

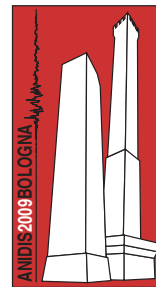
Valutazione della stabilità sismica di pendii naturali mediante un approccio semplificato agli spostamenti

Giuseppe Tropeano, Ernesto Ausilio, Antonio Costanzo

Dipartimento di Difesa del Suolo, Università della Calabria. Via Pietro Bucci - cubo 44b, 87036 Rende (CS).

Francesco Silvestri

Dipartimento di Ingegneria Idraulica Geotecnica e Ambientale, Università Federico II di Napoli. Via Claudio 21, 80125 Napoli.



Keywords: stabilità dei pendii, coefficienti di riduzione, analisi semplificata, leggi di attenuazione

ABSTRACT

Nella convenzionale analisi pseudo-statica della stabilità dei pendii in condizioni sismiche, si considera una forza orizzontale equivalente, che rappresenta la risultante della distribuzione non uniforme delle forze di inerzia orizzontali del terreno instabile. Essa è definibile a partire dall'accelerazione massima prevista in superficie, ridotta per effetto della deformabilità del terreno e della duttilità dell'ammasso in frana, intesa come la possibilità che il pendio subisca uno spostamento ammissibile con una data probabilità di non superamento. Seguendo un approccio semplificato di tipo disaccoppiato, sono stati definiti tre differenti coefficienti di riduzione dell'azione sismica, tenendo conto del periodo mediano e dalla durata significativa dell'azione sismica. Per tener conto della variabilità statistica di questi parametri, sono state elaborate opportune leggi di attenuazione valide per la sismicità italiana.

1 INTRODUZIONE

L'affidabilità dei metodi canonici di analisi pseudo-statica o dinamica della stabilità dei pendii sono fortemente condizionati dalla valutazione delle azioni sismiche, rispettivamente espresse in termini di coefficiente sismico o di accelerogramma di progetto. In linea di principio, la selezione delle azioni dinamiche può essere effettuata in maniera accurata attraverso studi di pericolosità regionale, combinati con analisi di risposta sismica locale. Un approccio così rigoroso può comportare difficoltà sproporzionate per la progettazione ordinaria. Da qui la necessità di implementare relazioni empiriche e metodi semplificati, in grado di fornire risultati indicativi, sia in termini di coefficiente sismico da utilizzare per l'analisi pseudo-statica (Figura 1), sia di spostamenti permanenti, valutabili a partire da pochi parametri sintetici. In ogni caso, l'affidabilità dei risultati ottenuti è vincolata al grado di conoscenza raggiunto nella definizione del modello geotecnico del pendio.

I metodi di analisi dinamica semplificata, sviluppati come approcci "disaccoppiati", sono procedure che mirano al superamento dei limiti

introdotti dalle relazioni empiriche, in genere cautelative, mantenendo il carattere di facilità di applicazione.

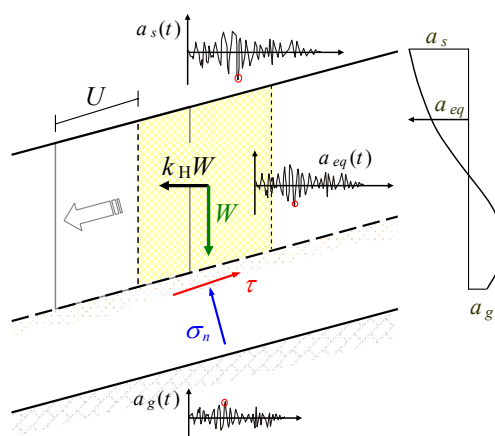


Figura 1. Schema per l'analisi pseudo-statica di un pendio.

La procedura disaccoppiata elaborata da Ausilio et al. (2007a) ed i coefficienti di riduzione dell'azione sismica proposti da Ausilio et al. (2007b), sono stati aggiornati esprimendo in termini probabilistici alcuni parametri del moto (periodo mediano e durata significativa), finora considerati come variabili deterministiche. A tale scopo, sono state elaborate opportune leggi di attenuazione, calibrate a partire dal database sismico italiano.

2 L'APPROCCIO DISACCOPIATO

Il metodo semplificato disaccoppiato, sviluppato originariamente da Bray & Rathje (1998), è stato adattato al contesto sismico italiano (Ausilio et al., 2007a) ed esteso a diverse tipologie di sottosuolo, compatibili con la classificazione introdotta da Eurocode 8 (prEN 1998-1, 2003) e con la revisione suggerita da Bouckovalas et al (2006).

Le quantità necessarie per la stima degli spostamenti sono valutate in due fasi distinte: in una prima fase vengono stimati l'accelerazione equivalente, il periodo e la durata; nella seconda fase si effettua una previsione degli spostamenti utilizzando i parametri del moto restituiti dalla prima. L'analisi di risposta sismica della massa potenzialmente instabile è condotta separatamente dalla doppia integrazione dell'accelerogramma equivalente. Ciò implica che l'analisi di risposta sismica del pendio è condotta considerando per il terreno un comportamento visco-elastico lineare equivalente, mentre nella successiva applicazione del metodo di Newmark si considera un legame rigido-plastico per l'intero volume di scorrimento. Per entrambe le fasi sono state definite delle relazioni basate su approfondite analisi statistiche a partire da accelerogrammi opportunamente selezionati da un database sismico di eventi italiani (SISMA – Scasserra et al. 2008).

2.1 Ampiezza del moto nella massa instabile

Per la valutazione dell'accelerazione equivalente massima, $a_{eq,max}$, si è fatto riferimento alla condizione di equilibrio dinamico in condizioni monodimensionali, espressa in relazione dello sforzo tangenziale $\tau(t)$ e dello sforzo verticale σ_v alla profondità H_s di una potenziale superficie di scorrimento:

$$a_{eq,max} = \max \left[\frac{\tau(H_s, t)}{\sigma_v(H_s)} \cdot g \right] = \frac{\tau_{max}(H_s)}{\sigma_v(H_s)} \cdot g \quad (1)$$

I valori di $a_{eq,max}$ sono stati ottenuti attraverso analisi monodimensionali della risposta sismica locale di 21 stratigrafie (Ausilio et al., 2007a), utilizzando il software EERA (Bardet et al., 2000). L'accelerazione massima equivalente, normalizzata per l'accelerazione massima in superficie, $a_{s,max}$, è stata posta in funzione del rapporto tra periodo fondamentale della colonna di terreno compresa tra l'estradosso del pendio e la superficie di scorrimento, T_s , e il periodo medio dell'accelerogramma, T_m . I valori

campionari di $a_{eq,max}$ per le diverse classi di sottosuolo definiscono un unico andamento in funzione di T_s/T_m (Figura 2). Di conseguenza, è possibile ottenere un'unica curva mediana, definita attraverso analisi statistica di tutti i dati campionari ed espressa come:

$$\alpha_F = \frac{a_{eq,max}}{a_{s,max}} = \frac{0.95}{1 + \left(\frac{T_s/T_m}{0.75} \right)^{1.5}} + 0.05 \quad (2)$$

riportata in Figura 2 insieme alle curve ottenute per probabilità di superamento del 16% and 84%.

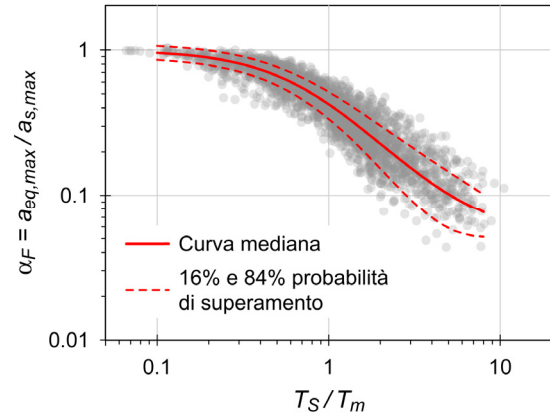


Figura 2. Accelerazione equivalente normalizzata per l'accelerazione in superficie in funzione del rapporto tra i periodi.

In pratica, l'accelerazione massima in superficie può essere stimata moltiplicando il valore al *bedrock* (a_g) per un coefficiente di risposta che tiene conto, in maniera sintetica, del comportamento non lineare del terreno. I risultati delle stesse analisi 1D hanno permesso di definire il coefficiente di risposta non lineare, S_{NL} , per ciascuna categoria di sottosuolo, al variare di a_g (Ausilio et al., 2007a). I parametri di regressione ottenuti ed il coefficiente di correlazione, R^2 , sono riportati in Tabella 1.

Tabella 1. Coefficiente di amplificazione non lineare (da Ausilio et al. 2007a).

Classe di Sottosuolo	$S_{NL} = p \cdot a_g^m$		
	p	m	R^2
A1	1	0	-
A2	1.466	-0.125	0.1397
B	1.018	-0.202	0.4506
C	1.062	-0.236	0.3906
D	0.539	-0.417	0.8477
E	1.227	-0.205	0.3971

Normalizzando $a_{eq,max}$ per l'accelerazione in superficie, stimata usando il coefficiente S_{NL} , la distribuzione presenta una deviazione standard costante in scala logaritmica (cfr. Figura 3) e la

legge di regressione dei valori mediani può essere espressa come:

$$\alpha_F = \frac{a_{eq,max}}{S_{NL} \cdot a_g} = \begin{cases} 0.74 & T_s/T_m \leq 0.5 \\ 0.4199 \cdot \left(\frac{T_s}{T_m}\right)^{-0.815} & T_s/T_m > 0.5 \end{cases} \quad (1)$$

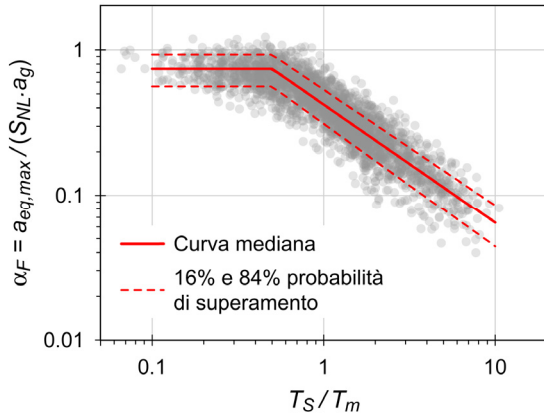


Figura 3. Accelerazione equivalente normalizzata per l'accelerazione in superficie stimata con il coefficiente di amplificazione non lineare, S_{NL} , in funzione del rapporto tra i periodi.

2.2 Previsione degli spostamenti

Per la previsione degli spostamenti permanenti, è stato adottato il modello di blocco rigido di Newmark (1965), escludendo le registrazioni accelerometriche poco significative ai fini dell'innescio di fenomeni di scorrimento. Sono stati, infatti, esclusi gli accelerogrammi registrati in siti a distanze epicentrali maggiori delle distanze limite calcolate in base alla magnitudo delle onde di superficie, secondo le ben note curve di Keefer & Wilson (1989). Per ciascun accelerogramma selezionato, lo spostamento è stato calcolato, in entrambi i versi, per rapporti tra l'accelerazione critica e quella equivalente, a_y/a_{max} , variabili tra 0.1 e 0.9.

Considerando lo spostamento come variabile aleatoria (v.a.), u , si è analizzata la distribuzione di probabilità della v.a. trasformata, u^* :

$$u_i^* = \left(\frac{u}{a_{max} \cdot D_{5-95} \cdot T_m} \right)_i \quad \text{con } i = 1, 2, \dots, n \quad (3)$$

ottenuta normalizzando u in funzione del prodotto tra accelerazione di picco, a_{max} , durata significativa, D_{5-95} , e periodo medio, T_m , dell' i -esimo accelerogramma considerato. Questa normalizzazione, analoga a quella già proposta da Yegian et al. (1991), deriva dalla soluzione analitica dell'equazione del moto del blocco rigido sottoposto ad un segnale armonico.

Al variare del rapporto tra l'accelerazione critica e l'accelerazione di picco del segnale, a_y/a_{max} , le serie campionarie di spostamenti normalizzati, u_i^* , risultano distribuite con una legge log-normale (Tropeano, 2006). I parametri delle distribuzioni statistiche, mediana e deviazione standard, sono stati quindi interpretati con diverse leggi di regressione in funzione del rapporto a_y/a_{max} . La mediana $E[\log(u^*)]$ può essere espressa mediante una funzione lineare, riportata in Figura 4:

$$E[\log(u^*)] = -1.349 - 3.410 \frac{a_y}{a_{max}} \quad (4)$$

La deviazione standard α_U può essere espressa come funzione lineare del rapporto a_y/a_{max} (con $R^2 = 0.973$):

$$\sigma_U = 0.25 \cdot (1 + a_y/a_{max}) \quad (5)$$

Ai fini applicativi, data la modesta variabilità del parametro (compreso tra 0.25 ÷ 0.5), può essere preso in considerazione il suo valore medio campionario, pari a circa 0.35.

Noti valore mediano e deviazione standard della distribuzione, è possibile valutare il percentile per il generico valore di probabilità di non superamento, p , attraverso la relazione:

$$\log(u^*) = E[\log(u^*)] + \sigma_U \varepsilon_U \quad (6)$$

dove ε_U è a v.a. residua normalizzata distribuita con una legge normale standardizzata.

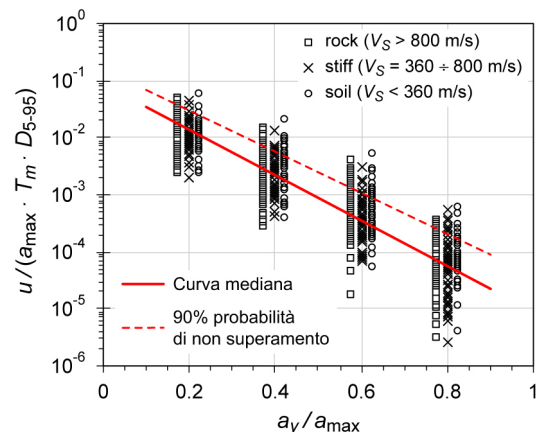


Figura 4. Analisi statistica dello spostamento normalizzato e funzioni di regressione lineare.

2.3 Coefficienti di riduzione

Con riferimento alla procedura disaccoppiata proposta, sono state definite tre differenti tipologie di fattori di riduzione per la valutazione del coefficiente sismico da utilizzarsi nelle analisi pseudo-statiche (Ausilio et al. 2007b):

1. il ‘fattore di riduzione di frequenza’, α_F , funzione della deformabilità del terreno;
2. il ‘fattore di riduzione per gli spostamenti’, α_U , espresso con riferimento alla duttilità del terreno e dipendente da uno spostamento limite ammissibile prefissato, u_{amm} ;
3. il ‘fattore di riduzione globale’, α_{FU} , che tiene simultaneamente conto degli aspetti precedenti.

Se si tiene conto della sola deformabilità, il fattore α_F è fornito direttamente dalla relazione (2) o, in alternativa, dalla (3). Per tener conto della duttilità, occorre prefissare il valore di u_{amm} ed una probabilità di superamento, p , opportuni. Il valore del fattore di riduzione, α , si ricava quindi come il rapporto a_y/a_g ottenuto invertendo la relazione (5) per $u = u_{amm}$ e ponendo $\varepsilon_U = N^{-1}(p)$ ottenendo:

$$\frac{a_y}{a_g} = \frac{a_{max}/a_g}{3.410} \cdot \left[\sigma_U \varepsilon_U - 1.349 - \log \left(\frac{u_{amm}}{a_{max} T_m D_{5-95}} \right) \right] \quad (7)$$

dove:

- per pendio rigido, $\alpha = \alpha_U$ si ottiene ponendo $a_{max} = a_g$
- per pendio deformabile, $\alpha = \alpha_{FU}$ si ottiene ponendo $a_{max} = \alpha_F \cdot S_{NL} \cdot S_T \cdot a_g$.

In entrambi i casi, a_y assume il significato di accelerazione limite, a_{lim} , nel senso definito da Biondi et al. (2007). Il coefficiente così espresso rappresenta il fattore per il quale l’ampiezza del moto sismico attesa in superficie, $a_{s,max}$, deve essere ridotta per ottenere un’accelerazione equivalente (a_{lim}) associata allo stato limite definito da u_{amm} , tenendo conto della duttilità del pendio, considerato rigido ($\alpha = \alpha_U$) o deformabile ($\alpha = \alpha_{FU}$), lungo la superficie di scorrimento critica. In altre parole, il valore di a_{lim} è l’accelerazione che virtualmente conduce il pendio allo spostamento soglia, con un’assegnata probabilità di superamento; la verifica di sicurezza del pendio è quindi esprimibile dal confronto tra a_{lim} e l’accelerazione sismica critica, a_y , valutata attraverso analisi a ritroso con i metodi dell’equilibrio limite.

3 LEGGI DI ATTENUAZIONE

L’utilizzo pratico della procedura proposta necessita della conoscenza dei parametri del moto sismico che compaiono nelle eq. (2), (3), (4) e (7). Per quanto riguarda l’accelerazione di picco, a_g , si può far riferimento direttamente alla mappa di pericolosità sismica del territorio nazionale

mentre per la durata significativa, D_{5-95} , ed il periodo mediano, T_m , si è resa necessaria la definizione di opportune leggi di attenuazione valide per il territorio nazionale.

Per le funzioni di regressione da utilizzare, si è fatto riferimento alle leggi di attenuazione di Kempton & Stewart (2006) e di Rathje et al. (2004). Entrambe si basano sullo spettro di Fourier del modello teorico di sorgente di Brune (1979, 1971), dato dalla relazione:

$$C(f) = \frac{0.78 \cdot f^2}{1 + (f/f_c)^2} \cdot \frac{M_0}{R} \cdot \exp \left(-\pi \cdot \kappa \cdot f - \frac{\pi \cdot f \cdot R}{\beta_0 \cdot Q(f)} \right) \quad (8)$$

dove:

- $C(f)$ è l’ampiezza dello spettro di Fourier;
- f è la frequenza (Hz);
- f_c è la *corner frequency* (Hz) definita come: $f_c = 4.9 \cdot 10^6 \cdot \beta_0 (\Delta\sigma/M_0)^{1/3}$ (9)
- M_0 è il momento sismico (dyne-cm) che può essere valutato a partire dalla definizione della magnitudo momento, M_w : $\log(M_0) = 1.5 \cdot M_w + 16.05$ (10)
- R è la distanza generica sito-sorgente (in km);
- $\Delta\sigma$ è lo *stress drop* alla sorgente (in bar);
- β_0 è la velocità delle onde S alla sorgente (posta pari a 3.2 km/s);
- κ e $Q(f)$ sono rispettivamente lo smorzamento delle onde sismiche (pari a 0.035 s) e l’attenuazione inelastica nella propagazione nella crosta terrestre.

Le leggi di regressione, proposte dagli Autori di riferimento per database di eventi *strong motion* mondiali, sono state rielaborate per il database riportato in Tabella 2, composto da 41 registrazioni di 24 eventi italiani con M_w compresa tra 4 e 7. Le registrazioni sono state selezionate a partire dalle banche dati (SISMA, ITACA) per stazioni su terreni di classe A che non presentano effetti geomorfologici documentati.

3.1 Durata significativa

La legge di attenuazione della durata significativa è espressa da Kempton & Stewart (2006) come somma di due termini:

$$D_{5-95} = \frac{1}{f_c(M_0, \Delta\sigma)} + f(r_{jb}) \quad (11)$$

Tabella 2. Database sismico utilizzato in questo studio.

Evento	data	orario (UTC)	M_w	Δr_{jb} [km]	# stazioni
Friuli	06/05/1976	20.00	6.5	15	1
Friuli (aftershock)	07/05/1976	0.23	5.2	20	1
Friuli (aftershock)	11/09/1976	16.31	5.3	3-14	2
Friuli (aftershock)	11/09/1976	16.35	5.5	17	1
Friuli (aftershock)	15/09/1976	3.15	6.0	15	1
Basso Tirreno	15/04/1978	23.33	6.0	13	1
Campano Lucano 1°	23/11/1980	18.34	6.9	7-60	6
Campano Lucano 2°	23/11/1980	18.35	6.2	18-64	4
Umbria	29/04/1984	5.02	5.6	9	2
Lazio Abruzzo	07/05/1984	17.49	5.9	11-30	2
Lazio Abruzzo (aftershock)	11/05/1984	10.41	5.5	4	1
Lazio Abruzzo (aftershock)	11/05/1984	13.14	4.8	2	1
Sicilia-Orientale	13/12/1990	0.24	5.6	21	1
Umbria Marche	26/09/1997	9.40	6.0	19-23	2
Umbria Marche	26/09/1997	0.33	5.7	17-24	2
Umbria Marche (aftershock)	03/10/1997	8.55	5.3	3	1
Umbria Marche (aftershock)	06/10/1997	23.24	5.5	5-14	2
Umbria Marche (aftershock)	07/10/1997	1.24	4.2	3	1
Umbria Marche (aftershock)	07/10/1997	5.09	4.5	4	1
Umbria Marche (aftershock)	11/10/1997	3.20	4.3	1	1
Umbria Marche (aftershock)	12/10/1997	11.08	5.2	6	1
Umbria Marche (aftershock)	14/10/1997	15.23	5.6	20-12	2
Umbria Marche (aftershock)	03/04/1998	7.26	5.1	4-5	2
Umbria Marche (aftershock)	05/04/1998	15.52	4.8	4-5	2

Il primo termine è la durata del segnale all'origine, posta inversamente proporzionale alla *corner frequency* dello spettro di Fourier del modello teorico, e dipendente dai parametri di sorgente. Questo termine può essere riscritto come:

$$\frac{1}{f_c(M_0, \Delta\sigma)} = f(M_w) = 0.029 \cdot \exp(0.878 \cdot M_w) \quad (12)$$

introducendo nell'eq. (9) la (10) e la legge di regressione di $\Delta\sigma$ in funzione di M_w proposta da Kempton & Stewart (2006).

Il secondo termine tiene conto degli effetti della propagazione delle onde sismiche, tramite una relazione lineare in funzione della distanza di Joyner & Boore, r_{jb} .

In definitiva, la legge di regressione ottenuta in questo studio è espressa dalla relazione:

$$\log(D_{5-95}) = \log[d_1 + d_2 f(M_w) + d_3 r_{jb}] + \sigma_D \varepsilon_D \quad (13)$$

dove $d_1 = -0.588$, $d_2 = 1.140$, $d_3 = 0.16$, σ_D è la deviazione standard pari a 0.228 ed ε_D è l'errore residuo normalizzato distribuito con una legge normale standard.

In Figura 5 si riporta il confronto tra i valori campionari della durata significativa e quelli stimati, per diversi intervalli di magnitudo.

In Figura 6 il confronto è effettuato, in funzione della distanza, con i valori campionari e con la

legge di Kempton & Stewart (2006), limitatamente all'intervallo di magnitudo più significativo del database considerato ($M_w = 5.5 \div 6$).

Si noti che entrambe le leggi di attenuazione forniscono praticamente gli stessi risultati in termini medi, e che la regressione determinata in questo studio presenta una dispersione confrontabile con quella di letteratura.

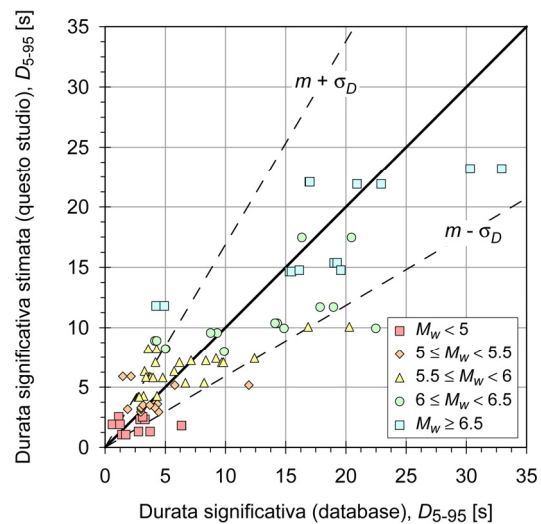


Figura 5. Confronto tra i valori di D_{5-95} campionari e quelli ottenuti con la legge di attenuazione proposta in questo studio.

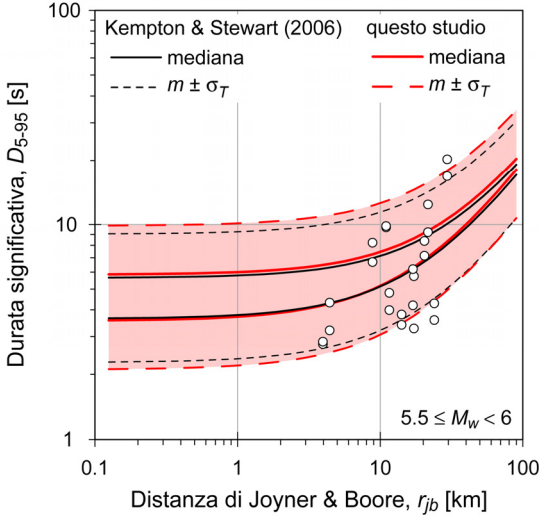


Figura 6. Confronto tra i valori di D_{5-95} campionari e quelli ottenuti con le leggi di attenuazione in funzione della distanza per magnitudo compresa tra 5.5. e 6.

3.2 Periodo mediano

La legge di attenuazione di Rathje et al. (2004) è stata ottenuta valutando il periodo mediano dello spettro di Fourier del modello teorico di sorgente (eq. 8), utilizzando parametri appropriati per la sismicità tipica degli Stati Uniti occidentali. L'analisi di sensitività ha mostrato un legame sostanzialmente lineare tra il logaritmo del periodo mediano e la distanza sito-sorgente. La dipendenza da M_w è risultata invece non lineare, con il $\log(T_m)$ tendente ad un valore costante per le magnitudo più elevate. Ciò è dovuto, principalmente, al valore assunto dalla *corner frequency* (eq. 9), che fornisce un contributo energetico alle basse frequenze influente per il calcolo del periodo mediano per $M_w > 7.5$. Per $M_w \leq 7.25$, la dipendenza non lineare del $\log(T_m)$ dalla magnitudo è stata approssimata con una relazione lineare:

$$\log(T_m) = t_1 + t_2(M_w - 6) + t_3 r_{jb} + \sigma_T \varepsilon_T \quad (14)$$

dove $t_1 = -0.532$, $t_2 = 0.256$, $t_3 = 0.0033$, σ_D è la deviazione standard pari a 0.155 ed ε_T è, nuovamente, l'errore residuo normalizzato distribuito con una legge normale standard.

Il confronto tra i valori campionari del periodo mediano e quelli previsti dalla legge di attenuazione è riportato in Figura 7, per diversi intervalli di magnitudo. In Figura 8, relativa all'intervallo $M_w = 5.5 \div 6$, si evidenzia come la legge di attenuazione proposta da Rathje et al. (2004) fornisca una sostanziale sovrastima del parametro del moto per gli eventi italiani, pur mantenendo una dispersione confrontabile con quella determinata in questo studio.

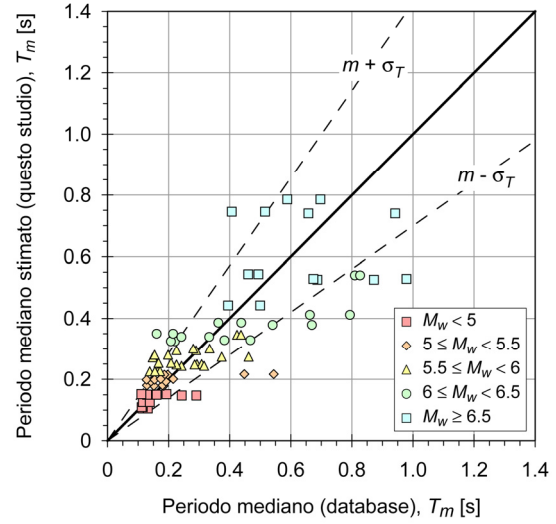


Figura 7. Confronto tra i valori di D_{5-95} campionari e quelli ottenuti con la legge di attenuazione proposta in questo studio.

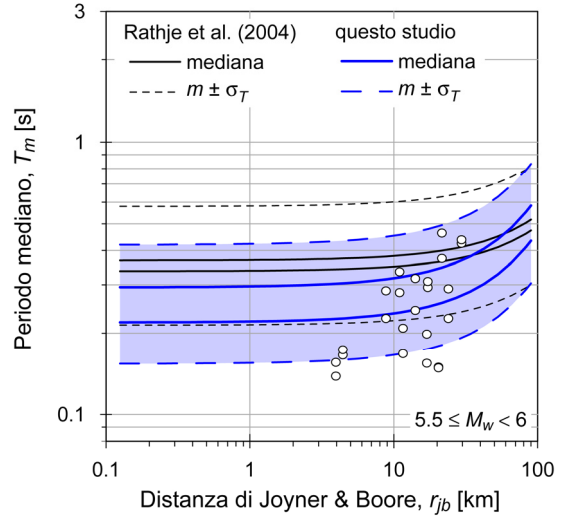


Figura 8. Confronto tra i valori di T_m campionari e quelli ottenuti con le leggi di attenuazione in funzione della distanza per magnitudo compresa tra 5.5. e 6.

4 COEFFICIENTI DI RIDUZIONE

Note le distribuzioni dei parametri del moto, lo spostamento normalizzato può essere posto nella forma:

$$\log(u^*) = \log(u/a_{\max}) - \log(D_{5-95}) - \log(T_m) \quad (15)$$

Sostituendo le leggi di regressione (6), (13) e (14), l'eq. (15) può essere riscritta in funzione dei valori medi \bar{D}_{5-95} e \bar{T}_m :

$$E[\log(u^*)] + \sigma_U \varepsilon_U = \log\left(\frac{u}{a_{\max} \cdot \bar{T}_m \cdot \bar{D}_{5-95}}\right) - \sigma_D \varepsilon_D - \sigma_T \varepsilon_T \quad (16)$$

ottenendo infine:

$$\log\left(\frac{u}{a_{\max} \cdot \bar{T}_m \cdot \bar{D}_{5-95}}\right) = E[\log(u^*)] + \sigma_U \varepsilon_U + \sigma_D \varepsilon_D + \sigma_T \varepsilon_T \quad (17)$$

Ipotizzando che la correlazione indiretta ('spuria') tra le vv.aa. u , D_{5-95} e T_m sia esprimibile attraverso le suddette leggi di regressione in funzione di magnitudo e distanza, lo spostamento normalizzato risulta una combinazione lineare delle vv.aa. residue ε_U , ε_D e ε_T , teoricamente indipendenti. L'eq. (17) può essere, quindi, riscritta come:

$$\log\left(\frac{u}{a_{\max} \cdot \bar{T}_m \cdot \bar{D}_{5-95}}\right) = E[\log(u^*)] + \sigma_{tot} \varepsilon_{tot} \quad (18)$$

in cui la deviazione standard è definita come:

$$\sigma_{tot} = \sqrt{\sigma_U^2 + \sigma_D^2 + \sigma_T^2} = 0.45 \quad (19)$$

L'errore ε_{tot} è distribuito nuovamente con una legge normale standard.

In maniera analoga alla procedura descritta nel § 2.3, i coefficienti di riduzione sono stati definiti in forma più estesa, tenendo conto della probabilità congiunta spostamenti-parametri del moto. Invertendo l'eq. (18) si ottiene:

$$\frac{a_y}{a_g} = \frac{1}{3.410} \left[\sigma_{tot} \varepsilon_{tot} - 1.349 - \log\left(\frac{u_{amm}}{a_{\max} \bar{T}_m \bar{D}_{5-95}}\right) \right] \quad (20)$$

La Figura 9 mostra la dipendenza da a_g , M_w e r_{jb} del coefficiente α_U relativo a pendio rigido, calcolato con l'eq.(20) con riferimento ai valori di spostamento soglia di 10 e 20 cm, e per probabilità di non superamento del 90% (ovvero ponendo $\varepsilon_{tot} = 1.281$). Le curve sono riportate per valori di accelerazione di picco compatibili con la magnitudo e la distanza in un intervallo compreso tra $\pm 2\sigma$ della legge di attenuazione di Ambraseys et al. (1996).

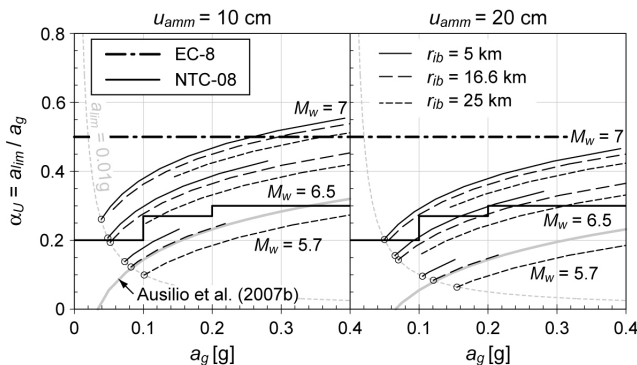


Figura 9. Confronto tra il fattore di riduzione indicato dalla NTC-2008 e le curve ottenute in questo studio al variare di magnitudo M_w e distanza r_{jb} .

Le curve sono limitate inferiormente dall'iperbole definita per accelerazione limite pari a 0.01g, al di sotto della quale il pendio può considerarsi praticamente instabile già in condizioni statiche. Si osservi che, anche per i valori di ma-

gnitudo più elevati per la sismicità italiana, il valore costante del fattore di riduzione (0.5) indicato da Eurocodice 8 (prEN 1998-5, 2003) risulta in genere cautelativo.

Nella stessa figura si riporta il confronto con i coefficienti di riduzione dell'accelerazione, β_s , indicati da NTC-2008 per pendii rigidi (classe A). Le curve in grigio rappresentano inoltre le previsioni ottenute introducendo nella (7) il valore mediano del prodotto $T_m \cdot D_{5-95}$ (Ausilio et al., 2007b). Esse si sovrappongono a quelle ottenute per l'evento medio del database sismico considerato ai fini della stima della legge di regressione (6) dello spostamento normalizzato ($M_w = 5.7$; $r_{jb} = 16.6$ km).

Il confronto tra il fattore di riduzione globale e le indicazioni di Normativa risulta piuttosto complesso, a causa della dipendenza di α_F dal rapporto tra i periodi T_s/T_m , espresso dall'eq.(3). A tal fine, mantenendo il carattere di semplicità e di cautela della procedura, si è preferito introdurre un valore costante di α_F , pari a 0.74, che corrisponde al valore massimo della curva mediana di Figura 3 per $T_s/T_m \leq 0.5$. Essendo α_{FU} dipendente dalla classe di terreno, il confronto è stato effettuato includendo gli effetti di amplificazione stratigrafica e ponendo $S_T = 1$.

La Figura 10 mostra i risultati ottenuti per spostamento ammissibile pari a 10 e 20 cm, e per probabilità di non superamento del 90%, come per la Figura 9. Si noti che, all'aumentare della magnitudo, il fattore di riduzione calcolato in questo studio tende ad un valore costante, che risulta inferiore di quelli indicati da EC8 includendo il fattore di amplificazione stratigrafica. In generale, per i terreni di classe B C ed E, i valori ottenuti sono prossimi a quelli specificati da NTC-2008 per $u_{amm} = 20$ cm e magnitudo 6.5. I valori più bassi di α_{FU} si ottengono per terreni di classe D, per i quali ci si aspetta la riduzione massima per effetti della deformabilità.

5 ABACO DI SPOSTAMENTO

Per il calcolo dei coefficienti di riduzione, l'accelerazione di picco, a_g , è stata considerata come variabile deterministica. Come è noto, anche tale parametro può essere espresso in funzione di magnitudo e distanza attraverso un'opportuna legge di attenuazione. In questo studio, si è considerata la legge di attenuazione di Ambraseys et al. (1996), ottenuta a partire dal database di eventi sismici europei (ESD), ed uti-

lizzata da Spallarossa & Barani (2007) per la disaggregazione magnitudo-distanza riportata dalla mappa di pericolosità sismica nazionale.

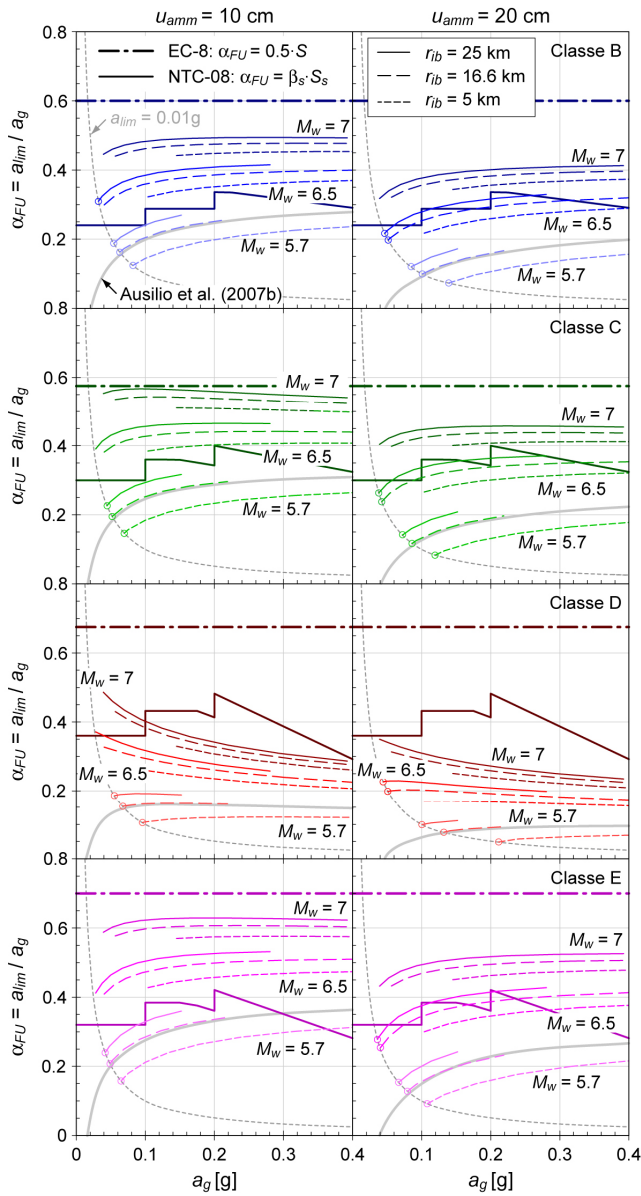


Figura 10. Confronto tra il fattore di riduzione globale con i valori ottenuti applicando EC8 e le NTC-2008 includendo gli effetti di amplificazione stratigrafica, per tutte le classi di sottosuolo definite da EC8.

La legge di attenuazione è espressa dalla relazione:

$$\log(a_g) = c_1 + c_2 \cdot M_S + c_3 \cdot \log \sqrt{r_{jb}^2 + h_0^2} + \sigma_A \varepsilon \quad (21)$$

dove: $c_1 = -1.48$, $c_2 = 0.266$, $c_3 = -0.922$; h_0 è la profondità focale, fissata pari a 3.5 km; σ_A è la deviazione standard pari a 0.25; ε è l'errore normalizzato della regressione; M_S è la magnitudo delle onde di superficie. Per eventi relativamente superficiali ($h \leq 30$ km), quest'ultima può essere espressa in funzione di M_w come:

$$M_S = -6.042 + 2.695 \cdot M_w - 0.118 \cdot M_w^2 \quad (22)$$

che fornisce una stima ottimale nell'intervallo $5 \leq M_w \leq 8$.

Introducendovi le leggi di attenuazione dei parametri del moto (13), (14) e (21), l'eq. (20) può essere espressa solamente in funzione di magnitudo e distanza. La Figura 11 mostra la relazione tra a_{lim} , M_S e r_{jb} per uno spostamento ammissibile $u_{amm} = 1$ cm ed una probabilità di non superamento $p = 50\%$. Le relazioni sono parametrizzate in funzione della accelerazione limite di riferimento, a_{lim}^* , ovvero per un sito ideale che non presenta effetti di amplificazione e di deformabilità. Tale condizione è stata ottenuta ponendo nella (20) $a_{max} = a_g$, quest'ultima pari all'accelerazione mediana calcolata con l'eq. (21) data la coppia $M_S - r_{jb}$ ponendo $\varepsilon = 0$. Nella stessa figura si riporta, come termine di confronto, la curva di *upper bound* indicata da Keefer & Wilson (1989), che esprime la distanza massima per eventi sismici in cui si è osservato l'innescio di fenomeni di scorrimento in terreni (cat. II), indipendentemente dalle condizioni di stabilità statiche del pendio e dall'entità dello spostamento osservato.

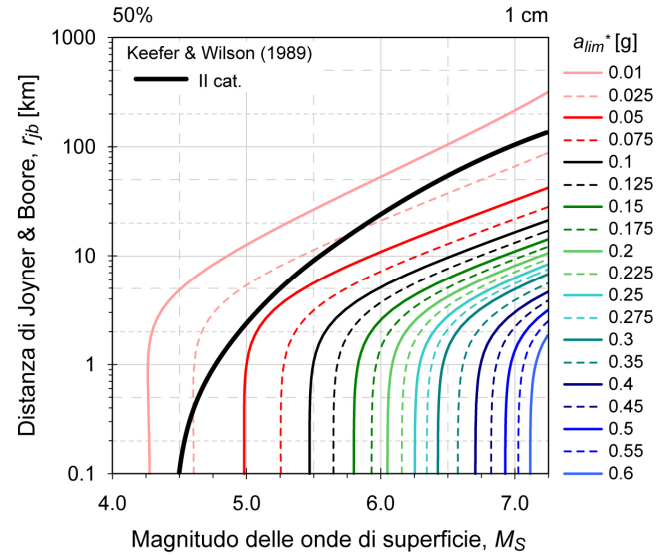


Figura 11. Abaco di spostamento per la valutazione dell'accelerazione limite di riferimento a_{lim}^* .

L'abaco di Figura 11 consente di calcolare l'accelerazione limite a_{lim} per valori generici di u_{amm} e della probabilità di non superamento, p , per un sito anche suscettibile di amplificazione. Essa si ottiene a partire da a_{lim}^* , attraverso la relazione:

$$a_{lim} = S \left\{ a_{lim}^* 10^{0.25\varepsilon} + \frac{a_g}{3.41} \left[\log \left(\frac{S}{u_{amm}} \right) + 0.25\varepsilon + 0.45\varepsilon_{tot} \right] \right\} \quad (23)$$

dove $S = \alpha_F \cdot S_{NL} \cdot S_T$.

L'eq (23), oltre ad includere (tramite S) gli effetti di amplificazione e deformabilità, tiene conto dell'errore ε (fornito dalla mappa di disaggregazione) necessario per ragguagliare la legge di attenuazione al valore di a_g indicato dalla mappa di pericolosità. Il coefficiente di riduzione globale può essere calcolato direttamente dall'eq. (23) come:

$$\alpha_{FU} = a_{lim} / a_g \quad (24)$$

6 ESEMPIO

Per illustrare l'utilizzo dell'abaco, si è considerato un ipotetico pendio, di categoria topografica T2 e costituito da terreni di classe C (secondo le indicazioni delle NTC-2008), in una zona ad elevata sismicità del territorio nazionale.

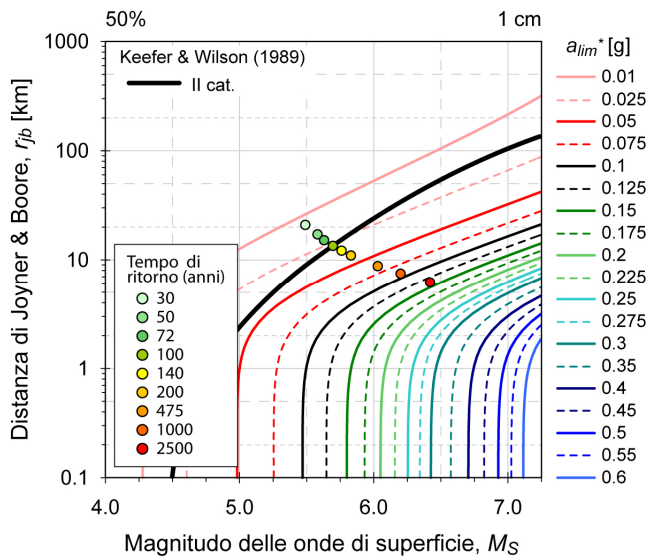


Figura 12. Esempio di applicazione dell'abaco.

Nella Tabella 3 sono riportati i dati pubblicati nella mappa interattiva di pericolosità sismica del territorio nazionale (Meletti et al. 2007) e i valori dell'evento medio della mappa di disaggregazione (Spallarossa & Barani, 2007) al variare del tempo di ritorno per il sito in analisi.

Tabella 3. Accelerazione massima e parametri del terremoto di progetto dalla mappa interattiva del rischio sismico (lat: 39.3002, lon: 16.2657, ID: 39892).

Tempo di ritorno	a_g [g]	M_s	r_{jb} [km]	ε
30	0.07	5.490	21.0	0.187
50	0.09	5.581	17.2	0.315
72	0.11	5.630	15.2	0.403
100	0.13	5.696	13.5	0.486
140	0.16	5.760	12.2	0.566
200	0.19	5.830	11.0	0.655
475	0.27	6.030	8.79	0.853
975	0.37	6.200	7.49	1.002
2475	0.51	6.420	6.21	1.180

A partire dai valori di magnitudo e distanza, l'abaco permette di stimare il valore di accelerazione limite a_{lim}^* , come riportato in Figura 12. I risultati ottenuti sono riportati in Tabella 4, con i valori mediani dei parametri del moto calcolati con le leggi di attenuazione proposte.

Tabella 4. Calcolo dell'accelerazione sismica critica limite di riferimento, a_{lim}^* .

Tempo di ritorno	\bar{T}_m [s]	\bar{D}_{5-95} [s]	a_{lim}^* [g]
30	0.07	5.490	0.013
50	0.09	5.581	0.018
72	0.11	5.630	0.022
100	0.13	5.696	0.027
140	0.16	5.760	0.033
200	0.19	5.830	0.040
475	0.27	6.030	0.064
975	0.37	6.200	0.091
2475	0.51	6.420	0.137

In Tabella 5 si riportano i risultati in termini di accelerazione limite (eq. 23) e di coefficiente di riduzione globale (eq. 24), avendo posto α_F pari a 0.74. Sono tabellati, inoltre, i prodotti tra il coefficiente di riduzione, β_s , per i coefficienti di amplificazione stratigrafica, S_s , e topografica, S_T , calcolati secondo le indicazioni dalle NTC-2008 (cfr. Figura 10). Rispetto a questi ultimi, in questo esempio il coefficiente α_{FU} tende ad essere più cautelativo per valori di accelerazione di piccolo più elevati, ovvero per tempi di ritorno maggiori di 475 anni.

Tabella 5. Calcolo dell'accelerazione limite effettiva e del coefficiente di riduzione globale, per pendio di categoria T2 ($S_T = 1.2$) e classe di sottosuolo C ($u_{amm} = 10$ cm, probabilità di non superamento del 90%).

Tempo di ritorno	S_{NL}	a_{lim} [g]	α_{FU}	$\beta_s \cdot S_s \cdot S_T$
30	1.98	0.017	0.24	0.36
50	1.86	0.027	0.28	0.36
72	1.78	0.034	0.30	0.43
100	1.71	0.044	0.33	0.43
140	1.64	0.056	0.35	0.43
200	1.58	0.071	0.38	0.41
475	1.44	0.123	0.45	0.44
975	1.35	0.183	0.50	0.40
2475	1.24	0.289	0.56	0.34

7 CONCLUSIONI

In questo lavoro, la legge di attenuazione del periodo mediano, proposta da Rathje et al. (2004) e quella della durata significativa, proposta da Kempton & Stewart (2006), sono state rielaborate per la sismicità italiana. I confronti indicano che la relazione di Kempton & Stewart (2006) fornisce risultati validi anche per la sismicità italiana,

mentre quella di Rathje et al. (2004) tende a sovrastimare per valori più bassi di magnitudo.

La conoscenza della distribuzione statistica dei parametri del moto ha consentito la definizione della legge di regressione degli spostamenti normalizzati in termini di probabilità congiunta, dalla quale sono stati ricavate espressioni dei coefficienti di riduzione dell'azione sismica per le analisi pseudo-statiche.

I dati sismologici, resi fruibili dalla pubblicazione della mappa interattiva della pericolosità sismica del territorio nazionale (Meletti et al., 2007), rendono l'uso delle procedure proposte di facile applicazione. In particolare, il grafico di disaggregazione (Spallarossa & Barani, 2007), consente di definire il terremoto di progetto non solo in termini di accelerazione di picco attesa al sito, a_g , ma anche in termini di magnitudo delle onde di superficie, M_S , distanza di Joyner & Boore, r_{JB} , ed errore standard della distribuzione dell'accelerazione di picco.

Ciò ha consentito la definizione di un 'abaco di spostamento', da intendersi come una procedura più generale di quella suggerita dalla Normativa per la valutazione dell'accelerazione limite. L'uso dell'abaco richiede solamente i tre parametri restituiti dal grafico di disaggregazione, mantenendo lo spostamento ammissibile e la probabilità di non superamento come variabili decisionali di progetto.

8 RINGRAZIAMENTI

Questo lavoro fa parte del progetto di ricerca promosso dal Consorzio ReLUIS (Rete dei Laboratori Universitari di Ingegneria Sismica). Gli Autori ringraziano il coordinatore della Linea di ricerca 6.3, prof. Sebastiano Rampello, per il suo continuo supporto e per le stimolanti discussioni.

REFERENCES

- Ambraseys, N.N., Simpson, K.A., Bommer, J.J., 1996. Prediction of horizontal response spectra in Europe, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, **25**(4), 371-400.
- Ausilio, E., Silvestri, F., Troncone, A., Tropeano, G., 2007a. Seismic displacement analysis of homogeneous slopes: a review of existing simplified methods with reference to Italian seismicity. *IV International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering*. June 25-28, Thessaloniki, Greece.
- Ausilio, E., Silvestri, F., Tropeano, G., 2007b. Simplified relationships for estimating seismic slope stability. *ISSMGE – ETC12 Workshop: "Geotechnical aspects of EC8"*. September 24-27, Madrid, Spain.
- Bardet, J.P., Ichii, K., Lin C.H., 2000. EERA a computer program for Equivalent-linear Earthquake site Response Analyses of layered soil deposits. *Univ. of Southern California, Dep. of Civil Eng.*
- Biondi, G., Cascone, E., Rampello, S., 2007. Performance-based pseudo-static analysis of slopes. *IV International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering*. June 25-28, Thessaloniki, Greece.
- 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.
- Brune, J.N. 1970. Tectonic stress and the spectra of seismic. *Geophys. Res.*, **75**, 4997-5009.
- Brune, J.N. 1971. Correction. *J. Geophys. Res.*, **76**, 5002.
- Keefer, D., Wilson, R., 1989. Predicting earthquake-induced landslides, with emphasis on arid and semi-arid environments. *Ireland Geological Society*, **2**, 118-149.
- Kempton, J.J., Stewart, J.P. 2006. Prediction equations for significant duration of earthquake ground motions considering site and near-source effects. *Earthquake Spectra*, **22** (4), 985-1013.
- prEN 1998-1, 2003. Eurocode 8: Design of structure for earthquake resistance, Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings. *CEN European Committee for Standardisation*, Bruxelles, Belgium.
- prEN 1998-5, 2003. Eurocode 8: Design of structure for earthquake resistance, Part 5: Foundations, retaining structures and geotechnical aspects. *CEN European Committee for Standardisation*, Bruxelles, Belgium.
- Meletti, C., Meroni, F., Martinelli, F., Locati, M., Cassera, A., Stucchi, M., 2007. Ampliamento del sito web per la disseminazione dei dati del progetto S1. *Progetto DPC-INGV SI*, <http://esse1.mi.ingv.it/d8.htm>.
- Newmark, N.W., 1965. Effects of earthquakes on dams and embankments. *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
- Rathje, EM, Abrahamson, NA, Bray, JD, 1998. Simplified frequency content estimates of earthquake ground motions. *Journal of Geotechnical and Geo-environmental Engineering*, **124**(2), 150-159.
- Rathje, E.M., Faraj, F., Russell, S., and Bray, J.D. 2004. Empirical relationships for frequency content parameters of earthquake ground motions. *Earthquake Spectra, Earthquake Engineering Research Institute*, **20**(1), 119-144.
- Scasserra, G., Lanzo, G., Stewart, J.P., D'Elia, B., 2008. SISMA (Site of Italian Strong Motion Accelerograms): a web-database of ground motion recordings for engineering applications. *Proc. of the 2008 Seismic Engineering Conference commemorating the 1908 Messina and Reggio Calabria Earthquake, MERCEA'08*, Santini & Moraci Editors, July 8-11, Reggio Calabria, Italy, **2**, 1649-1656.
- Spallarossa, D., Barani, S., 2007. Disaggregazione della pericolosità sismica in termini di M-R-e. *Progetto DPC-INGV SI*, <http://esse1.mi.ingv.it/d14.html>.
- Yegian, M.K., Marciano, E.A., Gharaman, V.G., 1991. Earthquake-induced permanent displacement deformations: probabilistic approach. *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE*, **117** (1), 35-50.
- Working Group ITACA, 2008. Data Base of the Italian strong motion data: <http://itaca.mi.ingv.it>.