onde di taglio  $V_s$  di  $1000 \text{ m/s}$ , corrispondenti ad un elevato contrasto di impedenza con i terreni sovrastanti; con il codice ACST le analisi sono state condotte anche in ipotesi di bedrock rigido.

L’accelerogramma utilizzato come input è una registrazione di un aftershock del terremoto del 03.X.1997 ([Figura 3](#)), che colpì l’Umbria e le Marche, presso la stazione di Nocera Umbra-Biscontini. Questa registrazione, dal contenuto molto ampio di frequenza, ha una forma quasi impulsiva ed un’accelerazione di picco  $a_{\max}$  di circa  $0.18g$ .

### Risultati

La [Figura 4](#) mostra l’andamento degli spostamenti cumulati nel tempo ottenuti con FLAC e ACST, sia con bedrock deformabile che rigido, nel caso dell’input reale ed amplificato a  $0.3g$ . Il confronto mostra un discreto accordo tra i valori ottenuti con FLAC e quelli di ACST con base rigida, mentre gli spostamenti ottenuti con base deformabile risultano decisamente sottostimati, in virtù del significativo contrasto di impedenza introdotto. Inoltre, è possibile notare come FLAC consideri inizialmente spostamenti con verso opposto a quello del pendio (con segno negativo), condizione non prevista dal codice ACST che considera solo

spostamenti instabilizzanti.

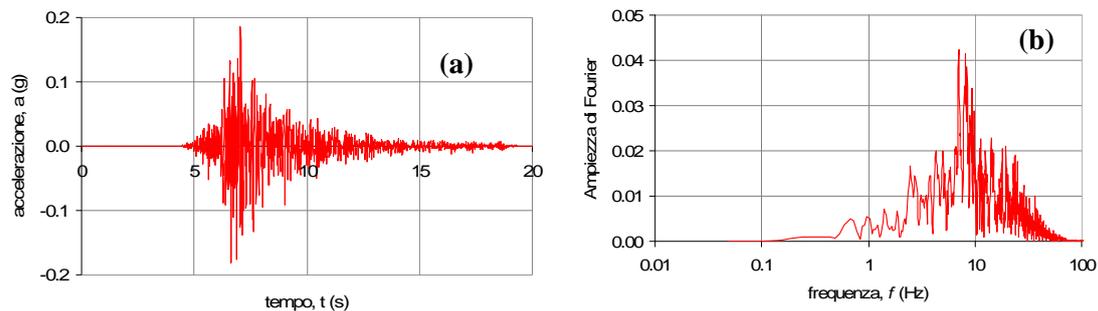


Figura 3.Registrazione di un aftershock del terremoto Umbria-Marche 1997 presso la stazione di Nocera Umbra: accelerogramma (a) e spettro di Fourier (b).

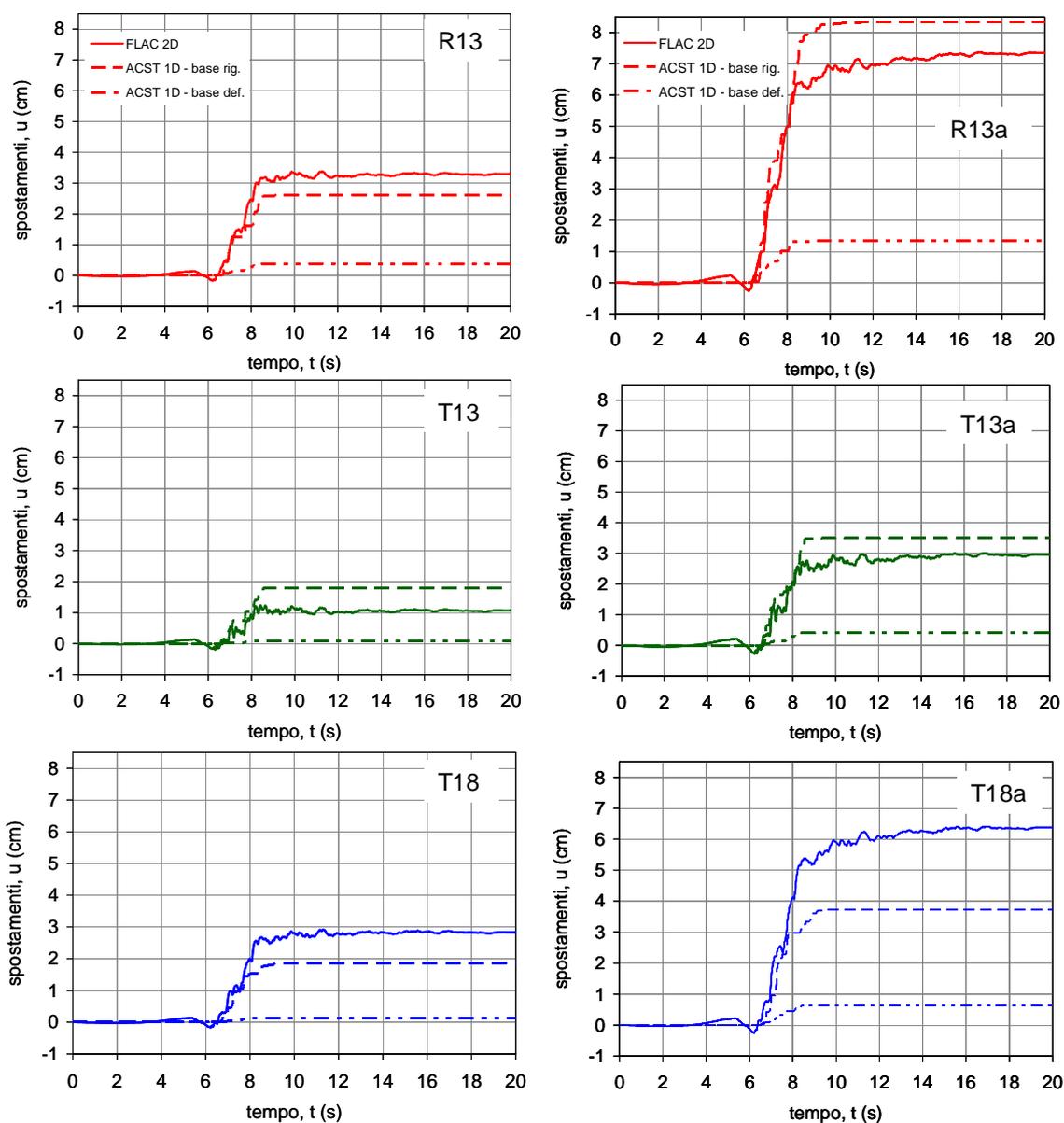


Figura 4.Confronto tra FLAC e ACST in termini di spostamenti cumulati nel tempo: con input reale (R13, T13 e T18) ed amplificato a 0.3g (R13a, T13a e T18b)

La **Figura 5** riporta una sintesi degli spostamenti permanenti alla fine dall'evento sismico, per ciascun modello di pendio in relazione al coefficiente sismico critico stimato; inoltre, gli stessi spostamenti ottenuti con FLAC e ACST sono confrontati con quelli calcolati dall'ipotesi di blocco rigido del modello di **Newmark (1965)** che risultano decisamente sottostimati.

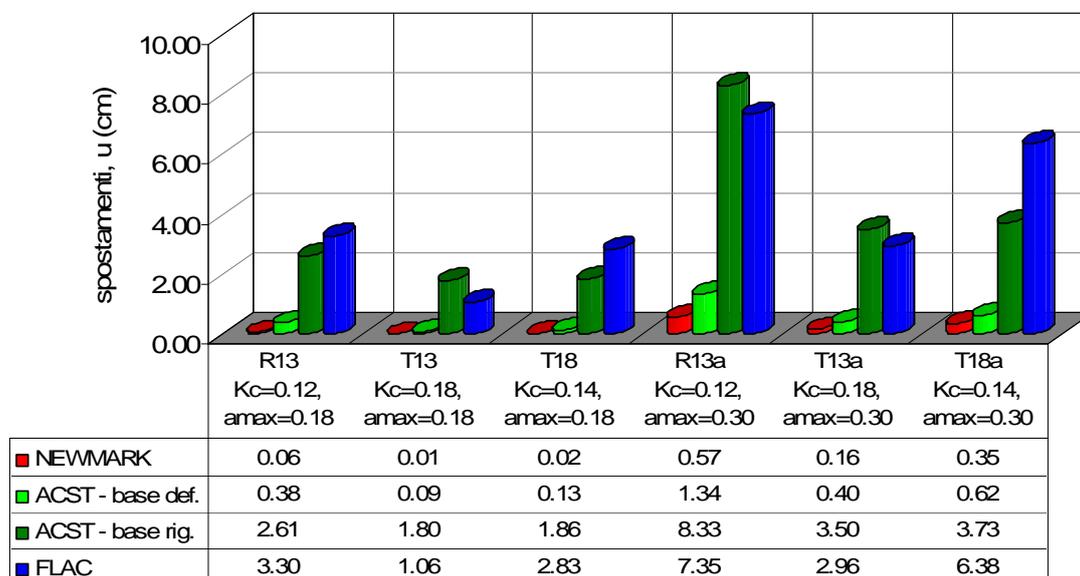


Figura 5. Confronto tra FLAC, ACST e NEWMARK in termini di spostamenti permanenti: con input reale (R13, T13 e T18) ed amplificato a 0.3g (R13a, T13a e T18b)

## Conclusioni

Le analisi su modelli di pendio virtuale proposte in questo lavoro possono essere un punto di partenza per confrontare approcci con differenti livelli di complessità per la stima degli spostamenti permanenti indotti da sisma. Da questi primi risultati, è stato possibile verificare come i due codici FLAC e ACST, pur utilizzando una modellazione numerica molto differente, sembrano mostrare un discreto accordo, soprattutto se si prendono in considerazione i risultati ottenuti da ACST con bedrock rigido. Non sono del tutto chiari i motivi per cui gli spostamenti risultano sensibilmente più ridotti se si considera il bedrock deformabile, nonostante l'elevata rigidità imposta al materiale di base. Per un più corretto confronto dei risultati, occorre approfondire l'entità degli effetti dell'amplificazione topografica indotta dalle particolari condizioni geometriche del problema. Gli sviluppi futuri della ricerca prevedono, tra l'altro, l'analisi degli effetti della generazione di sovrappressioni neutre che in questi modelli di pendio a grana fine non sono state considerate, mentre giocano un ruolo determinante sull'instabilità in condizioni sismiche e post-sismiche.

## Bibliografia

- 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.
- Bishop A.W. (1954) - *The use of the slip circle in the stability analysis of slopes* - Geotechnique Vol.5(1955)
- Itasca Consulting Group (2005) - *Flac 5.0 USER'S Manual* - Minneapolis, Minnesota.

- Morgenstern N.R., Price V.E. - *The analysis of the stability of general slip surface* - Geotechnique Vol.15 (1965)
- 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.
- Sarma, S.K. (1973) - *Stability analysis of embankments and slopes* - Geotechnique Vol. 23
- Rampello, S., Silvestri, F., Viggiani, G., (1994) -*The dependence of small strain stiffness on stress state and history for fine-grained soils: the example of Vallericca clay* - Proc. I Symp. on Pre-failure Deformations of Geomaterials, 1, 273-279, Rotterdam, Balkema.
- Aztec informatica, (1998) – *Manuale STAP* – Casole Bruto (CS).