

CONSIDERAZIONI SULLA SCELTA DELLA MAGNITUDO NELLE ANALISI DI LIQUEFAZIONE CON METODI SEMPLIFICATI

G. Lanzo¹, A. Pagliaroli², G. Scasserra²

¹ DISG - Sapienza Università di Roma

² CNR - IGAG, Roma

Introduzione. Come è noto, il fenomeno della liquefazione è governato dalla generazione e dall'accumulo di eccessi di pressione interstiziale, in occasione di un terremoto, in sabbie sature sciolte. I dati sperimentali mettono in evidenza che l'incremento della pressione interstiziale avviene in risposta alle sollecitazioni cicliche tangenziali a cui un elemento di volume di terreno è sottoposto in condizioni non drenate durante lo scuotimento sismico. Per tale elemento di volume, il valore finale della pressione interstiziale è funzione delle caratteristiche del moto sismico, cioè ampiezza, contenuto in frequenza e numero di cicli, ovvero durata.

All'inizio degli anni '70, quando sono state sviluppate le prime procedure semplificate per la verifica a liquefazione di un sito (Seed e Idriss, 1971), la durata del moto sismico è stata correlata alla magnitudo. Tale approccio all'epoca rappresentava la scelta più razionale in quanto i casi di studio in cui era avvenuta liquefazione non erano generalmente corredati di informazioni sulla durata del moto sismico; inoltre il moto sismico era comunemente caratterizzato da un singolo scenario, ovvero da un'unica coppia magnitudo-distanza. Con questo approccio, quindi, la magnitudo rappresentava in maniera univoca un *proxy* della durata del moto sismico.

Attualmente, a seguito della disposizioni normative in materia antisismica (Ministero delle Infrastrutture e Trasporti, 2008) che hanno assimilato i più recenti studi per la redazione della mappa di pericolosità del territorio nazionale secondo un approccio probabilistico (<http://www.mi.ingv.it/pericolosita-sismica>), l'uso della magnitudo come *proxy* della durata è certamente più problematico. Infatti, un'analisi probabilistica tiene conto di tutti i possibili contributi che derivano dalle diverse sorgenti sismogenetiche che possono influenzare il moto del suolo ad un dato sito. Il valore dell'accelerazione di picco a_{\max} (accelerazione massima in superficie), relativo ad un certo tempo di ritorno T_R , non è quindi associato a nessuna specifica magnitudo, ma riflette i contributi di tutte le possibili magnitudo legate alle diverse sorgenti sismogenetiche considerate nell'analisi di pericolosità. In altre parole, con un approccio probabilistico si perde il *link* diretto esistente tra magnitudo e a_{\max} .

Tuttavia, per un'analisi a liquefazione convenzionale con i metodi semplificati, il progettista deve selezionare un singolo valore di magnitudo. L'approccio prevalente nella pratica ingegneristica è quello di scegliere la magnitudo che si ritiene rappresentativa dello scenario sismico considerato. Allo stato attuale, comunque, non esistono criteri condivisi per la scelta di tale valore e generalmente si opta per quello più cautelativo.

Nel seguito, dopo aver brevemente richiamato i principali aspetti della verifica a liquefazione con metodi semplificati, si descrivono alcuni metodi utilizzati in letteratura, per quanto estremamente limitata sull'argomento (p. es. Finn e Wightman, 2007, Lanzo *et al.*, 2014), per

la definizione della magnitudo nelle analisi suddette. Infine si illustra un esempio applicativo relativo ad un sito ideale potenzialmente liquefacibile ubicato in Italia Centrale.

Verifica a liquefazione con metodi semplificati. Le procedure per la verifica a liquefazione di un sito con i metodi semplificati si basano sul lavoro originariamente proposto da Seed e Idriss (1971) e successivamente soggetto a varie modifiche e integrazioni fino alla formulazione riportata nelle Linee Guida del *National Center of Earthquake Engineering Research* (NCEER) (Youd *et al.*, 2001) e nella più recente monografia dell'*Earthquake Engineering Research Institute* (Idriss e Boulanger, 2008). Con le procedure semplificate, la sicurezza nei confronti della liquefazione è valutata mettendo a confronto due variabili rappresentate dal rapporto di tensione ciclica, CSR, e dal rapporto di resistenza ciclica, CRR, ed è descritta dal coefficiente di sicurezza FS_L :

$$FS_L = \frac{CRR}{CSR}$$

In accordo con l'EC8 (CEN, 2004), si ha liquefazione se risulta $FS_L < 1.25$.

Va considerato che i metodi di analisi disponibili in letteratura sono stati sviluppati con riferimento ad eventi sismici caratterizzati da una magnitudo momento ($M=M_w$) pari a 7.5. Il coefficiente di sicurezza alla liquefazione si può scrivere allora:

$$FS_L = \frac{CRR_{M=7.5}}{CSR_{M=7.5}}$$

Nelle applicazioni in cui il valore di M è differente da 7.5 è necessario riportare il valore di CSR a quello di riferimento utilizzando la seguente espressione:

$$CSR_{M=7.5} = \frac{CSR_M}{MSF}$$

ove CSR_M è il valore del rapporto di tensione ciclica calcolato per un terremoto di data magnitudo M mentre MSF è un fattore di scala per la magnitudo, originariamente introdotto da Seed e Idriss (1982) e la cui espressione è stata successivamente aggiornata da Idriss e Boulanger (2004):

$$MSF = \min \left\{ \begin{array}{l} 6.9 \exp\left(-\frac{M}{4}\right) - 0.058 \\ 1.8 \end{array} \right.$$

La determinazione dei parametri CSR_M e CRR_M è effettuata in modo diverso a seconda della metodologia di analisi utilizzata (metodi di analisi semplificata e metodi di analisi dinamica semplificata).

Nei metodi di analisi semplificata il rapporto di tensione ciclica CSR_M è definito dalla seguente relazione:

$$CSR_M = \frac{\tau_{media}}{\sigma'_{vo}} = 0.65 \frac{\tau_{max}}{\sigma'_{vo}} = 0.65 \frac{\sigma_{vo}}{\sigma'_{vo}} \frac{a_{max,s}}{g} r_d$$

ove:

- τ_{media} è il valore medio della sollecitazione indotta dall'azione sismica (pari a 0.65 per la sollecitazione massima τ_{max});
- $a_{max,s}$ è l'accelerazione massima attesa al piano campagna per l'evento sismico assunto come riferimento per la verifica a liquefazione;
- g è l'accelerazione di gravità;
- σ_{vo} e σ'_{vo} rappresentano, rispettivamente, la tensione verticale totale e la tensione verticale efficace alla profondità considerata;
- r_d è un coefficiente riduttivo dell'azione sismica che dipende dalla profondità e che porta in conto la deformabilità del sottosuolo ed i suoi effetti sul profilo della massima

accelerazione sismica orizzontale attesa.

Nei metodi di analisi dinamica semplificata il valore della tensione tangenziale media indotta dal sisma può essere determinato mediante specifiche analisi di risposta sismica locale, condotte in tensioni totali oppure in tensioni efficaci. Alle diverse profondità in cui sono presenti materiali potenzialmente liquefacibili e in corrispondenza dei quali devono essere effettuate le verifiche, l'azione sismica che innesca il fenomeno può essere determinata a partire dalla storia temporale delle tensioni tangenziali $\tau(t)$. Il rapporto di tensione ciclica CSR_M può quindi essere valutato direttamente mediante la seguente relazione:

$$CSR_M = \frac{\tau_{media}}{\sigma'_{vo}} = 0.65 \frac{\tau_{max}}{\sigma'_{vo}}$$

dove τ_{max} è il valore massimo delle tensione tangenziali $\tau(t)$.

Il rapporto di resistenza ciclica CRR è definito dalla relazione:

$$CRR = \frac{\tau_f}{\sigma'_{vo}}$$

ove τ_f è la resistenza ciclica. In accordo con Idriss e Boulanger (2008), il termine CRR è generalmente stimato mediante abachi, a partire dai risultati di prove in sito di tipo SPT, CPT o da misure di velocità di propagazione delle onde di taglio. Negli abachi, tipicamente, è riportato in ordinata il carico sismico ed in ascissa la resistenza del terreno normalizzata, stimata attraverso una delle prove in sito richiamate in precedenza. Una curva separa i punti rappresentativi di *case-histories* per le quali si è osservato il fenomeno della liquefazione (giacenti sopra la curva limite) da quelli per i quali la liquefazione non è avvenuta (giacenti sotto la curva limite). Come già menzionato, tali abachi sono relativi a terremoti di magnitudo $M_w=7.5$. La curva limite rappresenta quindi il luogo dei valori corrispondenti alla resistenza ciclica $CRR_{M=7.5}$.

Metodi per la selezione della magnitudo di riferimento. Come già messo in evidenza nell'introduzione, l'accelerazione di picco a_{max} da approccio probabilistico (e quindi relativa ad un certo T_R) è il risultato non di un singolo valore di magnitudo ma del contributo delle differenti magnitudo che concorrono alla pericolosità di un sito. In queste condizioni, per la definizione dell'azione sismica con i metodi semplificati, quale valore di magnitudo e quindi quale MSF deve essere utilizzato?

Nella pratica ingegneristica è comunemente utilizzato un singolo valore di magnitudo, anche se la scelta non è univoca. In alcuni casi, è stata utilizzata la massima magnitudo attesa all'interno della zona sismogenetica in cui ricade il sito in esame (p. es. Facciorusso e Vannucchi, 2009) con riferimento alla zonazione ZS9 (Gruppo di Lavoro MPS, 2004) o la massima magnitudo potenziale desunta dall'individuazione dei terremoti storici e/o dalle dimensioni della faglia (p. es. Lanzo *et al.*, 2014); in altri è stata utilizzata la magnitudo media oppure la magnitudo modale (cioè quella che produce il maggior contributo alla accelerazione di picco per il tempo di ritorno di interesse), o ancora la maggiore di quelle summenzionate in modo da effettuare una scelta conservativa.

Altri autori (Finn e Wightman, 2007; Finn, 2008) suggeriscono due metodi più sofisticati, il primo basato sulla disaggregazione della magnitudo e l'altro sull'analisi di pericolosità con magnitudo pesate. Tali metodi, per quanto più laboriosi, consentono di gestire in modo più razionale l'accelerazione di picco derivante da uno studio probabilistico e la sua relazione con le magnitudo delle diverse sorgenti sismogenetiche che concorrono alla pericolosità.

Metodo della disaggregazione della magnitudo. La disaggregazione consente di definire il contributo alla pericolosità di un sito di diverse sorgenti sismogenetiche a distanza D capaci di generare terremoti di magnitudo M. Espresso in altri termini il processo di disaggregazione in M-D fornisce il terremoto che domina lo scenario di pericolosità (terremoto di scenario) inteso come l'evento di magnitudo M a distanza D dal sito oggetto di studio che contribuisce maggiormente alla pericolosità sismica del sito stesso.

Nel sito INGV (<http://esse1-gis.mi.ingv.it/>) sono disponibili i risultati dello studio di disaggregazione effettuato a partire dall'analisi di pericolosità del territorio italiano per diversi tempi di ritorno.

La Fig. 1 riporta un grafico di disaggregazione della PGA ($T_R=975$ anni) relativa ad un sito in Italia Centrale. In particolare in Fig. 1a sono riportate le coppie magnitudo-distanza che definiscono i contributi percentuali alla pericolosità delle diverse sorgenti; integrando i risultati della analisi di disaggregazione su tutte le distanze si ottiene l'istogramma di Fig. 1b che rappresenta i contributi percentuali delle varie di classi di magnitudo definite con passo uguale a 0.5.

Per l'applicazione del metodo di Finn e Wightman (2007), con riferimento all'intervallo di magnitudo i -esimo, si considera il valore centrale M_i (indicato con una linea verticale rossa tratteggiata in Fig. 1b) e si calcola il coefficiente di sicurezza a liquefazione $FS_{L,i}$ con le relazioni riportate in precedenza. Tale coefficiente di sicurezza è poi pesato rispetto al contributo percentuale alla pericolosità w_i del campo di magnitudo considerato. Il coefficiente di sicurezza alla liquefazione medio FS_L si ottiene come somma dei coefficienti di sicurezza parziali, ognuno pesato rispetto ai diversi contributi w_i , secondo l'espressione seguente:

$$FS_L = \sum_{i=1}^n w_i FS_{L,i} = \sum_{i=1}^n w_i \frac{CRR_{M=7.5}}{CSR_{M_i} / MSF}$$

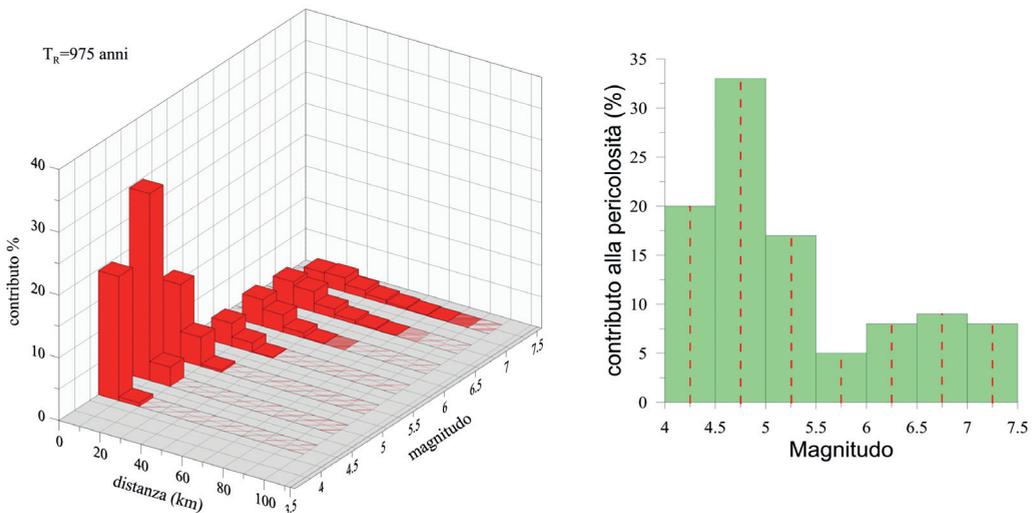


Fig. 1 – Grafici di disaggregazione della PGA relativa a $TR=975$ anni per un sito in Italia centrale (42.4825° , 12.7444°).

L'applicazione di questo metodo presuppone la disponibilità dei dati di disaggregazione dell'accelerazione di picco relativi al tempo di ritorno prefissato. Il suo impiego elimina la controversia su quale sia la magnitudo da usare tra le diverse disponibili (massima, media, modale, ecc.). La procedura diventa però più laboriosa nel caso in cui debbano essere considerati più scenari sismici con differenti tempi di ritorno e presuppone inoltre la disponibilità di dati di disaggregazione per diversi tempi di ritorno.

Metodo dell'analisi di pericolosità con magnitudo pesate. In una valutazione probabilistica della pericolosità *standard* ugual peso è generalmente assegnato a tutte le magnitudo. Idriss (1985), invece, dimostra che per un'analisi di liquefazione sarebbe più opportuno pesare i valori di magnitudo in relazione al loro relativo contributo al potenziale di liquefazione. Ciò in ragione

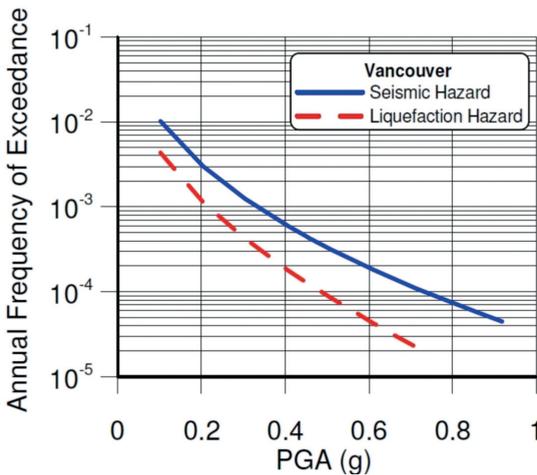


Fig. 2 – Curva di pericolosità standard e curva di pericolosità alla liquefazione pesata per M=7.5 per la città di Vancouver (da Finn e Wightman, 2007).

della stretta correlazione tra magnitudo e durata e della marcata dipendenza del potenziale di liquefazione da quest’ultima. In particolare Idriss (1985) evidenzia che per lo stesso livello di accelerazione di picco il tempo di ritorno, ottenuto con il metodo delle magnitudo pesate, può essere marcatamente più lungo (ovvero, a parità di tempo di ritorno, l’accelerazione di picco può essere minore). Questa circostanza è illustrata nella Fig. 2 che riporta il confronto tra la curva di pericolosità *standard* e quella ottenuta con il metodo delle magnitudo pesate (curva di pericolosità alla liquefazione) effettuato da Finn e Wightman (2007) con riferimento alla città di Vancouver. Gli autori tengono conto dei diversi pesi delle magnitudo attraverso l’applicazione dei fattori di scala MSF usati per le verifiche di liquefazione con il metodo

di Seed e Idriss (1982), per cui la curva di pericolosità risultante è riferita ad una magnitudo pari a 7.5. Il vantaggio del metodo delle magnitudo pesate è che risulta possibile effettuare la verifica con il metodo di Seed e Idriss (1982) sulla base di un valore di a_{max} corrispondente a M=7.5 determinato univocamente dalla curva di pericolosità alla liquefazione.

In Tab. 1 è riportato uno schema sintetico dei diversi metodi che possono essere utilizzati per orientare la scelta di un valore di magnitudo rappresentativo per le analisi di liquefazione con i metodi semplificati.

Tab. 1 - Approcci disponibili per la scelta della magnitudo di riferimento nelle analisi di liquefazione.

Metodo	Approccio deterministico (singolo scenario sismico)	Disaggregazione della magnitudo	Analisi di pericolosità con magnitudo pesate
Vantaggi	<ul style="list-style-type: none"> - consente l’analisi di un unico scenario sismico; - non sono richiesti dati di pericolosità 	<ul style="list-style-type: none"> - si considerano tutti i valori di magnitudo associati alle sorgenti sismogenetiche, pesate per il loro contributo relativo alla pericolosità ; - elimina la controversia su quale valore adottare per la magnitudo di riferimento 	<ul style="list-style-type: none"> - fornisce una curva di pericolosità alla liquefazione - fornisce una relazione univoca tra magnitudo e accelerazione di immediata utilizzazione nel metodo di Seed e Idriss (1982)
Svantaggi	<ul style="list-style-type: none"> - si considera soltanto uno dei possibili scenari sismici; - non sono fornite indicazioni sulla probabilità di occorrenza dello scenario sismico selezionato; - difficoltà di scelta del valore di magnitudo di riferimento. 	<ul style="list-style-type: none"> - approccio <i>time-consuming</i> in quanto il calcolo va ripetuto per ogni tempo di ritorno; - richiede studi di disaggregazione con riferimento ai valori dei tempi di ritorno di interesse 	<ul style="list-style-type: none"> - approccio <i>time-consuming</i>; - richiede uno studio di pericolosità <i>ad hoc</i>

L’applicazione dei suddetti metodi ai siti di Toronto e Vancouver (Finn e Wightman, 2007) fornisce risultati che sono in ottima corrispondenza per quanto riguarda i metodi più sofisticati, con differenze massime nei fattori di sicurezza di circa il 2% nel caso di Vancouver e del 7% nel caso di Toronto. Tali valori si sono inoltre rivelati in generale meno conservativi di quelli

ottenuti utilizzando l'approccio deterministico, specialmente con riferimento alla magnitudo massima.

Esempio applicativo. Si è fatto riferimento ad un deposito ideale ubicato in Italia centrale, al confine tra Umbria e Lazio (42.4825°, 12.7444°). Il sottosuolo è costituito da 12 m di sabbia pulita, moderatamente addensata e caratterizzata ($N_{160} < 10-30$) (Fig. 3a). La superficie libera della falda idrica è stata posta ad 1m di profondità dal piano campagna.

È stata eseguita la verifica a liquefazione con il metodo semplificato in condizioni di campo libero (*free-field*), per uno stato limite SLV caratterizzato da un tempo di ritorno di 975 anni ($a_{max}=0.34 g$). Di seguito sono confrontati i risultati ottenuti mediante due approcci, quello deterministico, assumendo come magnitudo di riferimento il valore massimo, e quello basato sulla disaggregazione della pericolosità sismica e sulla successiva somma dei contributi delle magnitudo individuali al coefficiente di sicurezza a liquefazione.

Per quanto riguarda l'approccio deterministico, sulla base dei dati della sismicità storica dell'area di studio, è stato preso in considerazione l'evento sismico di maggiore intensità nella storia sismica dell'area caratterizzato da $M_{max}=6.5$.

Con riferimento al secondo approccio, è stato considerato lo studio di disaggregazione della PGA relativamente ad una probabilità di occorrenza del 5% in 50 anni, corrispondente ad un tempo di ritorno di 975 anni. In Fig. 1 è diagrammato il contributo percentuale dei vari campi di magnitudo alla pericolosità sismica del sito.

Il rapporto di resistenza ciclica CRR è stato determinato sulla base dei risultati delle prove penetrometriche SPT. I risultati delle verifiche di liquefazione, per il caso $M_{max}=6.5$, sono illustrati in Fig. 3 in termini di profili di: a) resistenza penetrometrica normalizzata (N_{160}) e del valore equivalente per sabbie pulite (N_{160CS}); b) rapporto di resistenza ciclica $CRR_{M=7.5}$; c) rapporto di tensione ciclica $CSR_{M=7.5}$; d) coefficiente di sicurezza alla liquefazione FS_L . Si può osservare che FS_L è generalmente inferiore ad 1.25, tranne che alle maggiori profondità (10-12 m).

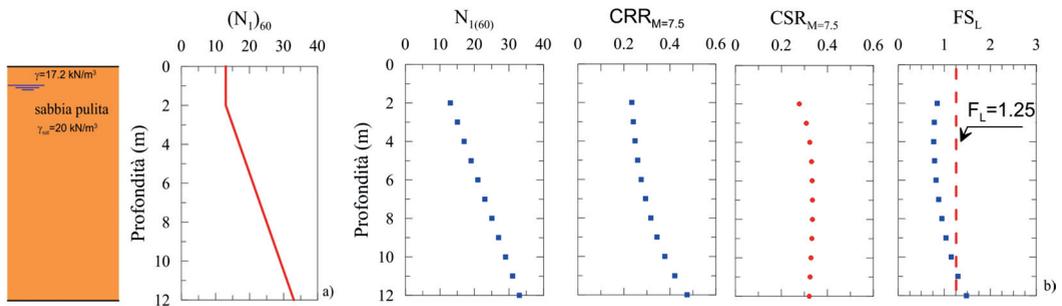


Fig. 3 – Deposito di sabbia pulita e variazione della resistenza penetrometrica normalizzata con la profondità (a); verifica alla liquefazione con $M_{max}=6.5$ e $a_{max}=0.34g$ (b)

Nell'approccio della disaggregazione della magnitudo sono stati considerati 7 campi di magnitudo e FS_L è stato ottenuto sommando i contributi relativi a ciascun campo (vedi Fig. 1). Questa procedura è stata applicata alle due profondità di 3.00 e 6.00 m e i risultati del calcolo sono rispettivamente riportati nelle Tabb. 2 e 3. Alla profondità di 3.00 m si ottiene $FS_L=1.25$ mentre a 6.0 m risulta $FS_L=1.38$. Si osservi che alle stesse profondità di 3.00 m e 6.00 m l'approccio seguito in precedenza, utilizzando la magnitudo massima, fornisce rispettivamente $FS_L=0.96$ e $FS_L=1.03$. Ne consegue che l'esito della verifica è diverso nei due approcci. Si noti che i coefficienti di sicurezza ottenuti utilizzando la magnitudo massima sono di circa il 25% minori di quelli ricavati con il metodo della disaggregazione della magnitudo.

L'esempio illustrato evidenzia quindi che l'uso della massima magnitudo potenziale nelle verifiche a liquefazione risulta generalmente più cautelativo e, essendo di più semplice e rapida applicazione, è raccomandabile per analisi di sensibilità del potenziale di liquefazione di un

sito. Il metodo della disaggregazione della magnitudo sembra invece più completo e razionale in quanto associato ad una più accurata rappresentazione dei contributi della magnitudo al potenziale di liquefazione, anche nell'ottica di una progettazione prestazionale.

Tab. 2 - Coefficiente di sicurezza alla liquefazione ($z=3.00$ m) con il metodo della disaggregazione della magnitudo.

Campo di magnitudo	Magnitudo centrale	Contributo alla magnitudo	Fattore di sicurezza alla liquefazione	Contributo del fattore di sicurezza alla liquefazione
4.0-4.5	4.25	0.20412	1.38	0.28
4.5-5.0	4.75	0.3289	1.37	0.45
5.0-5.5	5.25	0.17107	1.36	0.23
5.5-6.0	5.75	0.0532	1.18	0.06
6.0-6.5	6.25	0.08019	1.03	0.08
6.5-7.0	6.75	0.09431	0.9	0.08
7.0-7.5	7.25	0.06823	0.79	0.05
				F_{sl}=1.25

Tab. 3 - Coefficiente di sicurezza alla liquefazione ($z=6.00$ m) con il metodo della disaggregazione della magnitudo.

Campo di magnitudo	Magnitudo centrale	Contributo alla magnitudo	Fattore di sicurezza alla liquefazione	Contributo del fattore di sicurezza alla liquefazione
4.0-4.5	4.25	0.20412	1.56	0.32
4.5-5.0	4.75	0.3289	1.53	0.50
5.0-5.5	5.25	0.17107	1.5	0.26
5.5-6.0	5.75	0.0532	1.29	0.07
6.0-6.5	6.25	0.08019	1.11	0.09
6.5-7.0	6.75	0.09431	0.96	0.09
7.0-7.5	7.25	0.06823	0.82	0.06
				F_{sl}=1.38

Bibliografia

- CEN; 2004: *Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 5: Foundations, retaining structures and geotechnical aspects*. EN 1998-5, November 2004.
- Facciorusso J, Vannucchi G.; 2009: *Esempio di valutazione del potenziale di liquefazione su scala regionale secondo l'approccio deterministico e probabilistico*. Rivista Italiana di Geotecnica, 2, pp. 34-56.
- Finn W.D.L., Wightman A.; 2007: *Logical evaluation of liquefaction potential using NBCC 2005 probabilistic ground accelerations*. Ninth Canadian Conference on Earthquake Engineering, Ottawa, Ontario, Canada, 26-29 June 2007.
- Finn W.D.L.; 2008: *The impact of low probability ground motions on Canadian geotechnical engineering practice*. 6th Int. Conf. on Case Histories in Geotechnical Engineering, Arlington, VA, August 11-16, 2008.
- Gruppo di Lavoro MPS; 2004: *Redazione della mappa di pericolosità sismica prevista dall'Ordinanza PCM 3274 del 20 marzo 2003*. Rapporto Conclusivo per il Dipartimento della Protezione Civile, INGV, Milano-Roma, aprile 2004, 65pp. + 5 appendici
- Idriss I.M.; 1985: *Evaluating seismic risk in engineering practice*. Proceedings of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, San Francisco, 12-16 August, 1985. Published by A.A. Balkema, Boston., Vol. 1, pp. 255-320.
- Idriss I. M., Boulanger R. W.; 2008: *Soil Liquefaction during earthquakes*. MNO-12, Earthquake Engineering Research Institute, 469 pp.

- Lanzo G., Pagliaroli A., Scasserra G., Iasiello P., Capozucca F.; 2014: *Studi di geotecnica sismica relativi alla progettazione della SS 79 direttrice Terni-Rieti*. Atti XXV Convegno Nazionale di Geotecnica, Milano-Stresa, 4-6 giugno 2014, volume 2, pagg. 193-202, Edizioni AGI, Roma.
- Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti; 2008: *Le Norme Tecniche per le Costruzioni*. D.M. 14 gennaio 2008. GU 29 (Suppl. Ord. 30).
- Seed, H. B., Idriss, I. M.; 1971: *Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential*. J. Soil Mech. and Found. Div., ASCE, 97(9), 1249–1273.
- Seed H.B., Idriss I.M.; 1982: *Ground motion and soil liquefaction during earthquakes*. EERI Monograph, 134 pp.
- Youd, T. L., Idriss, I. M., Andrus, R. D., Arango, I., Castro, G., Christian, J. T., Dobry, R., Finn, W. D., Harder, Jr., L. F., Hynes, M. E., Ishihara, K., Koester, J. P., Liao, S. S. C., Marcuson, III, W. F., Martin, G. R., Mitchell, J. K., Moriwaki, Y., Power, M. S., Robertson, P. K., Seed, R. B., Stokoe, II, K. H.; 2001: *Liquefaction Resistance of Soils: Summary Report*. From the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF Workshops on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, Vol. 127, No. 4, pp. 297-313.