

## ANALISI DINAMICHE DI PARATIE PLURIVINCOLATE

Giuseppe Tropeano,  
*D.I.C.A.AR., Università di Cagliari*  
[giuseppe.tropeano@unica.it](mailto:giuseppe.tropeano@unica.it)

Fabio M. Soccodato,  
*D.I.C.A.AR., Università di Cagliari*  
[soccodato@unica.it](mailto:soccodato@unica.it)

### Sommario

La nota presenta alcuni risultati di una serie di analisi numeriche dinamiche nel dominio del tempo di paratie plurivincolate. Il modello numerico prevede la simulazione di uno scavo a sbalzo, in campo statico, di altezza pari a 4 m, in presenza di una coppia di paratie in terreni a grana grossa, seguito dall'introduzione degli elementi strutturali (puntoni) che collegano le due paratie contrapposte. Successivamente, sono state applicate alla base del modello quattro storie di accelerazioni di eventi sismici reali, caratterizzate da diverso contenuto in frequenza, per tre valori di intensità del segnale. Per il terreno si è adottato un modello di comportamento isteretico, accoppiato ad un criterio di resistenza alla Mohr-Coulomb. I risultati delle analisi evidenziano il ruolo assunto dai parametri che caratterizzano il segnale sismico e gli effetti della risposta sismica sull'entità degli incrementi di sollecitazione negli elementi strutturali.

### 1. Introduzione

Il comportamento sismico di paratie plurivincolate è piuttosto complesso. I dati ottenuti da studi sperimentali su modelli si riferiscono generalmente a paratie libere o con un livello di vincolo in testa ([Conti et al. 2012](#)). In questi casi il raggiungimento, in alcuni istanti, di condizioni di completa mobilitazione della resistenza del terreno a monte e a valle dell'opera permette la dissipazione di parte dell'energia sismica attraverso il progressivo accumulo di spostamenti permanenti. Quando la geometria dei livelli di vincolo impedisce la formazione di atti di moto rigido istantanei e, contemporaneamente, gli elementi strutturali non raggiungono le condizioni di snervamento, gli spostamenti permanenti da attendersi sono relativamente modesti e, di conseguenza, l'azione sismica può provocare un significativo incremento delle sollecitazioni nelle strutture. Le soluzioni presenti nella letteratura (p.es. [Wood, 1973](#); [Veletsos & Younan, 1994](#)) sono basate principalmente su schemi più propriamente rappresentativi di muri di sostegno. Tali soluzioni sono spesso utilizzate nella pratica progettuale anche nel caso di paratie, trascurando, tra gli altri, gli effetti connessi alla parte infissa dell'opera. In questo studio sono presentati i risultati di una serie di analisi numeriche dinamiche di una coppia di paratie plurivincolate, in terreni a grana grossa asciutti, con l'obiettivo di individuare i principali parametri che governano il comportamento sismico di questa tipologia di opere.

### 2. Modellazione Numerica

Le analisi parametriche sono state messe a punto con riferimento al modello di sottosuolo già considerato da [Callisto & Soccodato \(2007\)](#) e [\(2010\)](#). Il sottosuolo è formato da uno strato di 30 m di terreno sovrastante un bedrock rigido (Fig. 1). Per il terreno si è adottato un modello elasto-plastico perfetto con criterio di rottura di Mohr-Coulomb caratterizzato da parametri di resistenza corrispondenti a quelli di una sabbia poco addensata (Fig. 1a).

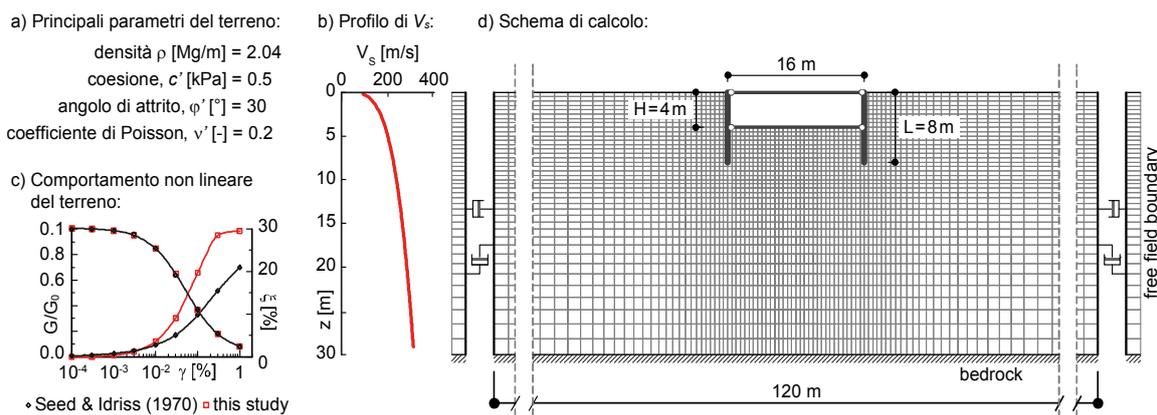


Fig. 1. (a) Principali parametri del terreno, (b) profilo di  $V_s$ , (c) curve di decadimento del modulo di rigidità e curva dello smorzamento isteretico, e (d) schema di calcolo per le analisi 2D.

La rigidità a taglio a piccole deformazioni è calcolata in funzione della tensione media efficace (Fig. 1b in termini di profilo di velocità delle onde di taglio,  $V_s$ ). Il comportamento isteretico del terreno è stato modellato utilizzando le curve di decadimento del modulo di taglio per sabbie di Seed & Idriss (1970) (Fig. 1c). Lo smorzamento isteretico è, invece, quello calcolato mediante l'applicazione dei criteri di Masing generalizzati implementati dal codice di calcolo.

Le analisi numeriche dinamiche sono state svolte con il codice alle differenze finite FLAC 7.0 (Itasca, 2011). La geometria del problema è mostrata, insieme alla griglia di calcolo, in Fig. 1d. La coppia di paratie ( $L = 8$  m) sorregge uno scavo di altezza  $H = 4$  m e larghezza 16 m. Il dimensionamento geotecnico e strutturale delle paratie è stato effettuato con riferimento a condizioni di scavo a sbalzo, ipotizzando cioè le paratie come opere provvisorie secondo le indicazioni delle NTC 2008.

I livelli di contrasto definitivi in corrispondenza della testa delle paratie e della quota di fondo scavo, sono stati introdotti successivamente alla fase di scavo, prima della simulazione dell'evento sismico.

La dimensione massima dell'elemento della mesh di calcolo è stata fissata seguendo le ben note indicazioni di Kuhlemeyer & Lysmer (1973) ( $f_{max} = 15$  Hz). Per evitare effetti di riflessione sui bordi laterali della griglia di calcolo si sono adottati condizioni di campo libero (*free field boundary*) messi a disposizione dalle librerie di FLAC.

### 3. Input sismico

Gli accelerogrammi utilizzati per le analisi dinamiche (E) (Fig. 2) sono registrazioni di eventi sismici *strong motion*, principalmente italiani, selezionati in modo tale da presentare un diverso contenuto in frequenza (Fig. 2b-e) ma circa il medesimo valore dell'intensità di Arias ( $I_A \cong 0.75$  m/s).

ID	Terremoto (data, magnitudo $M_w$ )	Stazione (rec. comp.)	$a_{max}$ [g]
TMZ-E	Friuli (06/05/1976, 6.5)	Tolmezzo (NS)	0.350
GLR-E	Loma Prieta (18/10/1989, 6.9)	Gilroy #1 (NS)	0.440 <sup>(1)</sup>
ASS-E	Umbria-Marche 2 <sup>nd</sup> (26/09/1997, 6.0)	Assisi (NS)	0.275
NCR-E	Umbria-Marche 3 <sup>rd</sup> (06/10/1997, 5.4)	Nocera Umbra (WE)	0.330 <sup>(2)</sup>

(1) Record scalato per 0.9; (2) Record scalato per 1.1.

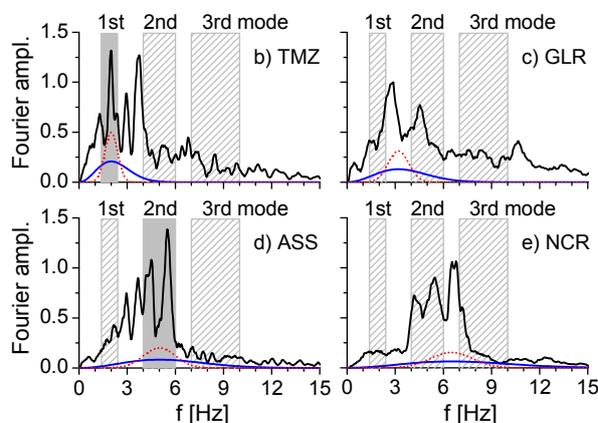


Fig. 2. Accelerogrammi utilizzati in questo studio (a) e confronto tra gli intervalli di periodo fondamentale ottenuti da analisi lineari equivalenti 1D e il contenuto in frequenza delle waveform b) TMZ, c) GLR, d) ASS ed e) NCR.

Gli accelerogrammi naturali (S01), corretti con un filtro passa-basso con frequenza di taglio 15 Hz, sono stati inoltre scalati a 2 livelli minori di accelerazione di picco (S02 e S03) con l'obiettivo di valutare la dipendenza della risposta del sistema dall'intensità del moto sismico.

Per analizzare gli effetti della risposta globale del sistema e del numero di cicli sull'entità delle sollecitazioni, si sono anche considerate forme d'onda più semplici corrispondenti all'impulso di picco degli accelerogrammi naturali selezionati. Tali impulsi sono stati definiti con le funzioni analitiche corrispondenti a circa 1 e 2 cicli di carico-scarico equivalenti: *Ricker-wavelet* di tipo beta (R) e la parte reale di *Morlet-wavelet* (M) rispettivamente, e hanno un contenuto in frequenza centrato sulla frequenza predominante dello spettro di Fourier delle registrazioni naturali corrispondenti. Si noti, inoltre, che i segnali M presentano una banda di frequenza più stretta rispetto ai segnali R (Fig. 2b-e).

#### 4. Risposta sismica del sistema

Il campo di moto è notoriamente influenzato dalla sovrapposizione di diversi effetti:

1. eterogeneità della rigidezza del terreno;
2. non linearità del comportamento meccanico del terreno;
3. geometria del sistema (effetti 2D);
4. interazione terreno-struttura.

Il confronto tra i valori dei parametri dell'azione sismica di input e quelli calcolati per gli accelerogrammi ottenuti in superficie in condizioni *free field* consente una stima degli effetti 1 e 2 sull'entità dell'azione sismica (Fig. 3a e b). La differente risposta ai segnali è legata ai modi di vibrare del sistema. A causa del comportamento marcatamente non lineare, i periodi fondamentali della colonna di terreno sono fortemente influenzati dal moto: tale variabilità è indicata dagli intervalli di frequenza evidenziati nella Fig. 2b-e. Si noti che la frequenza predominante dei segnali TMZ eccita il sistema con la prima frequenza fondamentale (doppia risonanza) che comporta un incremento delle deformazioni di taglio negli strati inferiori e, di conseguenza, un aumento dello smorzamento. Per ASS si ha una doppia risonanza in corrispondenza della seconda frequenza fondamentale del terreno a cui sono associate deformazioni minori e, quindi, un minore smorzamento isteretico.

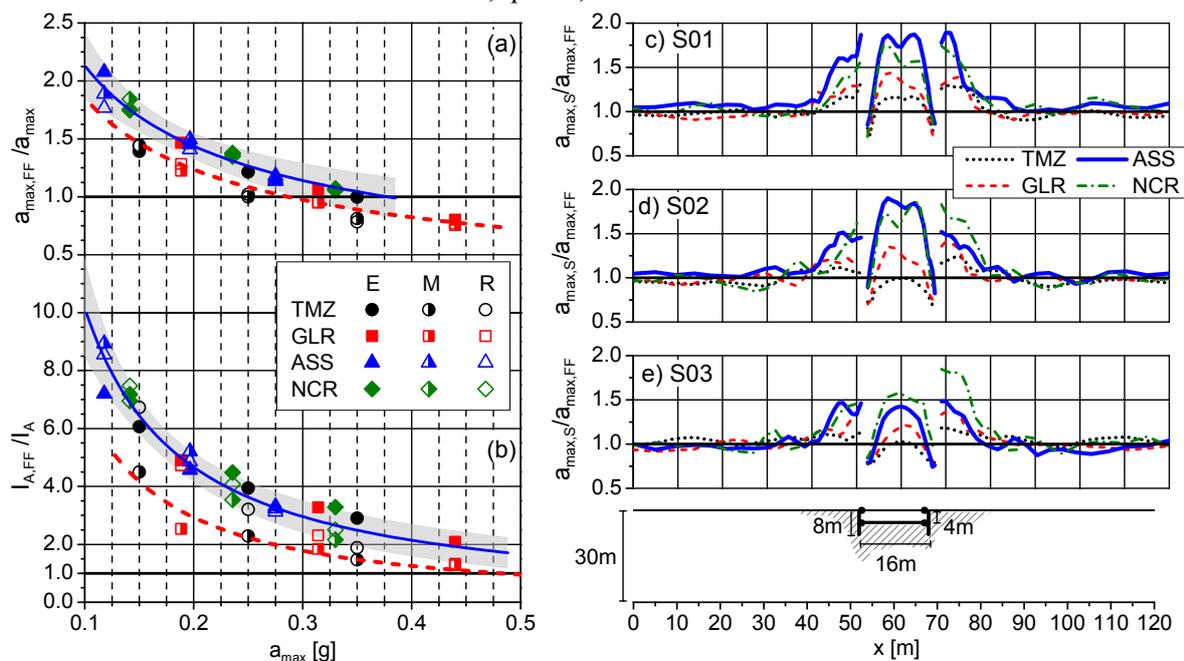


Fig. 3. Fattori di risposta 1D in termini di accelerazione massima (a) e di intensità di Arias (b). Fattori di risposta 2D in termini di accelerazione massima per le registrazioni naturali (E) al variare dell'intensità dell'input sismico: S01 (c), S02 (d) ed S03 (e).

I segnali NCR e GLR presentano un picco di frequenza nelle bande in cui non si ha risonanza, pur mantenendo un contenuto in frequenza significativo nella banda in cui si corrisponde al secondo modo di vibrare (ad eccezione del segnale M-GLR).

Per gli effetti 3 e 4 si è considerato quale parametro sintetico il rapporto tra l'accelerazione massima in superficie del modello 2D,  $a_{max,S}$ , e l'accelerazione di picco in superficie valutata in condizioni *free field*,  $a_{max,FF}$  (Fig. 3c-e). L'amplificazione dell'accelerazione massima a monte delle paratie presenta effetti ascrivibili a fenomeni di interazione terreno-struttura, in particolare a tergo della paratia che risulta maggiormente sollecitata: si evidenzia, pertanto, una marcata asimmetria nell'involuppo delle accelerazioni massime che agiscono a tergo delle paratie. Il moto al fondo dello scavo presenta una attenuazione dell'ampiezza massima in prossimità delle paratie; al centro dello scavo, invece, si osservano effetti di amplificazione che diventano più evidenti all'aumentare dell'intensità del sisma. Entrambi gli effetti dipendono dalla frequenza del segnale di input.

## 5. Comportamento delle strutture

Durante la fase sismica, le azioni sulle strutture variano rapidamente in base al modulo e alla direzione assunti dal vettore istantaneo dell'accelerazione. Tipicamente, per un dato istante di tempo, le distribuzioni delle tensioni orizzontali,  $\sigma_h$ , agenti sulle due paratie e gli effetti sulle strutture possono essere molto diversi, come mostrato nell'esempio in Fig. 4a e b per l'accelerogramma ASS-E-S01.

In un generico istante (simboli e linee rossi) il terreno trasmette azioni maggiori su una paratia che, pertanto, risulta maggiormente sollecitata rispetto alla paratia opposta che risulta quasi esclusivamente caricata dal puntone basso. Durante la fase principale del moto la distribuzione delle azioni e delle sollecitazioni delle due paratie risulta pertanto asimmetrica e tende a equilibrarsi nella fase post sisma (linee e simboli blu). Rispetto alle condizioni iniziali, il massimo incremento di momento  $\Delta M_{max}$  e residuo,  $\Delta M_{res}$ , si attingono per tutti gli input sismici considerati nella sezione in corrispondenza del puntone basso.

In Fig. 5 è mostrata la storia temporale del momento per la sezione più sollecitata. A partire dalle condizioni iniziali,  $M_{stat}$ , il momento si cumula nel tempo seguendo una linea di base proporzionale alla funzione dell'intensità di Arias (linea rossa) fino al raggiungimento del valore residuo  $M_{res}$ .

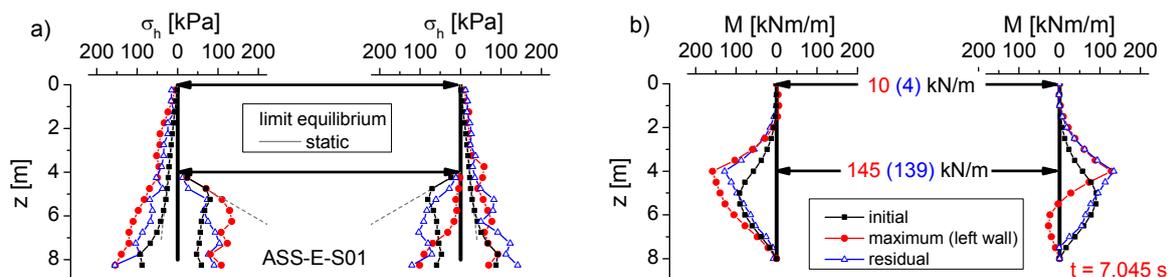


Fig. 4. Tensione orizzontale (a), andamento del momento nelle paratie e dello sforzo normale nei puntone (b) per l'accelerogramma ASS-E-S01.

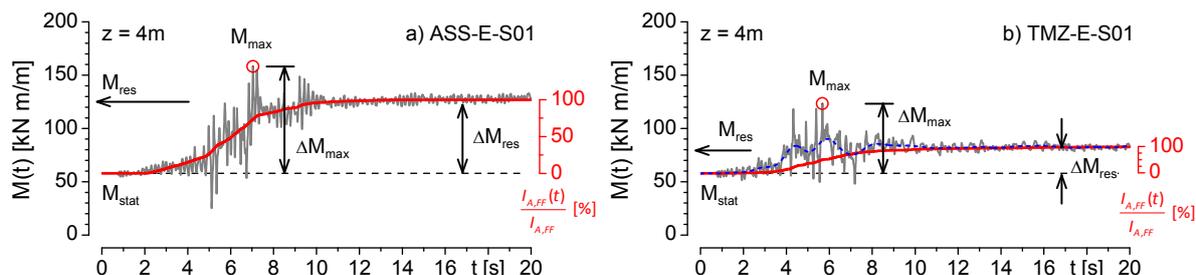


Fig. 5. Storia temporale del momento nella sezione in corrispondenza del puntone inferiore per le registrazioni ASS-E-S01 (a) e TMZ-E-S01 (b).

Il valore massimo, invece, è dato dalle oscillazioni rispetto alla linea di base. L'andamento mostrato nella Fig. 5a è quello tipicamente osservato per accelerogrammi e forme d'onda con contenuto in frequenza significativo nella banda di risonanza del secondo modo; negli altri casi (in particolare per i segnali R e W) è possibile osservare una differenza tra la funzione dell'intensità di Arias (linea rossa nella Fig. 5b) e la linea di base (linea blu) che presenta un andamento decrescente più o meno marcato dopo il raggiungimento del valore massimo.

Nella Fig. 6 sono mostrati i valori dell'incremento di momento residuo,  $\Delta M_{res}$ , e del momento massimo,  $\Delta M_{max}$ , ottenuti per le registrazioni naturali (E). L'incremento di momento residuo (Fig. 6a) risulta crescente all'aumentare dall'intensità di Arias valutata in superficie in condizioni di *free-field*,  $I_{A,FF}$ , e del rapporto  $T_s^*/T_m$  (in cui  $T_s^*$  è il periodo fondamentale della colonna di terreno di spessore pari alla lunghezza della paratia).  $\Delta M_{res}$  risulta, inoltre, dipendente dal numero di cicli di carico equivalenti,  $n_{eq}$  (definito come il rapporto tra la durata significativa,  $D_{5-95}$ , e il periodo mediano,  $T_m$ ) dell'accelerogramma di input. Analoghe relazioni sono state ottenute per le altre forme d'onda utilizzate in questo studio.

L'incremento di momento massimo,  $\Delta M_{max}$ , risulta funzione di  $\Delta M_{res}$  come mostrato in Fig. 6b. La relazione sembra dipendere dal contenuto in frequenza dell'accelerogramma, diverso per le forme d'onda ASS e NCR (che presentano un contenuto in frequenza significativo nella banda di risonanza del secondo modo), e per le registrazioni TMZ e GLR (linea tratteggiata e simboli grigi).

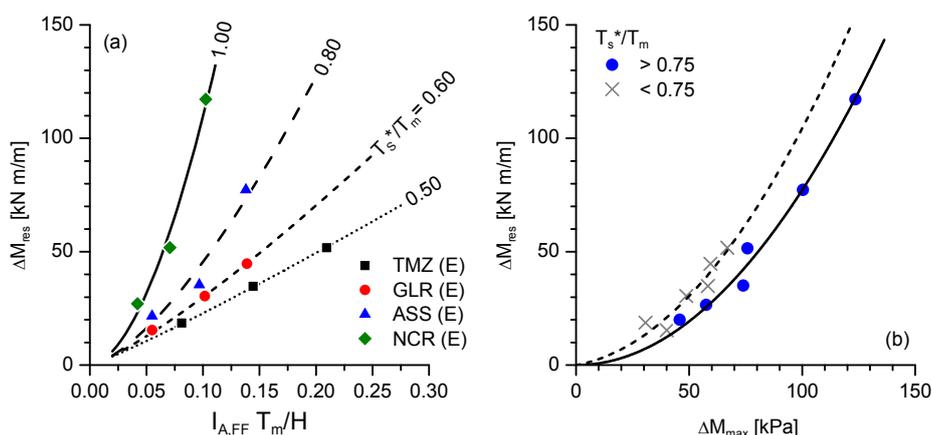


Fig 6. Andamento della variazione massima del momento residuo,  $\Delta M_{res}$ , in funzione dell'intensità di Arias valutata in superficie in condizioni *free-field* normalizzata,  $I_{A,FF}$ , e del rapporto tra i periodi, per le registrazioni E ( $n_{eq} > 10$ ) (a) e relazione tra i momenti residuo e massimo.

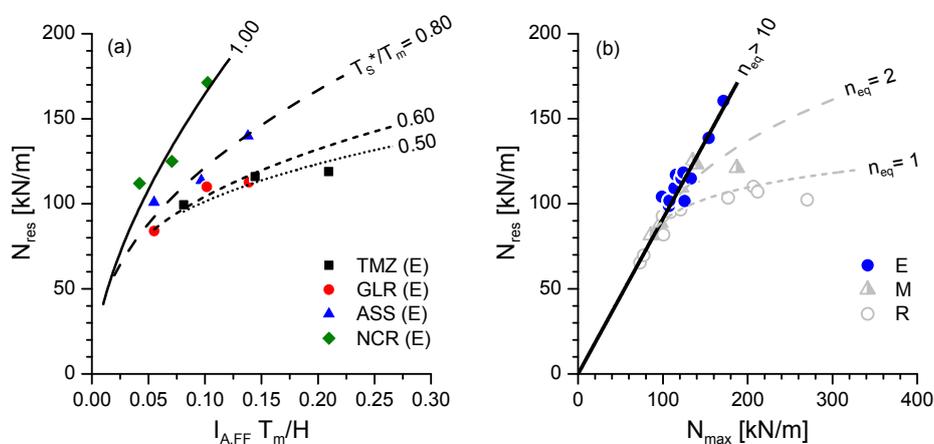


Fig 7. Andamento della variazione massima dello sforzo normale agente nel puntone più sollecitato,  $N_{res}$ , in funzione dell'intensità di Arias normalizzata,  $I_{A,FF}$ , e del rapporto tra i periodi, per le registrazioni E ( $n_{eq} > 10$ ) (a) e relazione tra lo sforzo assiale residuo e massimo.

Nella Fig. 7 sono riportati i valori di sforzo normale residuo,  $N_{res}$ , e massimo,  $N_{max}$ , riferiti al puntone più sollecitato. Anche per i valori  $N_{res}$  è possibile individuare una marcata dipendenza dei parametri del moto  $I_{A,FF}$ ,  $T_m$  e  $n_{eq}$  e il periodo fondamentale del terreno  $T_s^*$ .

I valori di sforzo normale massimo possono essere messi in relazione con i valori di  $N_{res}$  come mostrato in Fig. 7b. In questo caso è possibile individuare una dipendenza residua di  $N_{max}$  con il numero di cicli dell'accelerogramma di input.

## **6. Conclusioni**

Questa nota riporta i risultati preliminari di una serie di analisi dinamiche nel dominio del tempo di una coppia di paratie vincolate con due livelli di puntamento a sostegno di uno scavo in un terreno a grana grossa asciutto mediamente addensato. Il modello del terreno è caratterizzato da una rigidità a taglio dipendente dallo stato tensionale iniziale e da un comportamento ciclico marcatamente non lineare. Come input sismico sono stati considerati accelerogrammi naturali e segnali analitici caratterizzati da un diverso contenuto in frequenza.

I risultati delle analisi indicano una risposta del sistema molto complessa a causa della combinazione di effetti locali e di interazione terreno-struttura. Tale complessità si manifesta principalmente sull'entità delle spinte che il terreno esercita sulle paratie. Tuttavia, i risultati ottenuti in termini di sollecitazioni negli elementi strutturali consentono di evidenziare le caratteristiche del moto che maggiormente ne influenzano l'incremento. In particolare, risulta dominante l'effetto del contenuto in frequenza dell'azione sismica di input, espresso come periodo mediano, in relazione alle frequenze fondamentali del terreno e della geometria del sistema. L'incremento di sollecitazione risulta funzione, inoltre, del numero di cicli dell'azione di input e dell'ampiezza del moto in superficie in condizioni *free field* espressa in termini di intensità di Arias, che, in questo caso, si manifesta come parametro più efficace rispetto all'accelerazione di picco.

## **Bibliografia**

- Callisto L., Soccodato F.M. (2007). "Seismic analysis of an embedded retaining structure in coarse-grained soils". *Proc. 4th Int. Conf. on Earthquake Geotechnical Engineering*. 25-28 June, 2007. Thessaloniki
- Callisto L., Soccodato F.M. (2010). "Seismic design of cantilevered retaining walls". *Journal of geotech. and geoenv. eng.* 136(2): 344-354.
- Conti, R., Madabhushi, G.S.P., Viggiani, G.M.B. (2012). "On the behaviour of flexible retaining walls under seismic actions". *Geotechnique*, 62. pp. 1081-1094.
- Itasca Consulting Group Inc., 2011. *Fast Lagrangian Analysis of Continua. User's Guide. 5th Edition (FLAC Version 7.0)* September 2011.
- Kuhlemeyer R. L., Lysmer J. (1973). "Finite Element Method accuracy for wave propagation problems". *Journal of Soil Mechanics & Foundations Division*, ASCE, 99(SM5): 421-427.
- Seed H.B., Idriss I.M., (1970). "Soil moduli and damping factors for dynamic analysis". Report No. EERC 70-10, University of California, Berkeley, 1970.
- Veletsos A. S., Younan A. H., (1994). "Dynamic soil pressures on rigid vertical walls". *Earthquake Eng. Struct. Dyn.* 23: 275-301
- Wood J. H. (1973). "Earthquake-induced Soil pressures on Structures". Ph.D thesis. the California Institute of Technology, Pasadena, California, USA