Esempio di valutazione del potenziale di liquefazione su scala regionale secondo l'approccio deterministico e probabilistico

Johann Facciorusso,* Giovanni Vannucchi*

Sommario

Negli ultimi anni, anche dietro l'impulso delle più recenti disposizioni normative introdotte per le costruzioni in zona sismica sia a livello nazionale che europeo, si è sviluppato in Italia un interesse crescente verso gli effetti indotti dalla liquefazione sismica sull'ambiente costruito e conseguentemente si sono moltiplicati gli studi e le ricerche finalizzate alla zonazione del territorio nei confronti della pericolosità di liquefazione, specie su vasta scala, a livello di comune o di provincia o anche su scale più grandi. I metodi tradizionalmente impiegati a questo livello di dettaglio (analisi di primo livello), mostrano evidentemente alcuni limiti legati alla natura semi-empirica del metodo e al fatto di trascurare o semplificare eccessivamente l'azione sismica, ma risultano comunque di grande utilità per individuare delle zone di interesse su cui approfondire l'analisi ad una scala di maggior dettaglio. Nel presente lavoro si propone un caso di studio reale a cui viene invece applicato, seppur su vasta scala (regionale), un'analisi di secondo livello, ovvero basata sui cosiddetti metodi "semplificati", che consentono di stimare, a partire dai risultati di prove in sito, la resistenza alla liquefazione di un deposito e di confrontarla con la domanda sismica, desunta da analisi di pericolosità sismica di base. Tali metodi, ben più complessi di quelli semi-empirici (sia in termini di parametri richiesti che di impegno di calcolo) possono essere applicati seguendo due differenti tipi di approccio: l'approccio deterministico e l'approccio probabilistico.

Nel presente studio, è stato utilizzato un ampio database geotecnico costituito dai risultati di circa 3700 prove CPT e 1800 sondaggi, raccolti negli ultimi venti anni dalla Regione Emilia Romagna, su una vasta porzione, di circa 1300 km^2, della costa Adriatica nord-occidentale compresa tra Milano Marittima e Misano Adriatico. Tra i metodi semplificati, basati sulle prove CPT, sono stati scelti quello proposto da Robertson & Wride, nella versione di Youd *et al*. [2001], al quale sono state apposte nell'ambito di tale applicazione alcune modifiche, e il metodo probabilistico basato sull'analisi di affidabilità (First Order Reliability Method) formulato da Juang *et al*. [2002]. Per esprimere in maniera sintetica e cumulata il potenziale di liquefazione dell'intera verticale esplorata è stata utilizzata, per l'approccio deterministico, l'espressione dell'indice del potenziale di liquefazione, LPI, proposta da Iwasaki *et al*. [1982] e modificata nel presente studio. Seguendo invece l'approccio probabilistico è stato introdotto un nuovo indice di probabilità di liquefazione, LPbI. I valori così calcolati del potenziale di liquefazione cumulato secondo i due approcci, sono stati poi confrontati e utilizzati per la costruzione di mappe della pericolosità di liquefazione, definita secondo i criteri di classificazione proposti in letteratura. Le mappe prodotte sono state infine completate e corrette sulla base delle informazioni litologiche disponibili laddove i valori calcolati del potenziale sono risultati contraddittori o carenti.

Introduzione

Negli ultimi anni, in Italia, anche in seguito alle più recenti disposizioni normative in materia antisismica [D.M. 14.01.2008], autorità governative sia locali che nazionali hanno mostrato un interesse e una sensibilità crescente verso gli effetti indotti dalla liquefazione sismica sull'ambiente costruito e hanno conseguentemente promosso una raccolta sistematica di dati geologici, sismici e geotecnici su vasta scala finalizzata alla definizione di mappe di pericolosità nei confronti della liquefazione da utilizzare nella pianificazione territoriale e nelle operazioni di mitigazione del rischio sismico. Alcune di queste ricerche hanno interessato la piana di Gioia Tauro [Facciorusso e Vannucchi, 2003], l'area urbana di Catania [Crespellani *et al.*, 2000], il centro di Nocera Scalo [Crespellani e Madiai, 2002] e la costa adriatica romagnola [Cipriani *et al.*, 2000; Crespellani *et al.*, 2003]. Quest'ultimo studio ha evidenziato, ad esempio, come nell'area costiera compresa tra i centri abitati di Cesenatico e Riccione, esistano le condizioni sismiche e geotecniche perché possa verificarsi il fenomeno della liquefazione durante terremoti forti. I risultati dello studio, integrati con l'indagine storica che ha evidenziato la presenza di indizi di fenomeni di liquefazione durante alcuni forti terremoti del passato e con le caratteristiche di esposizione del territorio, legate alla sua elevata densità abitativa e all'importanza strategica delle

* Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale, Università degli Studi di Firenze

strutture di tipo turistico e portuale presenti, ha indotto la Regione Emilia-Romagna ad estendere la ricerca all'intera area costiera regionale ed alle zone interne prospicienti, e ad integrare le informazioni disponibili con carte geologiche e litologiche di maggior dettaglio e un maggiore numero di prove.

Nel seguito, dopo alcune premesse di carattere teorico, vengono esposti i principali risultati conseguiti nell'ambito di tale ricerca con lo specifico intento di fornire, attraverso la presentazione di un caso di studio reale, una metodologia di indagine specifica per le grandi aree (quindi indipendente dal metodo poi scelto per il calcolo del potenziale di liquefazione) e di suggerire alcuni spunti di riflessione legati sia al metodo di analisi prescelto che alla modalità di restituzione dei risultati.

2. I metodi "semplificati" per la valutazione del potenziale di liquefazione in un deposito: approccio deterministico e approccio probabilistico

La valutazione del potenziale di liquefazione, ovvero del rischio di attivazione del fenomeno della liquefazione una volta che si sia verificato l'evento sismico atteso, costituisce uno tra i temi più dibattuti dell'ingegneria geotecnica sismica.

L'approccio prevalente nella comune pratica ingegneristica, specie per analisi di zonazione eseguite su vasta scala come quelle finalizzate alla pianificazione territoriale, è quello basato sui metodi "semplificati". Tali metodi consistono nell'applicazione di correlazioni empiriche tra osservazioni di casi reali di liquefazione (e non liquefazione) effettuate in seguito ai terremoti più forti e recenti (di cui si hanno sistematiche e dettagliate osservazioni) e i corrispondenti parametri del terreno misurati con le comuni prove geotecniche in sito (quali il numero di colpi N_{SPT}, la resistenza alla punta q_c, l'attrito laterale f_s o la velocità delle onde S, V_s), che sono in qualche misura rappresentativi della resistenza del terreno alla liquefazione sismica. Il termine "semplificato" utilizzato per classificare tale categoria di metodi non è tanto riferito alla natura della procedura di calcolo che essi comportano o all'affidabilità dei risultati ottenuti, in quanto le correlazioni utilizzate, sebbene di natura empirica, sono sempre più complesse e ricavate con criteri statistici sempre più raffinati, così come complessa può essere la procedura di normalizzazione dei parametri utilizzati o il criterio di classificazione preliminare del terreno che tali metodi prevedono. Piuttosto i metodi in questione introducono una semplificazione sia nelle condizioni al contorno (analisi monodimensionale, piano di campagna orizzontale e assenza di sovraccarichi o edifici nelle aree circostanti), che ne limita l'uso a condizioni di "campo libero", sia nell'espressione del moto sismico [SILVESTRI e SIMONELLI, 2005]. Tali semplificazioni si possono ritenere comunque accettabili per analisi eseguite su vasta scala allo scopo di classificare il territorio, e forniscono stime della pericolosità di liquefazione in genere cautelative.

Nel corrente studio, tra le tipologie di prove disponibili nel vasto database messo a disposizione per l'area in esame, sono state scelte le prove CPT, sia per la loro numerosità, densità e estensione nella copertura delle aree considerate suscettibili alla liquefazione, sia per la natura stessa della prova che, insieme a tutte le prove che forniscono un profilo continuo delle proprietà del terreno, viene ritenuta più adatta alla stima del potenziale di liquefazione di un deposito al variare della profondità [YOUD *et al.*, 2001]. Inoltre, la prova CPT, utilizzando carte di classificazione come quella proposta da ROBERSTON [1990], consente di reperire, anche se in modo indiretto, informazioni sulla natura litologica, sul contenuto di fine e sulla plasticità dei terreni attraversati. Per tutti questi motivi i database di prove CPT disponibili, ad oggi, sono caratterizzati da una numerosità e affidabilità di gran lunga superiore rispetto a quelli basati sugli altri tipi di prove.

I metodi semplificati possono essere applicati seguendo due differenti tipi di approccio: l'approccio deterministico e l'approccio probabilistico.

2.1. Approccio deterministico

Nell'approccio deterministico, in primo luogo, la curva di resistenza alla liquefazione (o curva di stato limite) che esprime la resistenza del terreno, in termini di rapporto di tensione ciclica (CRR) in funzione del parametro misurato (con le opportune correzioni e normalizzazioni), viene determinata tracciando una curva che discrimina i casi di liquefazione osservati da quelli di non liquefazione, utilizzando (nei primi metodi) un criterio "visuale" o procedendo (nei metodi più recenti) ad una regressione statistica dei dati, senza alcun trattamento probabilistico delle variabili che concorrono a determinare la resistenza alla liquefazione CRR. In secondo luogo, il verificarsi o meno della liquefazione viene predetto calcolando il fattore di sicurezza FSL, inteso come rapporto tra la resistenza alla liquefazione del terreno (CRR) e la domanda sismica corrispondente al terremoto atteso di progetto, anch'essa espressa come rapporto di tensione ciclica (CSR), e valutando se esso sia minore di uno (liquefazione) o maggiore di uno (non liquefazione).

Tra i metodi, basati sui risultati delle prove CPT, sviluppati negli ultimi anni, che rientrano in questo tipo di approccio, si ricordano quelli proposti da OLSEN [1984], ROBERTSON e CAMPANELLA

[1985], SHIBATA e TEPARASKA [1988], OLSEN e KOESTER [1995], SUZUKI *et al*. [1995], ROBERTSON e WRIDE [1998], per citare alcuni tra i più consolidati nelle esperienze e nelle applicazioni ingegneristiche.

2.2. Approccio probabilistico

Nell'approccio probabilistico si considera simultaneamente l'influenza di più variabili (ciascuna trattata come grandezza aleatoria) in grado di contribuire alla liquefazione e, tramite modelli probabilistici più o meno complessi, vengono ottenute infinite curve di resistenza alla liquefazione, ciascuna corrispondente a una differente probabilità di inizio liquefazione. In tal caso il potenziale di liquefazione di un terreno, sempre in relazione a un evento sismico prefissato, può essere descritto in termini di probabilità di inizio di liquefazione, P_L.

A fronte della maggiore semplicità e facilità di applicazione delle formule proposte dai metodi deterministici e dell'ampio consenso raccolto nell'ambito della comunità scientifica, i metodi probabilistici, sebbene storicamente meno consolidati, hanno ricevuto negli ultimi anni un forte impulso [LIAO *et al*., 1988; TOPRAK *et al*., 1999; JUANG et *al*., 2006; Moss, 2003]. Tali metodi, infatti, risultano sicuramente più adeguati nel trattare un problema come quello della liquefazione, in quanto da un lato considerano simultaneamente il contributo di più variabili in grado di contribuire alla liquefazione e dall'altro trattano tali variabili, coerentemente con la loro natura, come grandezze aleatorie ed applicano per la previsione del fenomeno modelli probabilistici più o meno complessi. Ovviamente per applicare tali metodi, occorre quantificare le incertezze legate alla misura dei parametri di ingresso e, in alcuni casi, le incertezze inerenti il modello utilizzato. Inoltre i metodi probabilistici, fornendo il risultato in termini di probabilità di inizio di liquefazione P_L, consentono di esprimere il potenziale di liquefazione in un dato sito (ad una data profondità) con una quantità probabilistica, legata a un livello di incertezza e di assumere decisioni basate su un prefissato livello di salvaguardia.

3. Stima del potenziale di liquefazione secondo l'approccio deterministico e calcolo dell'indice del potenziale di liquefazione (LPI)

Tra i metodi semplificati basati sulle prove CPT, è stato scelto, nell'ambito del presente studio, quello senza dubbio di più ampia diffusione, specie nella pratica ingegneristica, e di più lunga sperimentazione, ovvero il metodo proposto da Robertson e Wride, che, nel presente studio, è stato applicato nella sua forma più aggiornata [YOUD *et al*., 2001], apportando, sulla base delle più recenti ricerche condotte sull'argomento, alcune modifiche sia nella formulazione del fattore di sicurezza FSL nei confronti della liquefazione, sia nell'utilizzo di quest'ultimo per il calcolo del potenziale di liquefazione.

3.1. Il fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione, FSL

Come già ricordato, il potenziale di liquefazione di un deposito viene stimato, secondo l'approccio deterministico, calcolando, per ciascuno degli strati investigati, il fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione, FSL, ottenuto come rapporto tra la resistenza alla liquefazione, CRR, e la domanda sismica attesa, CSR, entrambe espresse come rapporto di tensione ciclica:

$$FSL=\frac{CRR}{CSR} \tag{1}$$

Tale rapporto consente di predire il verificarsi o meno della liquefazione, al variare della profondità z, a seconda che il suo valore sia rispettivamente inferiore o superiore a un valore discriminante, che tenga in conto tutte le incertezze introdotte sia nei parametri utilizzati che nel modello adottato. Tradizionalmente, nell'applicare il metodo di Robertson e Wride (così come altri metodi semplificati, di natura deterministica) tale valore discriminante è assunto pari a uno. Con riferimento alle normative antisimiche, l'Eurocodice 8 [EN 1998 - 5, 2002] prescrive un valore di FSL 1.25, mentre le recenti Norme Tecniche per le Costruzioni [D.M. 14.01.2008] delegano la scelta al progettista. Nell'ambito della presente ricerca, per le ragioni che saranno di seguito esposte, si è assunto come valore discriminate 1.4.

Per quanto riguarda la stima della resistenza a liquefazione, espressa come rapporto di tensione ciclica (CRR), essa viene calcolata, con riferimento a un evento di magnitudo momento di riferimento M_w = 7.5, utilizzando un'apposita correlazione empirica, in funzione della resistenza alla punta misurata, q_c, corretta sia tenendo conto delle tensioni litostatiche, q_{c1N}, che della eventuale presenza di fini, $(q_{c1N})_{cs}$:

$$CRR_{M_W=7.5|\sigma'_V=1atm}=\begin{cases}0.833\cdot\left(\frac{(q_{c1N})_{CS}}{1000}\right)+0.005 & \text{per}(q_{c1N})_{CS}<50\\ 93\cdot\left(\frac{(q_{c1N})_{CS}}{1000}\right)^3 & \text{per}50\le(q_{c1N})_{CS}<160\end{cases} \tag{2}$$

La curva che si ottiene sul piano $(q_{c1N})_{cs}$ – CSR rappresenta la curva di resistenza alla liquefazione (o curva di stato limite), con riferimento a un evento sismico atteso di magnitudo momento M_w = 7.5 e tensione efficace verticale σ'_{v0} = 1atm. Tale curva

"separa" la liquefazione dalla non liquefazione, ovvero qualora la domanda sismica, corrispondente ad un evento sismico atteso (con prefissato periodo di ritorno T_R), riferita ad un evento di uguale magnitudo (M_w =7.5) e resa indipendente dalle tensioni efficaci verticali (σ'_{v0} = 1atm), risulti superiore (o inferiore) alla resistenza corrispondente al valore misurato e normalizzato della resistenza alla punta, $(q_{c1N})_{cs}$, si ha liquefazione (o non liquefazione) ovvero il fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione, FSL, è minore (maggiore) di 1, o di un valore maggiore scelto cautelativamente.

In particolare, la correzione operata sui valori misurati della resistenza alla punta, q_c, per tenere conto della dipendenza dalle tensioni litostatiche della resistenza alla liquefazione, che, come dimostrato sperimentalmente, cresce al crescere della pressione di confinamento, e quindi con la profondità, ma non in maniera lineare, è di seguito riportata:

$$q_{c1N} = C_q\left(\frac{q_c}{P_a}\right) \text{ con } \qquad C_Q = \left(\frac{P_a}{\sigma'_{V0}}\right)^n \tag{3}$$

ove P_a è la pressione atmosferica (espressa nella stessa unità di misura di σ'_{v0}) ed n un esponente che dipende dal tipo di terreno, che viene determinato secondo la procedura iterativa suggerita da ROBERTSON e WRIDE [1998] insieme a un indice di classificazione del terreno, I_c, che consente di stimare la litologia del terreno (contenuto di fine, plasticità) sulla base dei valori misurati della resistenza alla punta e del rapporto di attrito. Secondo i suggerimenti di YOUD *et al*. [2001] è stato posto sul fattore di normalizzazione C_Q un limite superiore di 1.7.

La correzione effettuata per tenere in considerazione l'effetto della presenza di frazione fine sulla resistenza alla liquefazione è la seguente:

$$(q_{c1N})_{cs} = k_c\, q_{c1N} \tag{4}$$

ed è stata operata utilizzando il coefficiente correttivo

$$k_c = -0.403\, I_c^4 + 5.581\, I_c^3 - 21.63\, I_c^2 + 33.75\, I_c - 17.88 \text{ (per } I_c > 1.64)$$

$$k_c = 1 \text{ (per } I_c \leq 1.64) \tag{5}$$

Si ricorda che devono essere esclusi dall'analisi:
- gli strati di terreno ubicati al di sopra della falda (non suscettibili di liquefazione da un punto di vista fisico);
- i terreni per i quali il valore calcolato dell'indice I_c alla fine della procedura iterativa risulti maggiore di 2.6 (non suscettibili di liquefazione da un punto di vista litologico);
- i terreni per i quali il valore di resistenza normalizzata stimato $(q_{c1N})_{cs}$ risulti maggiore di 160 (non suscettibili di liquefazione da un punto di vista meccanico).

Si osserva come il metodo utilizzato, come gran parte dei metodi basati sui risultati di prove CPT, richieda una classificazione preliminare della litologia (e del contenuto di fine) degli strati di terreno investigati desunta attraverso correlazioni empiriche e carte di classificazione come quelle proposte da ROBERTSON [1990]. Per tale motivo, specie in quei casi di maggiore incertezza, ad esempio, quando l'indice calcolato I_c è maggiore di 2.4, è consigliato un riscontro diretto delle caratteristiche litologiche e del contenuto di fine [YOUD *et al*., 2001].

Per quanto riguarda la definizione della domanda sismica, è stata adottata la formulazione proposta da SEED e IDRISS [1971] in termini di rapporto di tensione ciclica (CSR) nella sua versione normalizzata rispetto a un evento di magnitudo 7.5 e rispetto alle tensioni litostatiche (σ'_{v0} =1atm), per renderla confrontabile con la resistenza calcolata utilizzando la (2):

$$(CSR)_{M_W=7.5|\sigma'_{V0}=1atm} = \frac{0.65\cdot\left(\frac{\sigma_{V0}}{\sigma'_{V0}}\right)\left(\frac{a_{max}}{g}\right)\cdot r_d}{MSF\cdot K_\sigma} \tag{6}$$

dove:
- a_{max} è l'accelerazione massima orizzontale attesa al suolo, corrispondente all'evento sismico atteso;
- σ'_{v0} e σ_{v0} sono le tensioni litostatiche verticali rispettivamente efficaci e totali;
- r_d è il fattore di riduzione con la profondità;
- MSF il fattore di scala per la magnitudo;
- K_σ il fattore di correzione rispetto alle tensioni litostatiche;
- g è l'accelerazione di gravità.

Il fattore di riduzione, con la profondità, della tensione di taglio massima indotta dal terremoto atteso, r_d, non disponendo di informazioni più specifiche sulle proprietà amplificative dei depositi oggetto di studio, né di dati sufficienti per svolgere analisi di risposta sismica locale, è stato calcolato, come proposto da LIAO e WHITMAN [1986], nel modo seguente:

$$r_d = 1 - 0.00765\, z \text{ (per } z \leq 9.15 \text{ m)}$$

$$r_d = 1.174 - 0.0267\, z \text{ (per } 9.15\text{m} \leq z \leq 23\text{m)} \tag{7}$$

Il fattore di scala della magnitudo, MSF, che consente di riferire la domanda sismica ad eventi di magnitudo momento M_w=7.5 è stato determinato in base alle raccomandazioni di YOUD *et al*. [2001] come:

$$MSF = \begin{cases} \dfrac{10^{2.24}}{M_W^{2.56}} + \left(\dfrac{M_W}{7.5}\right)^{-3.3} \\ \hline 2 \end{cases} \quad M_W = \leq 7.5 \qquad (8)$$

$$\frac{10^{2.24}}{M_W^{2.56}} \qquad M_W = > 7.5$$

Il fattore di correzione, K_σ, utilizzato per rendere indipendente la domanda sismica dall'effetto delle tensioni litostatiche, è stato calcolato utilizzando l'equazione proposta da HYNES e OLSEN [1999] secondo cui esso può essere espresso in funzione della densità relativa D_r:

$$k_\sigma = \begin{cases} 1 \quad per \ \dfrac{\sigma'_{V0}}{P_a} \leq 1 \\ \left(\dfrac{\sigma'_{V0}}{P_a}\right)^{f-1} per \ \dfrac{\sigma'_{V0}}{P_a} > 1 \end{cases} \quad con f = \begin{cases} 1 \quad per \quad D_r < 40\% \\ 0.75 \ per \ 40 \leq D_r < 60\% \\ 0.65 \ per \ 60 \leq D_r < 80\% \\ 0.60 \ per \quad D_r \geq 80\% \end{cases} \qquad (9)$$

dove la densità relativa D_r, non disponibile, è stata ricavata in funzione del valore della resistenza alla punta q_c mediante la correlazione proposta da JAMIOLKOWSKI *et al.* [1985]:

$$D_r = -98 + 66 \log \frac{10 q_c}{\sqrt{10\sigma'_{V0}}} \ con \ q_c (kg/cm^2) \qquad (10)$$

mentre il parametro f è stato stimato mediante interpolazione a partire dalle curve di letteratura proposte da YOUD *et al.* [2001].

3.2 L'indice del potenziale di liquefazione, LPI

L'indice del potenziale di liquefazione, LPI, è stato introdotto da IWASAKI *et al.* [1982] allo scopo di fornire una misura integrale degli effetti della liquefazione per una singola verticale (per i quali sono disponibili al variare della profondità z i valori del fattore di sicurezza FSL) e può essere così calcolato:

$$LPI = \int_{z_{cr}}^{0} F(z) \cdot W(z) dz \qquad (11)$$

dove z_{cr} è la profondità critica entro la quale si ritengono significativi gli effetti della liquefazione e W(z) è una funzione di pesi, linearmente decrescente con la profondità, che tiene conto della profondità dello strato liquefacibile, attribuendo peso maggiore agli strati più superficiali ed è data da:

$$W(z) = 10 - \frac{1}{2} z \qquad (12)$$

La funzione F(z), che compare nella (11) esprime il potenziale di liquefazione per ciascun strato e viene calcolata in funzione del fattore di sicurezza. Considerato che il valore discriminante assunto è maggiore di 1, è stato necessario modificare l'espressione di F(z) adottando la forma funzionale proposta da SONMEZ [2003], che propone un raccordo ragionevole con quella tradizionalmente utilizzata [IWASAKI *et al.*,1982] e tiene conto allo stesso tempo del valore discriminante più cautelativo considerato per il fattore di sicurezza (FSL = 1.4):

$$F(z) = \begin{cases} 0 & per \quad FSL > 1.4 \\ 2 \cdot 10^6 \, e^{-18.427 \cdot FSL} & per \quad 0.95 < FSL \leq 1.4 \\ 1 - FSL & per \quad FSL \leq 0.95 \end{cases} \qquad (13)$$

È opportuno osservare che, per la forma analitica adottata per rappresentare la funzione F(z), l'introduzione di un valore discriminante di FSL più cautelativo influisce in maniera più sensibile sul computo degli strati liquefacibili e non, all'interno di una singola verticale, piuttosto che sul valore integrale dell'indice del potenziale, LPI.

Una volta calcolato il valore dell'indice del potenziale di liquefazione per la verticale considerata, è possibile associare al sito corrispondente una classe di pericolosità, secondo la classificazione proposta da SONMEZ [2003] e riproposta in tabella I.

Tab. I – Classi di pericolosità di liquefazione secondo SONMEZ [2003].
Tab. I –LPI-based hazard classes [SONMEZ 2003].

Indice del potenziale di liquefazione, LPI	Pericolosità di liquefazione
LPI = 0	Nulla
0 < LPI 2	Bassa
2 < LPI 5	Moderata
5 < LPI 15	Alta
LPI > 15	Molto alta

4. Stima del potenziale di liquefazione secondo l'approccio probabilistico e calcolo dell'indice di probabilità di liquefazione (LPbI)

Nell'ambito di questo studio, considerate le differenze che i metodi probabilistici possono presentare tra loro ad esempio in termini di normalizzazione delle grandezze misurate in sito, o nel calcolo della domanda sismica e della resistenza alla liquefazione (dovute al differente modello probabilistico adottato per descrivere le grandezze contenute nel database), e tutte le incertezze legate alla loro sperimentazione ancora poco consolidata, si è preferito applicare un adattamento probabilistico del metodo di Robertson e Wride, che offre il vantaggio di essere formulato e tarato sullo stesso database e in funzione delle stesse grandezze.

4.1. La probabilità di inizio di liquefazione, P_L

La formulazione adottata rientra nei metodi basati sull' "approccio bayesiano", ed è stata messa a punto da JUANG *et al.* [2002]. A partire dal database (su cui è stato tarato il metodo di Robertson e Wride) contenente i casi di liquefazione e non liquefazione osservati in occasione dei terremoti più forti e più recenti e le misure CPT effettuate (in corrispondenza degli strati ritenuti critici ai fini della liquefazione), alle variabili (q_c, f_s,σ_{v0}, σ'_{v0}, M_w, a_{max}) è stata assegnata una distribuzione di probabilità normale (con valori medi pari alle misure osservate e covarianza desunta da valori di letteratura riportati nell'articolo di JUANG *et al.* [2002]). Quindi, con riferimento alla curva di resistenza alla liquefazione stimata col metodo di Roberston e Wride, è stata operata, sulla base delle distribuzioni di probabilità assegnate alle variabili considerate, un'analisi di affidabilità del metodo ("First Order Reliability Method") che ha consentito di associare a ciascuno dei casi riportati nel database un valore dell'indice di affidabilità, β. Quindi applicando il teorema di Bayes è stata stimata la probabilità di inizio liquefazione:

$$P_L = \frac{f_L(\beta)}{f_L(\beta)+f_{NL}(\beta)} \qquad (14)$$

dove f_L e f_{NL} rappresentano la funzione di densità di probabilità dell'indice β valutata rispettivamente per i casi di liquefazione e non liquefazione osservati. Il metodo probabilistico che ne consegue, si risolve quindi in una curva ("Bayesian mapping function") che esprime il valore di probabilità di inizio di liquefazione in funzione di un indice di affidabilità β e che, pur trattando le variabili che concorrono a determinare il potenziale di liquefazione come grandezze aleatorie, è limitato nella sua applicazione al database su cui è stato definito ed è riferito a una superficie di stato limite prescelta, che in questo caso è quella ricavata da ROBERTSON e WRIDE [1998], in maniera deterministica. La formula (14), una volta esplicitata, risulta comunque di difficile applicazione, in quanto richiede per ciascun strato di terreno investigato il calcolo dell' indice β; per tale motivo, JUANG *et al*. [2002], hanno ricostruito una legge diretta di corrispondenza, per ciascuno dei casi presenti nel database, tra il valore di probabilità di inizio liquefazione, P_L, ottenuto con la procedura appena descritta, e il valore del fattore di sicurezza FSL, ottenuto in modo deterministico sempre utilizzando il metodo di Robertson e Wride:

$$P_L = \frac{1}{1+\left(\frac{FSL}{A}\right)^B} \qquad (15)$$

con A = 1.0 e B=3.3.

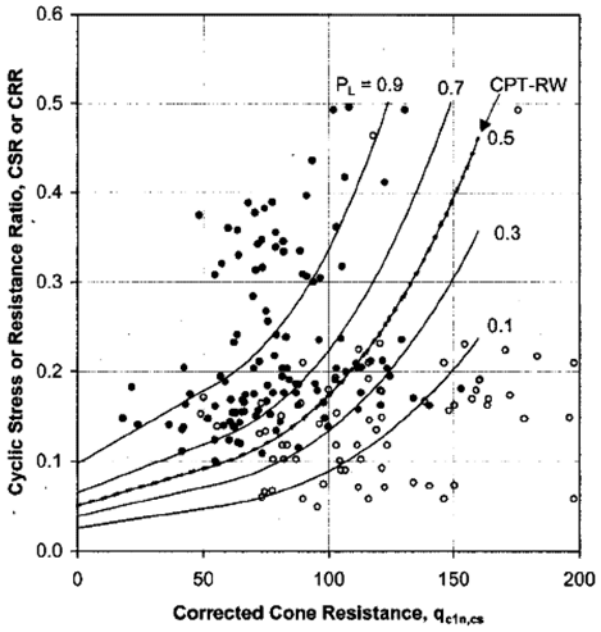

Fig. 1 – Curve di resistenza alla liquefazione ottenute con l'adattamento probabilistico proposto da JUANG *et al*. [2002] per i vari livelli di probabilità di inizio liquefazione, P_L, confrontate con la curva deterministica corrispondente al metodo di ROBERTSON e WRIDE [1998].
Fig. 1 – Liquefaction triggering probability curves and deterministic liquefaction resistance curve (after JUANG et al, *2002).*

Ovviamente la validità e l'applicabilità della formula (15) è vincolata alle condizioni che ne hanno consentito la determinazione, ovvero il database utilizzato per calcolare PL e il metodo deterministico utilizzato per stimare FSL.

Invertendo l'equazione (15) ed esplicitando FSL dalla (1), si ottiene che:

$$CSR_{7.5} = \frac{CRR_{7.5}}{A\left[\frac{1}{P_L}-1\right]^{1/B}} \qquad (16)$$

che esprime la domanda sismica, $CSR_{7.5}$, necessaria a garantire un determinato livello di probabilità di liquefazione, P_L (posto che la resistenza $CRR_{7.5}$ venga calcolata con il metodo di Robertson e Wride, secondo l'equazione (2)) e che consente di costruire le curve di resistenza alla liquefazione per i differenti livelli di probabilità assunti. Tali curve sono riportate in figura 1 insieme alla curva ottenuta per via deterministica applicando il metodo di Robertson e Wride, che, come si nota nella figura, si sovrappone a quella corrispondente al 50% di probabilità di inizio di liquefazione. Questo consente indirettamente di affermare, in base all'analisi di affidabilità effettuata, che il metodo di Robertson e

Tab. II – Classi di probabilità di liquefazione secondo CHEN e JUANG [2000].
Tab. II – Liquefaction triggering probability classes [CHEN e JUANG, 2000].

Classe	Probabilità di liquefazione, P_L	Giudizio di pericolosità
5	$P_L \geq 0.85$	Liquefazione quasi certa
4	$0.65 \leq P_L < 0.85$	Liquefazione molto probabile
3	$0.35 \leq P_L < 0.65$	Liquefazione e non liquefazione ugualmente probabili
2	$0.15 \leq P_L < 0.35$	Liquefazione improbabile
1	$P_L < 0.15$	Non liquefazione quasi certa

Wride, come già noto in letteratura, non è conservativo.

In riferimento al metodo probabilistico appena esposto è possibile fare alcune osservazioni:

1) le equazioni sopra riportate, (15) e (16), sono, come detto sopra, strettamente dipendenti dal database su cui sono state ricavate e dalle assunzioni statistiche fatte su quei parametri di tale database che concorrono alla definizione di FSL (q_c, f_s, a_{max}, M_w, σ_{v0}, σ'_{v0}), quali la distribuzione di probabilità considerata o i valori del coefficiente di variazione ad essi attribuiti; inoltre non è stata quantificata alcuna incertezza per il metodo deterministico da cui è ottenuto;
2) la curva di resistenza alla liquefazione ottenuta per via deterministica applicando il metodo di Robertson e Wride risulta coincidente con quella corrispondente al 50% di probabilità (cioè uguale probabilità di liquefazione o non liquefazione), il che implica che il metodo di Robertson e Wride (quanto meno se riferito alla banca-dati su cui è stato definito e secondo l'analisi di affidabilità svolta) non è affatto conservativo. Per tale motivo, nel definire il valore discriminante per il fattore di sicurezza FSL tra casi di liquefazione e non liquefazione, è opportuno assumere un valore maggiore di 1 che tenga in conto tutte le incertezze introdotte sia nei parametri utilizzati che nel modello adottato, in modo da assumere delle scelte più conservative basate sul rischio ("risk based design") che tengano conto anche delle strutture da salvaguardare. A tale proposito è stata introdotta una carta di classificazione della probabilità di liquefazione [CHEN e JUANG, 2000] riportata in tabella II, in base alla quale, ad esempio, il Building Seismic Safety Council [1994] raccomanda la classe 1 per le strutture strategiche e la classe 2 per quelle ordinarie. Ciò significa che il livello di salvaguardia da garantire corrisponde, ad esempio, per le strutture ordinarie (ovvero quelle più diffuse nell'area di studio) ad una probabilità di inizio di liquefazione compresa tra il 15% e il 35% (liquefazione improbabile); ad esempio con riferimento al valore medio dell'intervallo (25%), il valore del fattore di sicurezza da assumere come discriminate tra liquefazione e non, se si applica il metodo di Robertson e Wride, risulta secondo l'equazione sopra riportata di 1.4. (come anticipato nel paragrafo 3.1);
3) Il metodo di Robertson e Wride può essere applicato anche in forma probabilistica, attraverso l'equazione (15), che consente di assegnare a ciascun valore del fattore di sicurezza FSL, calcolato per via deterministica (quindi utilizzando per $CRR_{7.5}$ e $CSR_{7.5}$ rispettivamente le formule (2) e (6)) in corrispondenza di ogni strato di terreno investigato, la probabilità di inizio di liquefazione, P_L.

4.2. L'indice di probabilità di liquefazione, LPbI

L'indice di probabilità di liquefazione, LPbI, viene introdotto allo scopo di fornire una misura globale e cumulativa della probabilità di inizio di liquefazione corrispondente all'intera verticale esaminata. Per tenere in conto, come nel caso dell'indice LPI, lo spessore degli strati considerati (a cui il potenziale di liquefazione è direttamente proporzionale) e la loro profondità (rispetto a cui il potenziale di liquefazione è inversamente proporzionale), il nuovo indice è stato formulato utilizzando sempre l'espressione di IWASAKI *et al.* [1982], riportata nell'equazione (11), e conservando anche la stessa espressione per la funzione W(z), riportata nell'equazione (12), mentre, il potenziale F(z) è stato posto uguale a $P_L(z)$, in modo che anche la grandezza così ottenuta, come l'indice LPI, sia definita nel campo (0,100):

$$LPbI = \int_{z_{cr}}^{0} P_L(z) \cdot W(z) dz \qquad (17)$$

L'indice così ottenuto a differenza del corrispondente indice deterministico LPI, non rappresenta un semplice formalismo appositamente introdotto per quantificare la pericolosità di liquefazione, ma rappresenta esso stesso una probabilità di inizio di liquefazione mediata e pesata sull'intera verticale esplorata. Quindi il potenziale di liquefazione, ora espresso in termini di probabilità, può essere valutato in base al livello di copertura e di ri-

schio che si intende assumere o anche in base alle classificazioni proposte in letteratura, come quella riportata in tabella II.

Ovviamente, anche seguendo l'approccio probabilistico, occorre limitare l'analisi solo a quegli strati suscettibili di liquefazione da un punto di vista fisico (ovvero ubicati ad una profondità z al di sotto del livello di falda) e, considerando che il metodo proposto è un adattamento del metodo di Robertson e Wride, per coerenza devono essere esclusi dall'analisi gli strati non suscettibili di liquefazione da un punto di vista litologico, ovvero con indice di comportamento del terreno $I_c > 2.6$, o meccanico, cioè con una resistenza normalizzata $(q_{c1n})_{cs} > 160$. In tutti questi casi la probabilità di inizio di liquefazione, P_L, viene posta uguale a zero.

5. Il caso di studio: la costa adriatica nord-occidentale compresa tra Milano Marittima e Misano Adriatico

La costa romagnola è stata oggetto negli anni passati di numerosi studi sul rischio di liquefazione promossi dalla Regione Emilia-Romagna [CRESPELLANI *et al*., 1997a; CRESPELLANI *et al*., 1997 b; MARCELLINI *et al*., 1998, CIPRIANI *et al*., 2000, CRESPELLANI *et al*., 2003] che hanno dimostrato come nell'area esistano le condizioni sismiche e le condizioni geotecniche affinché possa verificarsi il fenomeno della liquefazione sismica. Alla pericolosità di liquefazione accertata, si combina inoltre una elevata esposizione dell'area. Infatti la costa romagnola oltre ad essere un territorio densamente popolato (specie nei mesi estivi), è ricca di monumenti e di beni storico-culturali, anche di elevato pregio artistico, ospita importanti insediamenti industriali e portuali, alcuni dei quali di importanza strategica (porti di Rimini e di Ravenna), e infrastrutture e vie di comunicazione di utilità nazionale (quali l'autostrada A14 "Adriatica", Strada Statale SS 9 "via Emilia", Strada Statale 16 "Adriatica", linea FF.SS. Adriatica, etc.).

Inoltre è accertato che la liquefazione tende a riprodursi negli stessi luoghi ogni qual volta si ripetano le condizioni sismiche, e l'indagine storica ha evidenziato che alcuni effetti di terremoti passati (quali aperture nel terreno con fuoriuscita di sabbia e/o fango e/o ghiaia, formazione di vulcanelli, ecc.) descritti da testimoni dell'epoca, nelle spiagge e nelle zone di sbocco a mare dei corsi d'acqua possono essere interpretati come indizi di liquefazione, anche se sull'argomento esistono pareri controversi. Notizie di questo tipo sono ad esempio riportate nelle cronache relative al terremoto del 17 marzo 1875 (di magnitudo Mw = 5.74 e intensità macrosismica, in scala MCS, $I_0 = 8$) per Cesenatico [SERPIERI, 1889] e in diversi siti del litorale fra Cervia e Cattolica [GALLI e MELONI, 1993; POSTPISCHL, 1985].

Per tutti i motivi sopra esposti, anche il rischio di liquefazione nell'area di studio potrebbe essere elevato e richiede dunque approfondimenti che consentano di delimitare le aree più sensibili e in esse di quantificare la pericolosità nei confronti di liquefazione, anche utilizzando metodi di valutazione e approcci differenti. La ricerca, affidata dalla Regione Emilia Romagna al Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale dell'Università di Firenze, ha consentito, rispetto agli studi precedenti, di ampliare notevolmente la zona costiera investigata (comprendendo anche la parte settentrionale corrispondente ai lidi ravennati e ferraresi) e di includere anche l'area più interna (ove si trovano le valli alluvionali dei principali corsi d'acqua che attraversano l'area). Il database di prove disponibili, messo a disposizione dal Servizio Geologico, Sismico e dei Suoli della Regione Emilia-Romagna, è stato, dunque, notevolmente incrementato fino ad includere più di 7319 prove tra sondaggi, pozzi, prove CPT, prove SPT, prove down-hole e col cono sismico.

5.1. Delimitazione dell'area di studio

I confini dell'area di studio sono stati identificati tenendo conto dei confini geografico-amministrativi presenti e delle affinità geologiche e stratigrafiche dei terreni ivi presenti, con l'obiettivo di concentrare l'attenzione sulle condizioni geomorfologiche e litologiche che possono essere maggiormente interessate dai fenomeni di liquefazione sismica (depositi sabbiosi litorali e depositi alluvionali di origine fluviale) senza dimenticare l'importanza strategica dell'area stessa (densità abitativa, presenza di infrastrutture edilizie ad uso turistico o aree industriali e portuali di rilevante importanza). Successivamente sono state ricercate nel database regionale le prove disponibili, ricadenti nell'area selezionata, ove sono suddivise secondo "cartigli" della cartografia tecnica regionale (CTR). Tale suddivisione è stata mantenuta anche nella delimitazione dei confini dell'area di studio, come evidenziato in tutte le mappe che di seguito verranno rappresentate.

L'area di studio così definita ha un'estensione di circa 1300 km^2 e, come mostrato in figura 2, comprende tutta la fascia costiera romagnola (attraversando 26 Comuni entro le Province di Ferrara, Ravenna, Forlì-Cesena e Rimini) e ricade all'interno di 7 fogli della cartografia tecnica regionale, CTR (Foglio 268: Pesaro; Foglio 267: S. Marino; Foglio 256: Rimini; Foglio 240: Forlì; Foglio 241: Cervia; Foglio 223: Ravenna; Foglio 205: Comacchio).

Tale area, fortemente urbanizzata e densamente popolata, specie lungo la fascia costiera e nei

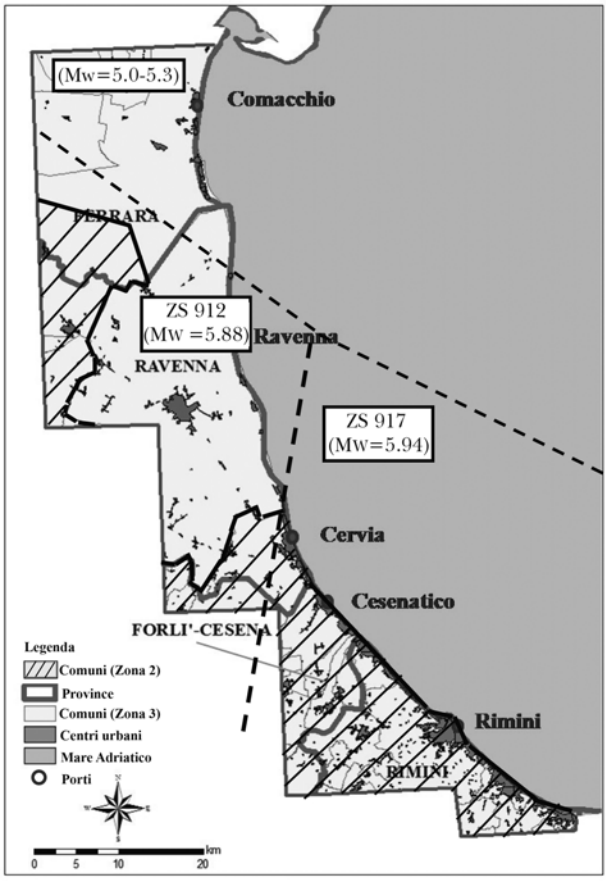

Fig. 2 – Delimitazione dell'area di studio, definizione della magnitudo attesa M_w (le zone sismogenetiche sono delimitate con una linea tratteggiata) e classificazione dei Comuni ivi ricadenti secondo la classificazione sismica nazionale.
Fig. 2 – Investigated area and moment magnitude, M_w, of expected seismic event.

periodi estivi, include numerosi centri abitati (evidenziati in figura 2 in grigio), costituiti prevalentemente da insediamenti abitativi di carattere residenziale e turistico (nella gran parte abitazioni a due o tre piani) e, limitatamente ad alcune aree, da importanti insediamenti industriali e portuali di carattere strategico (questi ultimi evidenziati con cerchietti in figura 2).

5.2. *Inquadramento geo-morfologico, litologico e idrologico dell'area*

L'area oggetto del presente studio è situata tra la costa adriatica ed il margine appenninico-padano: nel settore meridionale sono presenti i primi rilievi appenninici, mentre la maggior parte del territorio rimanente è in pianura. La fascia pedecollinare, nella parte meridionale, è modellata dai conoidi del fiume Marecchia e dei torrenti Uso e Rubicone, che scorrono incassati fino alla via Emilia. La pianura si estende, nella parte centrale e settentrionale dell'area di studio, intervallata dai rilevati degli argini naturali e artificiali, fino a comprendere la zona palustre di retroduna, spesso topograficamente più depressa e con difficoltà di scolo naturale a ridosso del subsistema costiero, che funge da barriera naturale (complici le dune eoliche) specie per le aree di bacini interfluviali. La fascia costiera costituita da depositi marini litorali e da dune eoliche, fortemente urbanizzata, ha un'ampiezza piuttosto ridotta (di circa 800-1000 metri).

I depositi di pianura e costieri, risalenti al Pleistocene Medio-Olocene, sono attribuibili, nella loro parte affiorante, al "Subsintema di Ravenna", un'unità relativamente superficiale, costituita da depositi fluviali intravallivi e di piana alluvionale, con intercalazioni di sabbie litorali e, nel settore a mare, da sabbie di prodelta e transizione alla piattaforma, il cui spessore aumenta, procedendo progressivamente dal margine appenninico verso il mare, fino a 20-25 metri [Regione Emilia-Romagna *et al.*, 1998]. Tale unità, per gran parte della porzione settentrionale e centrale dell'area studiata, risulta ancora più esigua in spessore (non supera i 10 m) e recente, ed è nota come "Unità di Modena".

I sedimenti alluvionali sono costituiti da cicli deposizionali grossolani alla base (ghiaie e sabbie) e fini al tetto (peliti), mentre le ingressioni sono essenzialmente rappresentate da sabbie di mare basso e spiaggia. Lungo la costa, per uno spessore massimo variabile da 8 a 12 metri, si ritrovano invece sabbie medie, fini e finissime, ben selezionate, di ambiente litorale (spiaggia e dune eoliche), che costituiscono anche il principale terreno di fondazione della fascia costiera.

I terreni che si trovano al di sotto della formazione più superficiale, sono invece riconducibili ai subsintemi più antichi appartenenti alla parte sommitale del Sintema Emiliano-Romagnolo Superiore e sono costituiti da un'alternanza ciclica di argille organiche, limi, sabbie e ghiaie di ambiente alluvionale e, limitatamente al settore costiero, con intercalazioni di sabbie litorali.

La carta litologica riportata in figura 3 mette in evidenza come, nella regione indagata, si distinguano zone con differenti litologie affioranti procedendo dalla costa verso l'interno: una fascia costiera (dove si concentra la maggior parte delle prove) costituita prevalentemente da sabbie litorali nella parte centro-meridionale e da argille torbose di origine deltizia, nella parte settentrionale; una fascia intermedia immediatamente più interna costituita da limi argilloso-torbosi di piana deltizia, nella parte settentrionale (che si spinge molto verso l'interno) e da limi argilloso-sabbiosi di piana alluvionale, nella parte meridionale. Infine vi è una fascia interna, di scarso interesse ai fini della liquefazione, costituita da affioramenti rocciosi nella parte meri-

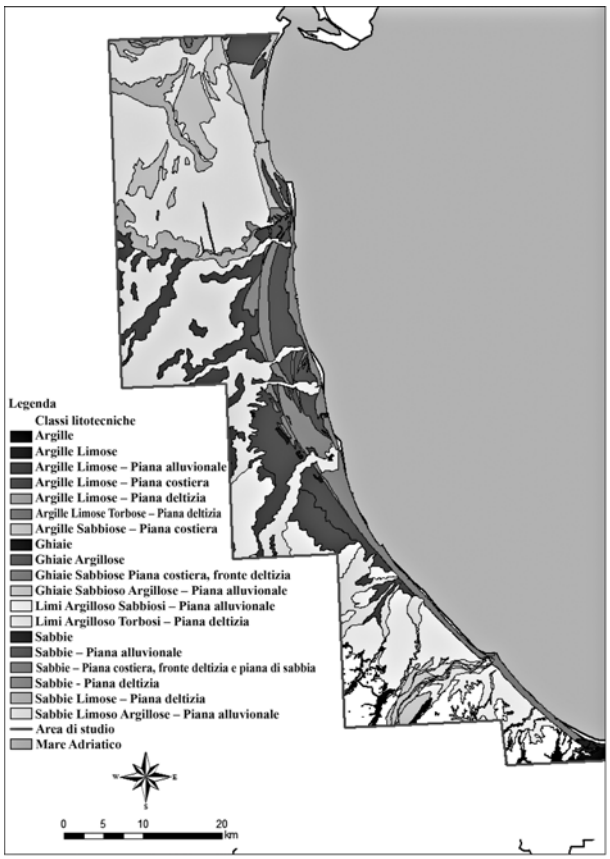

Fig. 3 – Carta litologica dell'area di studio.
Fig. 3 – Lithologic units map.

dionale, e da argille limose e sabbie limoso-argillose di piana alluvionale nella parte centrale.

Il livello medio della superficie della falda acquifera, z_w, misurato dal piano di campagna è disponibile per 2757 delle 7319 verticali investigate; per le altre è stato ricavato mediante interpolazione ed è risultato una profondità media di 1.5-2 metri dal piano campagna, con risalite fino a 1 metro durante il periodo invernale per l'intera area costiera, e con valori localmente più elevati verso l'interno.

5.3. Costituzione della banca-dati su supporto GIS

Dopo avere raccolto tutte le prove disponibili per l'intera area di studio, è stato costituito, specificamente per questa ricerca, una banca-dati che possedesse i requisiti di omogeneità, completezza e facilità di consultazione e che fosse propedeutica al raggiungimento degli obiettivi prefissati. A tal proposito è stato scelto un supporto GIS (utilizzando il software "ARCVIEW") sia per agevolare la caratterizzazione geotecnica e l'analisi della pericolosità sismica di base dell'area, anche attraverso operazioni di interpolazione spaziale, specie nelle aree con una bassa densità di prove (o totalmente prive), sia per predisporre l'integrazione dei dati con le mappe disponibili (ad esempio la carta litotecnica) e soprattutto la restituzione dei risultati dell'analisi in mappe di pericolosità o probabilità di liquefazione.

Tra tutte le tipologie di prove disponibili, sono state poi utilizzate ai fini di questo studio:

– le prove CPT (3727) per la stima del potenziale di liquefazione con i metodi semplificati;
– le prove down-hole e le prove col cono sismico (33) per la stima, attraverso la misura della velocità delle onde S, della velocità media equivalente nei primi 30 m, $V_{S,30}$ e quindi delle proprietà amplificative dei depositi interessati (fattore di amplificazione stratigrafica, S_S);
– i sondaggi stratigrafici e i pozzi (1862) per la stima della profondità della falda, z_w, dal piano di campagna per le verticali dove non risulta disponibile e per l'analisi di suscettibilità alla liquefazione di primo livello.

Per garantire una maggiore attendibilità delle mappe finali della pericolosità di liquefazione e considerata l'elevata numerosità dei dati inizialmente disponibili, è stata effettuata una selezione dei profili CPT che garantisse un set iniziale di dati qualitativamente omogeneo e affidabile. In particolare, pur mantenendo insieme tipologie di prove CPT differenti (meccaniche, elettriche, con piezocono e col cono sismico), le prove sono state selezionate secondo i seguenti criteri:

– criterio di attendibilità, ovvero a ciascuna verticale investigata è stata attribuito un giudizio di affidabilità basato sul formato di restituzione della prova (ad es. cartaceo o numerico), sulla nitidezza e la completezza delle informazioni (ad esempio continuità delle misure), etc.;
– criterio di omogeneità, ovvero per avere un giudizio completo e realistico della liquefacibilità del deposito investigato si sono considerati solo i profili con una profondità massima esplorata maggiore o uguale a 15 m (essendo di norma interessati da fenomeni di liquefazione gli strati di terreno che si estendono fino a 15-20 metri dal piano campagna);
– criterio di coerenza, ovvero laddove possibile, sono stati confrontati i profili di resistenza alla punta, q_c, e attrito laterale, f_s, di più prove CPT vicine, e scartate le prove i cui profili si discostavano maggiormente dal profilo medio. La successione stratigrafica desunta da tali profili (effettuata utilizzando la carta di SCHMERTMANN [1978], nel caso di prove meccaniche, o la carta di ROBERTSON [1990], nel caso di prove elettriche) è stata poi confrontata con la stratigrafia riscontrata nei sondaggi vicini, laddove presenti, eliminando anche in questo caso dalla banca-dati le prove corrispondenti a situazioni anomale. La distanza massima orizzontale assunta per tali confronti (100 m) è stata scelta considerando sia il valore suggerito da vari autori [PHOON e

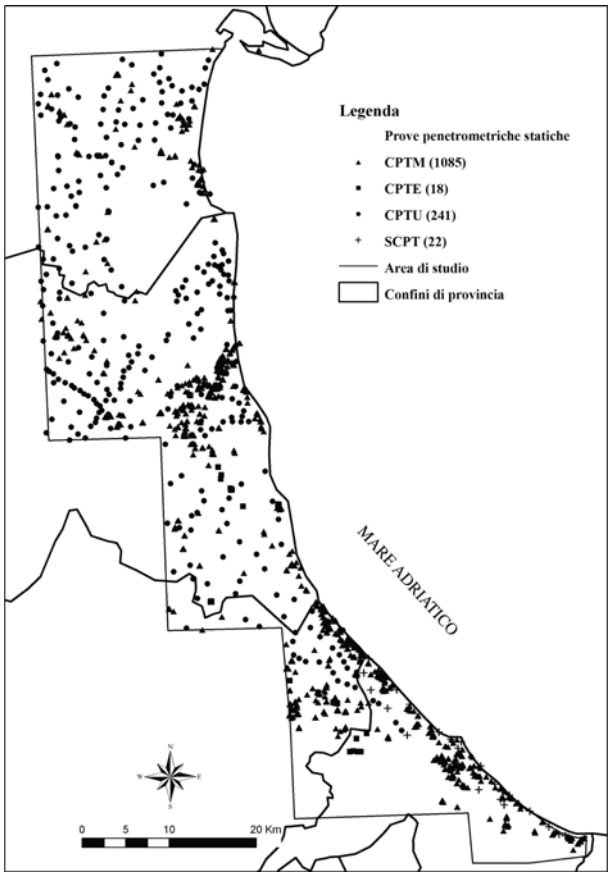

Fig. 4 – Ubicazione delle prove CPT selezionate per lo studio.
Fig. 4 – Map of selected CPT's.

KULHAWY, 1999; JAKSA, 2005] come distanza di fluttuazione orizzontale per le misure ottenute con le prove CPT, sia le caratteristiche stratigrafiche dell'area di studio.

Il database di prove CPT alla fine utilizzato per le analisi di pericolosità sismica di liquefazione si compone di 1366 prove CPT, di cui 1085 CPT meccaniche (CPTM), 241 CPT col piezocono (CPTU), 18 CPT elettriche (CPTE), 22 CPT col cono sismico (SCPT). Le prove, ubicate nella mappa di figura 4, coprono in modo abbastanza uniforme l'intera area di studio (con una densità media di circa 1.1 CPT/km^2), ad eccezione di una zona ben delineata nella parte settentrionale (corrispondente alle Valli di Comacchio) per la quale non risultano verticali indagate, e con una maggiore concentrazione (densità media di circa 15 CPT/km^2), in corrispondenza di una ristretta fascia costiera (a meno di un km dalla linea di costa). Le prove che raggiungono la profondità di 30 m sono 330 (25.4% del totale), mentre quelle di cui si dispone della misura della posizione della falda sono 797 (58.3% del totale). Considerata l'estensione dell'area di studio e la variabilità delle proprietà geotecniche riscontrata in direzione orizzontale, anche in terreni afferenti alla stessa unità geologica e litologica, non è possibile definire dei profili medi significativi per le proprietà geotecniche misurate (qc, fs), se non ricorrendo ad una suddivisione di maggior dettaglio dell'area di studio, che esula dai fini del presente studio.

5.4. *Analisi preliminare di suscettibilità di liquefazione (analisi di primo livello)*

Le analisi di primo livello si rivelano molto utili nella fase preliminare di uno studio di microzonazione specie quando l'area in esame è molto vasta, come nel caso esaminato (circa 1300 km^2) e si vuole limitare l'indagine successiva, più approfondita, a quelle zone che si ritengono maggiormente suscettibili del fenomeno della liquefazione. Tale stima viene in genere effettuata sulla base delle caratteristiche fisiche e litologiche dei depositi investigati (fattori predisponenti), trascurando del tutto o riducendo l'effetto dell'azione sismica (fattore scatenante) all'applicazione di leggi d'attenuazione magnitudo-distanza [TC4, 1993;1999]. Nell'ambito del presente studio, in via del tutto cautelativa e considerata la natura preliminare dell'analisi di primo livello, non è stata operata alcuna esclusione sulla base della sismicità, mentre è stata considerata la natura litologica dei terreni presenti nell'area di studio. A tale scopo, sono state utilizzate le stratigrafie dei sondaggi disponibili (1862), che, come si può vedere dal confronto tra le figure 4 e 5, sono più numerose delle prove CPT in seguito utilizzate per l'analisi di secondo livello, ma meno uniformemente distribuite. A ciascuna di tali verticali, è stato applicato un metodo derivato da quello proposto da SHERIF e ISHIBASHI [1978], messo a punto in modo tale da identificare le verticali potenzialmente liquefacibili, sfruttando le informazioni disponibili sulla litologia degli strati attraversati e sulla posizione della falda, prescindendo dalle informazioni riguardanti la granulometria e la plasticità dei terreni ivi presenti (al momento non disponibili).

In particolare, sono state selezionate come liquefacibili solo le verticali contenenti entro i primi 15 m almeno uno strato giudicato suscettibile di liquefazione (ovvero rientrante nelle litologie suggerite dal metodo di Sherif e Ishibashi: sabbia, sabbia limosa, sabbia argillosa) e posizionato al di sotto del livello di falda, purché non sia presente uno strato superficiale di terreno non liquefacibile (argilla, limo ghiaia e terreni organici) di spessore pari ad almeno 3 m (che produce un cosiddetto "effetto tappo" sulle manifestazioni e le conseguenze, in superficie, della liquefazione sismica). È da notare che non è stata indicata alcuna valutazione sulla suscettibilità di liquefazione in corrispondenza dei sondaggi contenenti informazioni incomplete o poco chiare.

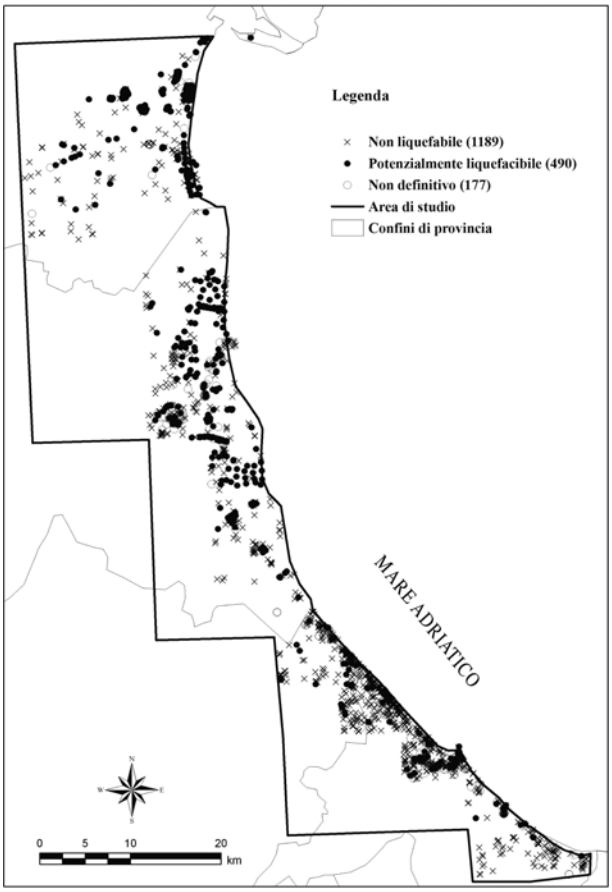

Fig. 5 – Mappa della suscettibilità di liquefazione ottenuta dall'analisi di primo livello.
Fig. 5 – Liquefaction susceptibility map obtained from a grade-1 method.

Come si può osservare dalla figura 5, dove sono stati riportati i risultati dell'analisi di primo livello, è possibile identificare un'area piuttosto estesa, localizzabile nella parte meridionale, valutata come non suscettibile di liquefazione, ad eccezione di due zone ben definite, una in corrispondenza del centro abitato di Rimini e l'altra nella parte più meridionale dell'area di studio, dove prevalgono invece i siti giudicati potenzialmente liquefacibili. Nella parte centrale e settentrionale prevalgono invece i siti potenzialmente liquefacibili in prossimità della costa e quelli giudicati non liquefacibili, verso l'interno. Sono tuttavia presenti, nell'ambito di tali aree, alcune verticali che, pur trovandosi a breve distanza, forniscono risultati nettamente discordanti tra loro e che meritano pertanto un maggiore approfondimento.

In conclusione, i siti giudicati non suscettibili di liquefazione potrebbero essere esclusi a priori dalle successive analisi di dettaglio, mentre quelli potenzialmente liquefacibili necessiterebbero di analisi più approfondite che tengano in conto anche la sismicità della zona e quindi la presenza dei fattori scatenanti del fenomeno. Nell'ambito della ricerca in oggetto si è invece scelto di estendere le analisi di maggior dettaglio anche ai siti risultati non liquefacibili in base all'analisi di primo livello, in quanto il giudizio sulla liquefacibilità del deposito è stato ottenuto basandosi esclusivamente sulla litologia dei materiali, a prescindere da altri fattori determinanti, quali la granulometria e le caratteristiche di plasticità (informazioni che nella fattispecie non erano disponibili). Lo scopo è di verificare proprio quanto questi elementi possano invece influire sulla liquefacibilità di questa tipologia di terreni.

5.5. *Analisi di pericolosità sismica di base*

Per il calcolo della domanda sismica (6), occorre prima definire l'evento sismico atteso, con un assegnato periodo di ritorno, T_R, attraverso l'accelerazione massima orizzontale al suolo, a_{max}, e la magnitudo momento, M_w.

L'accelerazione a_{max} può essere calcolata come:

$$a_{max} = a_g \times S_S \times S_T \qquad (18)$$

dove a_g è l'accelerazione orizzontale massima attesa in condizioni di campo libero su sito di riferimento rigido con superficie topografica orizzontale, S_S il fattore di amplificazione stratigrafica del deposito e S_T il fattore di amplificazione topografica.

Per la stima di a_g e M_w occorre riferirsi ai risultati di un' analisi di pericolosità sismica locale disponibile per l'area oggetto di indagine, mentre per il calcolo dei fattori S_S e S_T occorre far riferimento alle capacità amplificative dei depositi interessati, sia dovute alla stratigrafia sia dovute alla morfologia superficiale.

L'analisi della pericolosità sismica di base dell'area di studio è stata effettuata con riferimento alla normativa nazionale vigente in materia antisismica [D.M. 14.01.2008], che definisce, per un assegnato periodo di ritorno, T_R, e per ciascun nodo di un reticolo di riferimento (le cui maglie, ricadenti nell'area di studio, sono rappresentate in figura 6) i parametri necessari a costruire lo spettro di risposta corrispondente all'azione sismica attesa, tra i quali l'accelerazione a_g e il valore massimo del fattore di amplificazione dello spettro in accelerazione orizzontale, F_0, necessario per la stima del fattore di amplificazione stratigrafica S_S.

In particolare per la scelta di T_R, con riferimento a strutture ordinarie, quali quelle presenti più diffusamente nell'area di studio, a cui corrisponde una vita nominale $V_N = 50$ anni e quindi, assumendo una classe d'uso II (a cui corrisponde un coefficiente d'uso $c_U = 1$), un periodo di riferimento $V_R = V_N \, c_U = 50$ anni, si è scelto una verifica allo Stato Limite di Salvaguardia della Vita (SLV), a cui corrisponde una probabilità di superamento, nel

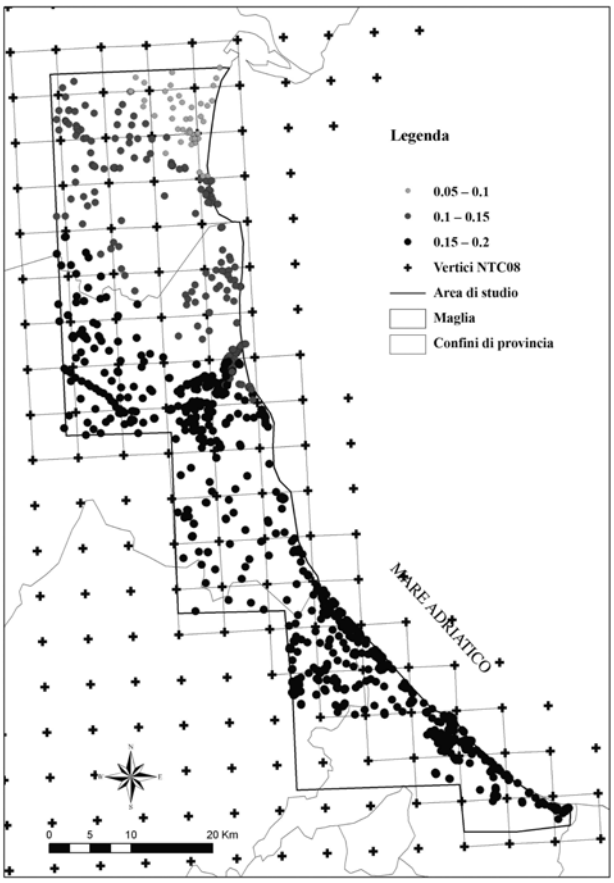

Fig. 6 – Reticolo di riferimento utilizzato per la valutazione dei parametri sismici e distribuzione dei valori di a_g corrispondenti a un periodo di ritorno di 475 anni.
Fig. 6 – Peak ground acceleration values on firm soil, a_g, for a return period of 475 years obtained from a base-hazard analysis (as stated by italian seismic provisions).

periodo di riferimento V_R, pari a P_{VR} = 10% e quindi un periodo di ritorno dell'evento sismico atteso $Tr = -V_R/\ln(1-P_{VR})$ = 475 anni.

Il calcolo di a_g e F_0, in corrispondenza di ciascuna delle verticali investigate, è stato effettuato, a partire dai valori forniti per i nodi del reticolo più vicini, mediante interpolazione basata sul criterio della distanza inversa pesata. In particolare è risultato che l'accelerazione massima orizzontale su terreno rigido, a_g, varia tra un minimo di 0.07 g e un massimo di 0.19 g, con i valori più bassi ottenuti per la parte settentrionale dell'area di studio e i più alti nella parte centro meridionale, dove comunque i valori assunti sono piuttosto uniformi, come mostrato in figura 6.

Per quanto riguarda la stima della magnitudo momento attesa, M_w, col prefissato periodo di ritorno di 475 anni, essa è stata definita per ciascuno dei nodi del reticolo di riferimento, come valore massimo tra quelli ottenuti con due differenti procedure: una basata sulla zonazione sismogenetica ed una basata sulla deaggregazione dei dati di pericolosità sismica, precedentemente utilizzati.

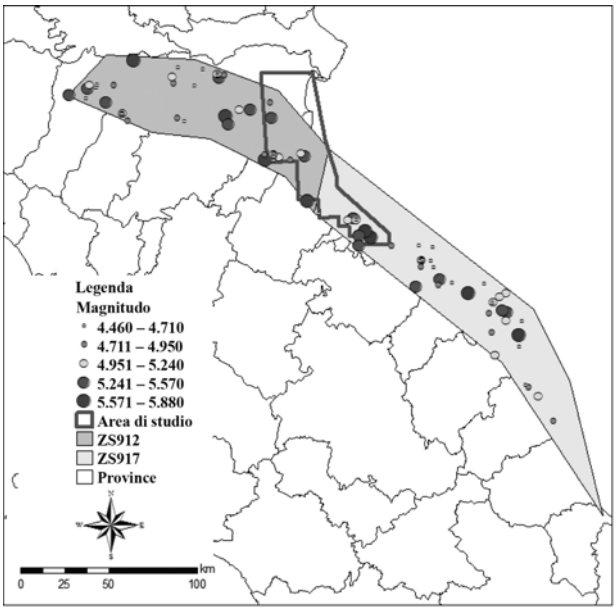

Fig. 7 – Epicentri degli eventi sismici ricadenti nelle zone sismogenetiche 912 e 917.
Fig. 7 – Map of epicentres of historical earthquakes falling within the "912" and "917" seismogeneitc zones over a period of 475 years.

Nel primo caso, si è considerato l'evento di massima intensità verificatosi, in un intervallo di anni pari al periodo di ritorno prescelto (T_R = 475 anni), all'interno della zona sismogenetica nella quale il sito ricade. Per la delimitazione delle zone sismogenetiche si è fatto riferimento alla classificazione più recente ("ZS9") proposta dal "Gruppo di lavoro per la redazione della mappa di pericolosità sismica" [2004]; i terremoti registrati all'interno di ciascuna zona sismogenetica sono stati ricercati nel Catalogo Parametrico dei Terremoti Italiani, nella sua versione più aggiornata elaborata dal "Gruppo di lavoro CPTI" [2004].

L'area di studio è situata all'interno delle zone sismogenetiche 912 e 917, come mostrato in figura 7, ove è riportata insieme agli epicentri dei terremoti individuati, suddivisi per magnitudo. Di tali eventi è stato considerato quello con magnitudo massima, che è stata poi attribuita uniformemente all'intera zona sismogenetica e quindi a tutti i siti ricadenti all'interno di essa (essendo, per definizione, uniforme la probabilità di verificarsi di un evento sismico all'interno di una zona sismogenetica). In particolare è stato selezionato l'evento sismico del 4 novembre 1688 (di magnitudo 5.88 ed epicentro nella zona fra Lugo e Russi, in provincia di Ravenna) per la zona sismogenetica 912 e quello del 30 Ottobre 1930 (di magnitudo 5.94 ed epicentro in prossimità di Senigallia) per la zona 917.

La magnitudo attesa è stata anche stimata sulla base della disaggregazione dei dati della pericolosità sismica, ovvero valutando i contributi delle diverse sorgenti sismiche alla pericolosità del sito in esame. Espresso in altri termini, il processo di disaggregazione fornisce il terremoto che domina lo scenario di pericolosità (terremoto di scenario) inteso come l'evento di magnitudo M a distanza R dal sito oggetto di studio che contribuisce maggiormente alla pericolosità sismica del sito stesso. L'analisi di disaggregazione è stata condotta per l'intero territorio nazionale [INGV e DPC, 2007], per ciascuno dei vertici del reticolo già utilizzato per la definizione dei parametri della pericolosità sismica di base e in corrispondenza di differenti valori del periodi di ritorno. Per ciascun nodo, i risultati sono stati restituiti in termini di distribuzioni M-R-ε (ε rappresenta il numero di deviazioni standard per cui un dato valore di scuotimento devia da quello mediano predetto dalla legge di attenuazione assegnata una coppia *M-R*) e, seguendo il suggerimento degli Autori [SPALLAROSSA e BARANI, 2008] che hanno sviluppato la procedura, è stato assunto, come valore della magnitudo attesa, il valore più alto tra le media e la moda della distribuzione così ottenuta per il prefissato periodo di ritorno (475 anni), effettuando una scelta probabilmente poco cautelativa (del resto non esiste ancora un'indicazione specifica su quale percentile, ad esempio, assumere nella distribuzione). Tale valore è risultato infatti sempre inferiore (in qualche caso anche sensibilmente) rispetto al corrispondente valore stimato con riferimento alle zone sismogenetiche.

In definitiva, come mostrato in figura 2, per i siti ricadenti nelle due zone sismogenetiche precedentemente citate (912 e 917) sono stati assunti come valori attesi della magnitudo momento, quelli associati alla zona medesima (rispettivamente 5.88 per la parte centrale dell'area studiata e 5.94 per la parte meridionale), mentre per i siti ricadenti in nessuna delle due zone (ubicati, nella parte settentrionale, nel Comune di Comacchio ed in piccola parte nel Comune di Ravenna), sono stati assunti quelli ottenuti mediante deaggregazione (sempre come media pesata dei valori calcolati in corrispondenza dei nodi che individuano la maglia entro cui il sito ricade), con valori compresi tra 5.0 e 5.3. In figura 2 sono anche riportati i Comuni ricadenti nell'area di indagine, suddivisi in base alla classificazione sismica prevista dalla normativa. Si osserva come ricadano in zona 2, nella parte meridionale, tutti i Comuni delle province di Forlì-Cesena e Rimini, i Comuni di Alfonsine, Cervia, Russi (nella Provincia di Ravenna), e in zona 3, nella parte centro-settentrionale, il Comune di Ravenna e i Comuni di Ferrara, Comacchio, Ostellato, Lagosanto, Migliaro (nella Provincia di Ferrara).

5.6. Analisi delle capacità amplificative dei depositi

Come già detto, per stimare in corrispondenza di ciascuna delle verticali esaminate l'accelerazione orizzontale massima attesa al suolo, a_{max}, occorre conoscere oltre ai parametri desunti dalla pericolosità sismica di base, anche il fattore di amplificazione topografica, S_T, che può essere in questo caso assunto pari a uno, essendo prevalenti, nell'area investigata, condizioni di pianura, e il fattore di amplificazione stratigrafica, S_S specifico del sito. Quest'ultimo può essere ottenuto più direttamente da analisi di risposta sismica locale (anche monodimensionali), oppure, più ragionevolmente, considerato il numero delle verticali disponibili, adottando le correlazioni suggerite dalla normativa [D.M. 14.01.2008], che esprimono S_S in funzione del valore di a_g e F_0, definiti al sito dall'analisi di pericolosità sismica di base, e della categoria del terreno, definita in base alle caratteristiche stratigrafiche del deposito e al valore della velocità media equivalente delle onde S nei primi 30 m di deposito, $V_{S,30}$. In entrambi i casi occorre conoscere, per ciascun sito, l'andamento con la profondità di V_s, desumibile direttamente da specifiche prove sismiche in sito (down-hole, cross-hole, cono sismico, sismica superficiale, etc.), disponibili per l'aera in esame solo in minima parte, oppure stimabile indirettamente mediante, ad esempio, correlazioni con i valori misurati della resistenza alla punta q_c e dell'attrito laterale f_s. In particolare, per la stima indiretta di V_S, sono state considerate alcune specifiche correlazioni con gli indici della prova CPT, ricavate per i depositi alluvionali del Po, nella provincia di Ferrara, proposte da GIRETTI *et al.* [2007]. Per le verticali per le quali non è stato possibile calcolare o stimare $V_{S,30}$ (cioè che non raggiungono i 30 m di profondità), è stato assunto cautelativamente come profilo di terreno, quello peggiore (tipo D).

I valori così ottenuti del fattore di amplificazione stratigrafica S_S oscillano tra 1.6 e 1.8 (valori piuttosto elevati data la natura litologica e meccanica dei terreni attraversati), con prevalenza dei valori più alti, che risultano piuttosto diffusi su tutto il territorio, ad eccezione della parte centrale (sia interna che costiera), ove sono di poco più bassi (compresi tra 1.6 e 1.7) e con ampie zone non coperte da prove e che quindi necessitano di ulteriori indagini.

I valori dell'accelerazione massima orizzontale attesa in superficie, a_{max}, calcolata secondo la (18) sono riportati in figura 8, ove sono suddivisi in classi secondo l'ordine di grandezza e rappresentati con simboli di dimensione diversa. I valori di accelerazione sono risultati compresi fra 0.128 g e 0.328g., con i valori più elevati nella parte meridionale

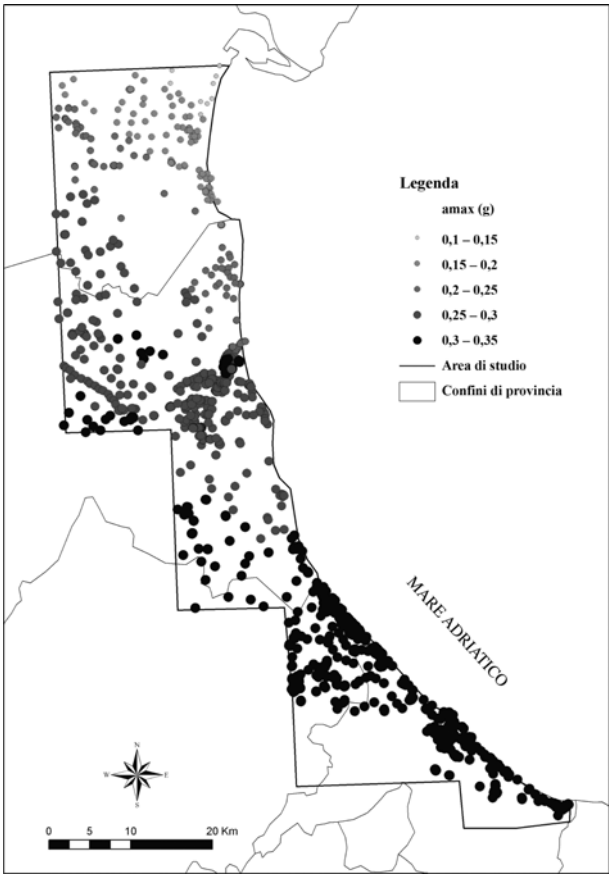

Fig. 8 – Accelerazione orizzontale massima in superficie, a_{max} per i siti esaminati.
Fig. 8 – Map of peak ground acceleration values, a_{max}, estimated for each explored profile.

dell'area investigata e progressivamente decrescenti procedendo verso nord.

6. Le mappe di pericolosità di liquefazione deterministiche e probabilistiche

6.1. Calcolo del potenziale di liquefazione

Per ciascuna delle verticali selezionate (1366) ricadenti nell'area di studio, è stata calcolata, al variare della profondità, la resistenza alla liquefazione, $CRR_{Mw=7.5|\sigma'v=1\ atm}$, e la domanda sismica, $CSR_{Mw=7.5|\sigma'v=1\ atm}$, secondo le formule, dalla (2) alla (10), descritte nel Paragrafo 3.1. I valori di a_{max} e M_w, sono quelli ricavati dall'analisi di pericolosità sismica di base del territorio e dalle proprietà amplificative dei depositi attraversati, descritte nei paragrafi 5.5 e 5.6. Per il calcolo delle tensioni verticali totali ed efficaci, è stato attribuito a ciascuno strato di terreno un peso di volume γ e un peso di volume saturo γ_{sat}, stimati, laddove possibile (ad esempio nel caso di prove CPT meccaniche) in relazione alle litologie attraversate mediante apposite correlazioni, oppure, negli altri casi, assumendo γ = 16 kN/m^3 e γ_{sat} =19 kN/m^3. I livelli statici di falda considerati sono quelli direttamente misurati o, laddove non disponibili, sono stati stimati mediante interpolazione.

Sempre al variare della profondità è stato poi ricavato il fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione (FSL), secondo la (1) e quindi la probabilità di inizio liquefazione, P_L, secondo la (15). Infine sono stati calcolati gli indici del potenziale, deterministico, LPI, utilizzando la (11), e probabilistico, LPbI, applicando la (17). Considerando che, in base al criterio adottato per la selezione delle prove CPT esposto nel paragrafo 5.3, alcune delle verticali esaminate non forniscono informazioni nel primo metro di profondità o tra profondità compresa tra 15m e 20 m, è stato deciso di limitare l'integrazione per il calcolo degli indici del potenziale a profondità comprese tra 1m e 15m, come mostrato anche in figura 9, per rendere tra loro confrontabili i valori del potenziale così calcolati, specie nell'ottica di costruire una mappa di pericolosità di liquefazione omogenea. In questo caso il valore ottenuto mediamente non si discosta molto da quello che si otterrebbe considerando l'intera verticale (laddove disponibile) compresa tra 0 e 20 m, in quanto gli strati più profondi in genere non sono liquefacibili e comunque il loro contributo al valore cumulato è assai ridotto, e gli strati al di sopra del primo metro, quando non sono sopra falda corrispondono spesso a terreno di riporto (o di natura organica) classificato come non liquefacibile.

Infine, con riferimento ai valori di LPI calcolati per i profili CPT che si trovano a una distanza non superiore a 100 m (assunta come distanza di fluttuazione orizzontale per la grandezza calcolata, LPI come suggerito da LENZ e BAISE, [2007]), sono stati scartati, dopo un'attenta verifica, quei valori che si discostavano eccessivamente dal valore medio, soprattutto se afferenti a una classe di pericolosità diversa e non adiacente a quella attribuita al valore medio, (es. pericolosità bassa e alta). I valori scartati sono risultati pari a 97 (il 7% del totale delle prove considerate).

Il calcolo, che tradizionalmente viene sviluppato secondo fogli di calcolo "EXCEL", è stato in questo caso eseguito, dato l'elevato numero di prove considerato, utilizzando uno specifico software sviluppato in linguaggio "MATLAB". Un esempio di calcolo delle grandezze sopra citate, per un singolo sito, è riportato in figura 9, ove è riportato l'andamento con la profondità della resistenza alla punta normalizzata rispetto alle tensioni litostatiche, q_{c1N} (in linea continua) e per le sabbie pulite, $(qc_{1N})_{CS}$ (con rombi), la resistenza alla liquefazione e la domanda sismica, come rapporto di tensioni cicliche e

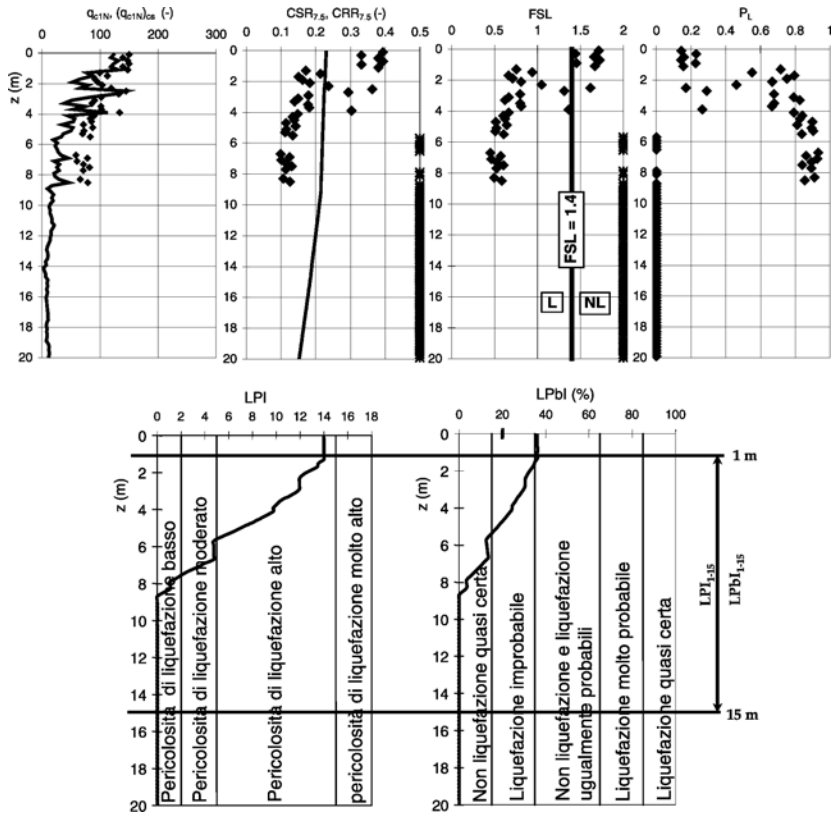

Fig. 9 – Esempio di calcolo del potenziale di liquefazione per uno dei siti esaminati secondo l'approccio deterministico e probabilistico (q_{c1N} = resistenza alla punta normalizzata rispetto alle tensioni litostatiche; $(qc_{1N})_{CS}$ = resistenza alla punta per sabbie pulite; $CRR_{7.5}$ = resistenza alla liquefazione calcolata come rapporto di tensioni cicliche riferita a un terremoto di magnitudo 7.5; $CSR_{7.5}$ =domanda sismica espressa come rapporto di tensioni cicliche e riferita a un terremoto di magnitudo 7.5; FSL = fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione; P_L, = probabilità di inizio di liquefazione; LPI,= indice del potenziale di liquefazione; LPbI =indice di probabilità di liquefazione).
Fig. 9 – A site-referred liquefaction potential evaluation example according to the deterministic and the probabilistic approach (q_{c1N} =normalised tip resistance accounting for the effective overburden stress effect; $(qc_{1N})_{CS}$= normalised tip resistance accounting for fine content effect; $CRR_{7.5}$ = cyclic resistance ratio for a seismic event of a given moment magnitude of 7.5; $CSR_{7.5}$ =equivalent uniform cyclic stress ratio for a seismic event of a given moment magnitude of 7.5; FSL = safety factor against liquefaction; P_L, = liquefaction triggering probability; LPI,= liquefaction potential index; LPbI = liquefaction probability index).

riferite a un terremoto di magnitudo 7.5, $CRR_{7.5}$ (con rombi) e $CSR_{7.5}$, (in linea continua), il fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione, FSL, la probabilità di inizio di liquefazione, P_L, e i corrispondenti indici del potenziale di liquefazione, LPI e della probabilità di liquefazione, LPbI. In figura 9, insieme ai valori calcolati del fattore di sicurezza e delle probabilità di liquefazione, sono riportati (a margine dei grafici corrispondenti) gli strati considerati non suscettibili di liquefazione (da un punto di vista fisico, litologico o meccanico) e per i quali, quindi, il fattore di sicurezza non è stato calcolato o la probabilità di liquefazione è stata posta pari a zero.

Da un attento confronto tra i valori di LPI e LPbI calcolati per uno stesso sito (e riportati nel grafico di figura 10 per ciascuna delle verticali investigate) si osserva che in soli tre siti sono stati calcolati valori di LPI maggiori di 15 (pericolosità molto alta), mentre in nessun sito sono stati riscontrati valori di probabilità di liquefazione, LPbI, maggiori del 65% (liquefazione molto probabile). Inoltre non esiste una chiara corrispondenza tra i due indici; infatti adattando vari modelli di regressione, il coefficiente di correlazione corrispondente risulta sempre basso (intorno a 0.75) e comunque, la dispersione rispetto al modello è sempre elevata, anche se costante rispetto al trend. Comunque si può osservare, sempre in figura 10 dove sono evidenziate anche le classi di pericolosità e di probabilità riportate rispettivamente nelle tabelle I e II, che a valori di LPI =0 (non liquefazione) corrispondono principalmente valori di probabilità di liquefazione, P_L, inferiori al 15% ("non liquefazione quasi certa"), mentre ai siti con bassa pericolosità di liquefazione (LPI<2) corrispondono valori di P_L che possono anche appartenere alla fascia di probabilità compresa tra 15% e 35% ("liquefazione improbabile"); invece ad

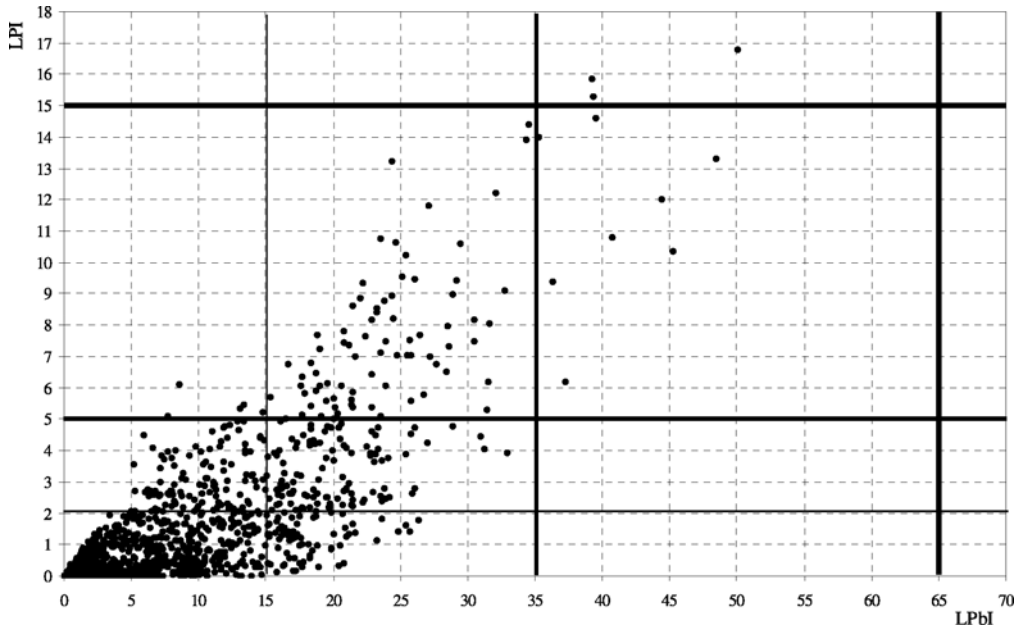

Fig. 10 – Confronto tra i valori calcolati dell'indice del potenziale di liquefazione, LPI, e dell'indice di probabilità di liquefazione, LPbI, per ciascuno dei siti esaminati, con riferimento alle classi di pericolosità e di probabilità definite rispettivamente nelle tabelle I e II.
Fig. 10 – Liquefaction potential index (LPI) vs liquefaction probability index (LPbI) values for each explored profile.

una pericolosità moderata (2<LPI<5) corrisponde un valore di probabilità compreso tra 15% e 35% e infine ad una classe di pericolosità alta (5<LPI<15) corrisponde in genere sempre una probabilità più elevata compresa tra 35% e 65% ("liquefazione e non liquefazione ugualmente probabile").

6.2. Costruzione e interpretazione delle mappe di pericolosità e di probabilità

Una volta calcolati, per ciascuna delle verticali investigate (CPT e SCPT), i valori dell'indice del potenziale di liquefazione, LPI, e dell'indice di probabilità di liquefazione, LPbI, sono state costruite le mappe di pericolosità deterministiche, in funzione di LPI, e probabilistiche, in termini di LPbI.

Le mappe sono ottenute delineando, mediante interpolazione sui valori calcolati, aree a differente pericolosità, classificate nel caso deterministico secondo le classi di pericolosità riportate in tabella I, mentre nel caso probabilistico secondo le classi di probabilità di liquefazione definite in tabella II. L'interpolazione è stata eseguita, sempre su piattaforma GIS (utilizzando il software "ARCVIEW GIS 3.2"), applicando una specifica estensione del programma ("SPATIAL ANALYST") che consente, utilizzando i valori calcolati, di costruire una griglia di punti (di densità e interasse arbitrario), in ciascuno dei quali il valore del potenziale o della probabilità è stato stimato con il metodo della distanza inversa pesata, ovvero effettuando la media pesata dei valori vicini, assumendo per ciascuno di essi un peso pari all'inverso della distanza (con una potenza arbitraria). La scelta dei punti "vicini" può essere effettuata o impostando un numero prefissato di punti da considerare (indipendentemente dalla loro distanza dal nodo della griglia) oppure definendo un raggio di influenza, entro cui considerare tutti i punti disponibili. Nell'ambito di questa applicazione è stata assunta come lunghezza del lato della maglia 200m e per l'individuazione dei punti vicini che contribuiscono all'interpolazione si è adottato il criterio basato sul raggio di influenza (che è stato assunto pari a 3500 m), per evitare che anche siti poco compatibili da un punto di vista litologico o sismico potessero concorrere alla stima del valore interpolato. Inoltre tale metodo di calcolo, specie per quei nodi che ricadono nelle aree poco coperte dalle prove, ovvero in cui la densità delle prove disponibili è molto bassa, non restituisce alcun valore interpolato ai nodi corrispondenti ("no data"), il che permette di produrre della mappe più affidabili, in quanto non suggeriscono alcun andamento del potenziale o della probabilità per quelle aree non sufficientemente coperte dalle prove. Il problema si pone per quelle aree intermedie, coperte da poche prove, in cui alla definizione del valore interpolato concorrono pochi valori (uno solo addirittura), rendendo poco affidabile la mappa. Per tali aree, come ovviamente per quelle per cui l'interpolazione non è stata eseguita, è preferibile la ricerca o l'esecuzione di un numero maggiore di

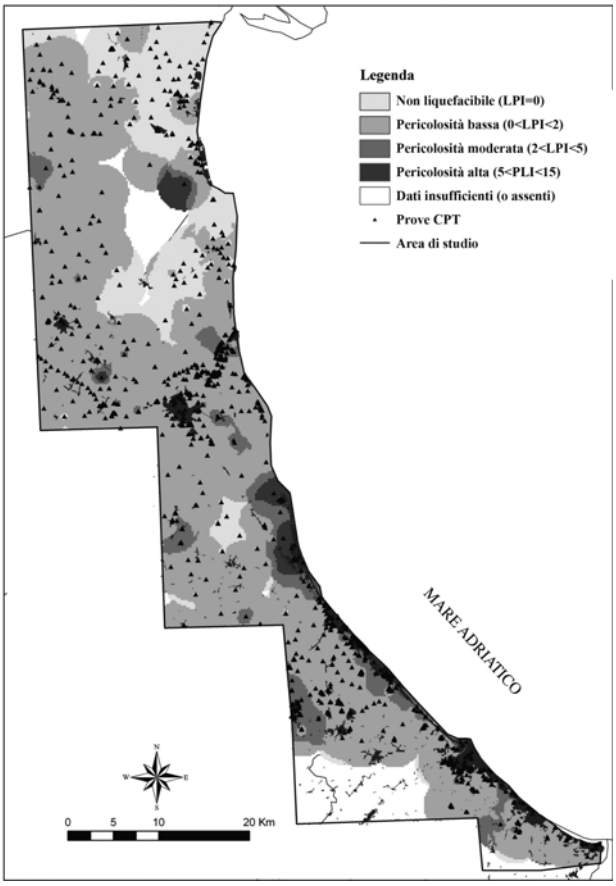

Fig. 11 – Mappa "areale" non corretta della pericolosità *di liquefazione*.
Fig. 11 – "Raw" liquefaction hazard map of investigated area as obtained by spatial interpolation of calculated values of LPI.

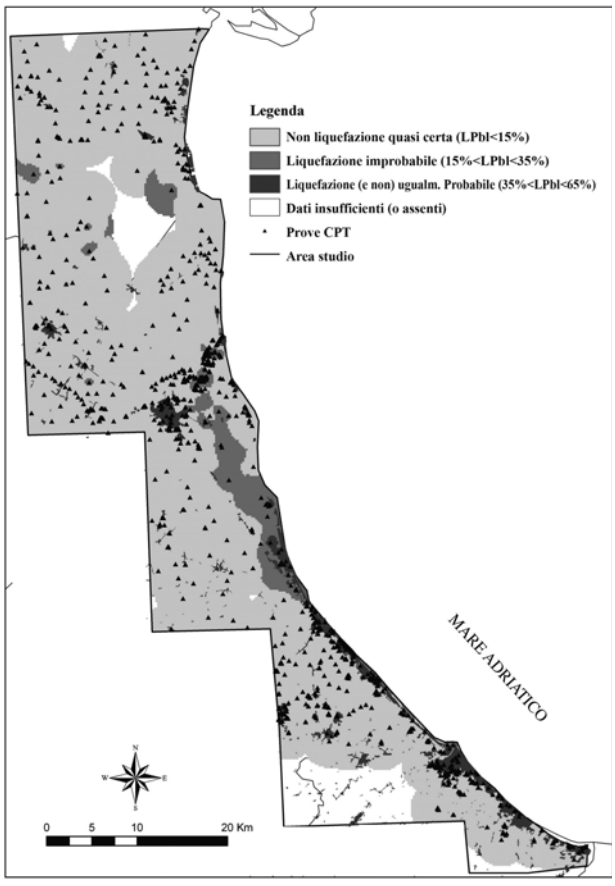

Fig. 12 – Mappa "areale" non corretta della probabilità di liquefazione.
Fig. 12 – "Raw" liquefaction probability map of investigated area as obtained by spatial interpolation of calculated value of LPbI.

prove oppure, come mostrato nel seguito, l'integrazione con le informazioni derivanti dalla litologia superficiale, dalle stratigrafie disponibili e quindi dall'analisi di suscettibilità di primo livello.

Le mappe ottenute sono riportate per l'intera area studiata nelle figure 11 e 12, rispettivamente in termini di pericolosità e di probabilità di liquefazione.

6.3. Analisi dei risultati

Da una più attenta analisi delle mappe, specie se sovrapposte all'ubicazione delle prove, si può osservare, come già accennato sopra, che in alcuni casi la delimitazione delle aree a differente pericolosità (o probabilità) di liquefazione, specie laddove le prove sono scarsamente presenti o del tutto assenti, dipende strettamente dal criterio di interpolazione adottato e dai parametri su cui tale criterio si basa (raggio di influenza, lato della maglia o peso dei punti), e non necessariamente riflette la reale distribuzione dei valori dell'indice considerato. Inoltre, la distribuzione poco uniforme dei dati, sebbene limitata ad alcune aree, tende a determinare nella carta una certa frammentazione delle zone a differente pericolosità (indipendentemente dai confini scelti per delimitare le classi), producendo delle mappe spesso poco omogenee (in qualche caso poco realistiche) che diventano, specie per scopi di pianificazione urbanistica, scarsamente utilizzabili. In particolare si possono individuare:

– zone (rappresentate in bianco) che, per assenza o insufficienza di dati, non hanno consentito l'interpolazione (in relazione al criterio di interpolazione adottato e ai parametri assunti). In particolare si tratta di due aree ben definite caratterizzate da una totale assenza di prove, corrispondenti rispettivamente alle Valli di Comacchio e alla parte collinare interna della Provincia di Rimini (quest'ultima di scarso interesse ai fini degli obiettivi della presente ricerca);
– singole zone isolate, ubicate nella fascia interna, il cui livello di pericolosità (o probabilità), spesso determinato per interpolazione a partire da un singolo valore, risulta differente rispetto a quello assegnato all'area circostante;

– numerose aree, ubicate nella fascia costiera centro-meridionale, che sono caratterizzate dai valori di pericolosità (o probabilità) di liquefazione più elevati e che risultano però tra loro isolate per effetto dell'interpolazione.

Per tali motivi, specie laddove le informazioni disponibili sono più carenti, si è scelto di riferire la forma e l'andamento dei confini delle aree a differente pericolosità (o probabilità), alla litologia superficiale e alle informazioni stratigrafiche, desumibili dai sondaggi disponibili e precedentemente utilizzate per l'analisi di suscettibilità di liquefazione di primo livello.

In particolare:

– l'area centrale caratterizzata dall'assenza di dati (e su cui non risultava possibile l'interpolazione), sulla base della litologia superficiale (limi argilloso torbosi) e dei valori del potenziale invece calcolati nei punti vicini (risultati non liquefacibili), è stata attribuita alla classe di bassa pericolosità in termini di pericolosità o di "non liquefazione quasi certa" in termini di probabilità;
– le aree isolate (magari determinate, nell'interpolazione, da un singolo punto) sono state attribuite alla classe corrispondente all'area circostante quando l'attribuzione è risultata di tipo cautelativo (classe superiore);
– le aree di alta pericolosità o di più alta probabilità di liquefazione ubicate nella fascia costiera centro-meridionale (corrispondente ai centri abitati di Cervia, Cesenatico e Rimini) che risultavano isolate per effetto dell'interpolazione, sulla base invece della continuità litologica dei terreni sottostanti verificata sulla carta litologica, sono state in alcuni punti unite per costituire una unica zona ad alta pericolosità o probabilità di liquefazione.

Le mappe risultanti sono riportate nelle figure 13 e 14 (questa volta senza l'ubicazione delle prove) e si può osservare come, con riferimento all'analisi deterministica, siano ben identificabili:

– una zona, nella parte alta dell'area studiata (grossomodo identificabile col Comune di Comacchio), caratterizzata da pericolosità di liquefazione bassa ($0 < LPI < 2$);
– una zona centrale piuttosto estesa, corrispondente alla parte più interna del Comune di Comacchio e al Comune di Alfonsine, caratterizzata da pericolosità nulla ($LPI = 0$), che si estende anche alla parte centrale del Comune di Ravenna, comprendendo l'intero centro abitato e alcune zone interne, mentre localmente, specie in prossimità della zona portuale, sono presenti aree di pericolosità moderata ($2<LPI<5$);
– una zona centro-meridionale, comprendente la parte meridionale del Comune di Ravenna e la parte interna dei Comuni di Cesenatico e Rimini, caratterizzata prevalentemente da pericolosità nulla;
– una ristretta fascia costiera (di larghezza non superiore a 1 km) che include gran parte dei centri abitati compresi tra Lido di Classe (Milano Marittima) e Misano Adriatico, caratterizzata da pericolosità moderata ($2<LPI<5$) che diventa alta ($5<LPI<15$) in una zona piuttosto ampia in corrispondenza dei centri abitati di Cervia e Milano Marittima e, limitatamente alla zona del porto, nel centro abitato di Rimini.

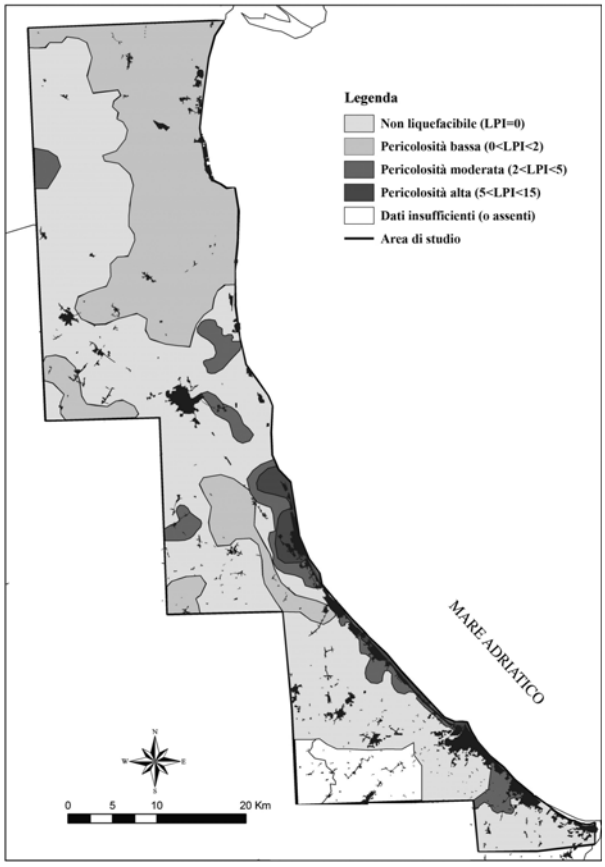

Fig. 13 – Mappa "areale" corretta della pericolosità di liquefazione.
Fig. 13 – "Corrected" liquefaction hazard map of investigated area.

Con riferimento invece alla carta delle probabilità di liquefazione si nota come gran parte del territorio si collochi nella fascia di probabilità di liquefazione più bassa ($P_L < 15\%$), ad eccezione delle aree sopra evidenziate, ovvero parte del Comune di Comacchio e parte del Comune di Ravenna, comprendente il centro abitato e la zona portuale, e tutta la fascia costiera compresa tra Lido di Classe e Misano, caratterizzate da valori di probabilità compresi tra 15% e 35% (che si possono comunque ritenere accettabili ad esempio per strutture ordinarie); invece, limitatamente ad alcune zone (centro abitato di Milano Marittima), si riscontrano i valori più ele-

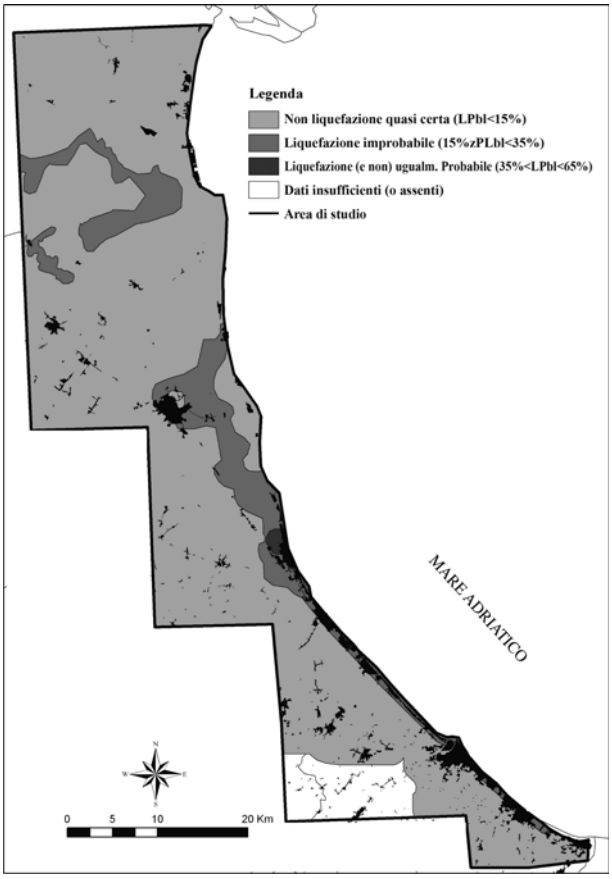

Fig. 14 – Mappa "areale" corretta della probabilità di liquefazione.
Fig. 14 – "Corrected" liquefaction probability map of investigated area.

vati di probabilità di liquefazione (compresa tra 35 e 65%).

Il risultato ottenuto, per quanto riguarda la fascia costiera centro-meridionale, sembrerebbe contraddire quanto rilevato dall'analisi di primo livello, ma anche confermare i limiti dell'analisi stessa e la scarsa influenza, in questo caso, della componente fine rilevata dai sondaggi sull'effettiva non liquefacibilità dei terreni presenti. Questo, anche se da verificare attraverso analisi di laboratorio specifiche, potrebbe essere attribuito ad una scarsa plasticità della componente argillosa e ad una netta prevalenza della componente limosa, che, insieme alla natura prevalentemente sabbiosa degli strati più superficiali, sembrerebbe invece rendere i siti in queste zone particolarmente liquefacibili. Invece, per quanto riguarda la parte settentrionale dell'area investigata la bassa pericolosità di liquefazione riscontrata potrebbe essere attribuita, più che alla natura dei terreni ivi presenti (risultati suscettibili di liquefazione dall'analisi di primo livello) alla minore sismicità ed ai valori più bassi di accelerazione attesi al suolo. Un buon accordo tra i due differenti livelli di analisi, è stato invece ottenuto per alcune zone del centro abitato di Ravenna e per il porto di Rimini.

7. Osservazioni conclusive

La ricerca, i cui risultati sono riassunti in questo lavoro, ha consentito, attraverso la produzione di specifiche mappe, la zonazione nei confronti della pericolosità sismica di liquefazione di una vasta area della costa adriatica centro-settentrionale, integrando ed ampliando i risultati di precedenti studi. Lo scopo di questo lavoro è da un lato fornire, attraverso la presentazione di un caso di studio reale, una metodologia di indagine specifica per le grandi aree (quindi indipendente dal metodo poi scelto per il calcolo del potenziale di liquefazione) e dall'altro suggerire alcuni spunti di riflessione legati sia al metodo di analisi prescelto che alla modalità di restituzione dei risultati.

In particolare, sia nella scelta che nella delimitazione dell'area di studio, occorre sempre verificare la presenza di indizi di suscettibilità di liquefazione legati alla natura fisica, litologica, meccanica dei terreni ivi presenti, anche ricorrendo a criteri di analisi semi-empirici (analisi di primo livello) e andando alla ricerca di pregresse manifestazioni di liquefazione (in genere molto lontane nel tempo, considerato l'elevato periodo di ritorno di forti terremoti sul territorio nazionale). Un secondo aspetto da considerare riguarda la sismicità dell'area, che ricopre un ruolo fondamentale, qualunque sia il metodo e l'approccio scelto (deterministico e probabilistico) per valutare il potenziale di liquefazione e che quindi richiede seri e approfonditi studi di pericolosità sismica di base. Terzo ma non ultimo è l'aspetto che riguarda la banca-dati, e in particolare l'estensione, la copertura e la densità delle prove disponibili, ma anche l'affidabilità dei risultati di tali prove e la coerenza delle informazioni in esse contenute.

Per quanto riguarda la metodologia da seguire per il calcolo del potenziale di liquefazione, sebbene le dimensioni dell'area di studio (circa 1300 km^2) siano più compatibili con un analisi di primo livello, come suggerito da molti studi [TC4, 1993;1999], in questo caso si è invece deciso di applicare, anche a questa scala, un'analisi più approfondita (di secondo livello) soprattutto grazie alla densità e qualità di informazioni disponibili e con la consapevolezza di non appesantire troppo la fase di calcolo, ricorrendo a strumenti informatici adeguati. In particolare tale analisi è stata basata sui cosiddetti metodi "semplificati" (la cui definizione si riferisce unicamente ad una semplificazione di alcune delle condizioni al contorno, ma non certo all'affidabilità e rappresentatività dei risultati). Nell'ambito di tali metodi sono stati proposti due approcci: uno deter-

ministico e uno probabilistico. Con il primo il potenziale di liquefazione viene quantificato in termini di fattore di sicurezza nei confronti della liquefazione ed il verificarsi o meno della liquefazione è legato al superamento o meno di una soglia, che tradizionalmente viene assunta pari a 1 (senza tenere conto quindi di tutte le inevitabili incertezze legate ai parametri di ingresso e al modello utilizzato), con il secondo il potenziale di liquefazione è espresso in termini di probabilità di liquefazione, un dato sicuramente più compatibile con la natura del fenomeno e che meglio si presta ad essere utilizzato a scopi progettuali o di pianificazione del territorio, anche in relazione ai livelli di salvaguardia che il Progettista o l'Ente pubblico intendono adottare ("*Performance-Based Design*"). L'unico limite insito nei metodi probabilistici è la loro relativamente recente formulazione, le limitate esperienze di applicazione, la scarsa confrontabilità tra i vari metodi e soprattutto la loro stretta dipendenza con le incertezze attribuite ai parametri di ingresso, che possono anche variare sensibilmente da un database all'altro.

Nel presente studio per quanto riguarda l'approccio deterministico è stato utilizzato il metodo di ROBERTSON e WRIDE [1998], apportando alcune modifiche sia nell'espressione del fattore di sicurezza (introducendo il fattore di correzione K_σ) che nella discriminazione dei casi di liquefazione dai casi di non liquefazione (ponendo come valore limite per FSL 1.4 invece di 1). Conseguentemente, è stata modificata l'espressione dell'indice del potenziale di liquefazione, LPI (anche se l'effetto sul valore finale è parso comunque trascurabile). L'approccio probabilistico è invece stato seguito applicando un metodo probabilistico messo a punto da JUANG *et al.* [2002] basato sull'analisi di affidabilità del metodo di Robertson e Wride ("FORM analysis") e un indice di probabilità di liquefazione, LPbI, è stato qui introdotto per potere esprimere in maniera sintetica e cumulata il potenziale di liquefazione così calcolato alle varie profondità. I valori di LPI e LPbI calcolati per ciascuna delle verticali investigate, sono stati poi confrontati tra loro, senza riscontrare una precisa legge di regressione che collegasse i due indici. Il che è dovuto al fatto che essi, sebbene formalmente identici, si basano su un valore del potenziale di liquefazione, F(z) ottenuto secondo due approcci differenti (anche se entrambi riconducibili al metodo di Robertson e Wride); inoltre, mentre l'indice deterministico LPI non ha una corrispondenza reale e le classi di suddivisione della pericolosità sono puramente fittizie e definite in base all'esperienza e all'osservazione di casi reali di liquefazione durante terremoti recenti (e quindi in continua evoluzione), l'indice di probabilità di liquefazione è invece esso stesso una probabilità di liquefazione e la suddivisione in classi di probabilità è unicamente legata al livello di salvaguardia che s'intende assumere. Ne consegue che, specie considerando la natura intrinsecamente probabilistica del fenomeno e tutte le incertezze legate al fenomeno, ai parametri che lo descrivono e al modello che lo interpreta, una rappresentazione dei risultati dell'analisi in termini probabilistici, e quindi in funzione dell'indice LPbI, è preferibile da un punto di vista ingegneristico, per le applicazioni a cui in genere questo tipo di analisi è destinato. Il problema principale, come già ricordato, riguarda la scelta del metodo probabilistico più adeguato, la sua sperimentazione in campo scientifico e la possibilità, eventualmente, di adeguarlo alle condizioni di incertezza e variabilità delle misure in sito, che vengono utilizzate per l'applicazione di tali metodi (ad esempio se le prove CPT utilizzate sono meccaniche invece che elettriche portano con sé una maggiore incertezza). Nel caso specifico, il metodo probabilistico adottato, in quanto ottenuto come analisi di affidabilità di un metodo consolidato, come quello di Robertson e Wride, definito sullo stesso database e inoltre di facile applicazione, è parso una scelta opportuna.

Infine, sempre per quanto riguarda la modalità di restituzione dei risultati, specie quando l'area di indagine è molto vasta, un problema importante che si pone riguarda le modalità di rappresentazione spaziale dei risultati e quindi la potenzialità e affidabilità delle mappe che ne conseguono. Essendo in molti casi richiesta dalle autorità locali una zonazione del territorio, per la pianificazione urbanistica e la progettazione edilizia, occorre interpolare i risultati ottenuti e delimitare, in base alle classi di pericolosità stabilità o ai livelli di probabilità prescelti, delle zone che classifichino il territorio. Ovviamente il criterio di interpolazione adottato, la densità e la distribuzione spaziale dei dati di partenza possono influire sensibilmente sul risultato finale. Infatti, anche quando le prove sono molto numerose come nel caso studiato, con una densità medio-alta, soprattutto nelle aree di maggiore interesse, come quelle costiere (15 prove CPT/km^2), non sempre sono sufficienti a ottenere risultati affidabili o addirittura sensati, mentre in alcune aree non forniscono addirittura risultati per la totale assenza di dati. Considerando che la pericolosità, valutata con i metodi semplificati, è il risultato di considerazioni sia legate alla sismicità dell'area di studio che alla suscettibilità dei terreni ivi presenti, nel presente lavoro si suggerisce di controllare e laddove necessario modificare o integrare la mappa ottenuta tenendo in considerazione la mappa delle litologie superficiali e le stratigrafie deducibili dai sondaggi disponibili, in modo da disegnare delle linee di confine tra le aree a differente pericolosità che siano sensate e giustificabili anche da un punto di vista litologico.

Ringraziamenti

Si ringrazia la Regione Emilia-Romagna che ha finanziato la ricerca, il Sevizio Geologico, Sismico e dei Suoli della Regione Emilia-Romagna che ha messo a disposizione i dati, gli Ingg. Giano Carubini, Andrea Nesi e Catia Nassini per il determinante contributo apportato nella fase di organizzazione ed elaborazione dei dati e i revisori per i preziosi suggerimenti.

Bibliografia

BUILDING SEISMIC SAFETY COUNCIL (1994) – *NEHRP recommended provisions for seismic regulations for new buildings*. Federal Emergency Management Agency.

CHEN C.J., JUANG C.H. (2000) – *Calibration of SPT- and CPT-based liquefaction evaluation methods*. Innovations Applications in Geotechnical Site Characterization, Mayne P. and Hryciw R., (Eds.), Geotechnical Special Publication n. 97, ASCE, New York, pp. 49-64.

CIPRIANI S., CRESPELLANI T., MADIAI C., PIERUCCI D., VANNUCCHI G., MARCELLINI A., MARTELLI L., FRASSINETI G. (2000) – *Carta del rischio di liquefazione in un'area ricca di beni culturali: la costiera romagnola*. Convegno "Condizionamenti geologici e geotecnici nella conservazione del patrimonio storico culturale. Torino, Castello di Moncalieri, 8-9 giugno 2000.

CRESPELLANI T., CASCONE E., CASTELLI F., GRASSO S., MAUGERI M., VANNUCCHI G. (2000) – *Liquefaction potential of saturated sand deposits in the urban area of Catania*. In E. Faccioli and V. Pessina (Eds.), The Catania Project: earthquake damage scenarios for high risk area in the Mediterranean, CNR – Gruppo Nazionale per la Difesa dai Terremoti, Roma, pp. 46-51, ISBN 88-900449-0-X.

CRESPELLANI T., MADIAI C. (2002) – *Liquefaction risk analysis during earthquakes at Nocera Scalo, Italy, Part II: total and effective stress-strain analyses for liquefaction prediction*. Italian Geotechnical Journal, n.4, pp. 46-65.

CRESPELLANI T., MADIAI C., VANNUCCHI G. (1997a) – *Valutazione del potenziale di liquefazione di vaste aree mediante prove CPT*. Atti del VIII° Convegno Naz., "L'Ingegneria Sismica in Italia", vol. III, Taormina.

CRESPELLANI T., MADIAI C., VANNUCCHI G (2003) – *CPT-based liquefaction hazard maps for an Italian coastal area*. Italian Geotechnical Journal, n. 4, pp. 46-65.

CRESPELLANI T., MADIAI C., VANNUCCHI, G., MARCELLINI, A., MARTELLI, L., FRASSINETI, G. (1997b) – *Analisi del rischio di liquefazione nell'area costiera fra Cesenatico e Bellaria – Igea Marina*. Geologia delle Grandi Aree Urbane, Progetto Strategico CNR, Bologna, 4-5 novembre 1997.

D.M. 14.01.2008, Decreto Ministeriale del 14/01/2008. *Norme Tecniche per le Costruzioni*.

(pr)EN 1998 – 5 (2002) – *Foundations, retaining structures and geotechnical aspects*. CEN European Committee for Standardization, Bruxelles, Belgium.

FACCIORUSSO J., VANNUCCHI G. (2003) – *Application of geostatistical methods to the definition of a liquefaction hazard map for the harbour area of Gioia Tauro*. Proc. Fourth Int. Conference on Seismology and Earthquake Engineering, Teheran, Iran.

GALLI P., MELONI F. (1993) – *Nuovo catalogo nazionale dei processi di liquefazione avvenuti in occasione dei terremoti storici in Italia*. Il Quaternario, 6 (2), pp. 271-292.

GIRETTI D., COLOMBI A., FIORAVANTE V. (2007) – *Sulla valutazione della velocità di propagazione delle onde di taglio da prove penetrometriche statiche per i depositi alluvionali ferraresi*. Rivista Italiana di Geotecnica, vol. III, pp. 48-59.

GRUPPO DI LAVORO CPTI (2004) – *Catalogo Parametrico dei Terremoti Italiani, versione 2004 (CPTI04)*. INGV, Bologna (http://emidius.mi.ingv.it/CPTI04/).

GRUPPO DI LAVORO PER LA REDAZIONE DELLA MAPPA DI PERICOLOSITÀ SISMICA, Ordinanza PCM 20.03.03 n.3274 (2004) – *Zonazione sismogenetica ZS9 – App.2 al Rapporto Conclusivo*, INGV, Bologna (http://zonesismiche.mi.ingv.it/documenti/App2.pdf).

HYNES M.E., OLSEN R.S. (1999) – *Influence of confining stress onliquefaction resistance*. Proc., Int. Workshop on Phys. and Mech. Of Soil Liquefaction, Balkema, Rotterdam, The Netherlands, pp.145–152.

ISTITUTO NAZIONALE DI GEOFISICA E VULCANOLOGIA (INGV)-DIPARTIMENTO DELLA PROTEZIONE CIVILE (DPC) (2007) – *Deliverable D14. Disaggregazione della pericolosità sismica in termini di M-R-ε*. (http://esse1.mi.ingv.it/data/D14.pdf).

IWASAKI T., TOKIDA K., TATSUOKA F., WATANABE S., YASUDA S., SATO H. (1982) – *Microzonation for soil liquefaction potential using simplified methods*. vol. III, In: Proceedings of 3rd International Conference on Microzonation, Seattle, pp. 1319-1330.

JAKSA M.B. (2005) – *The influence of spatial variability on the geotechnical design properties of a stiff, overconsolidated clay*. Ph.D. Dissertation, University of Adelaide.

JAMIOLKOWSKI M., LADD C.C., GERMAINE J.T., LANCELOTTA R. (1985) – *New developments in field and laboratory testing of soils*. Proceedings of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, A.A. Balkema, San Fransisco, CA, pp. 57-153.

JUANG C.H., FANF S.Y., KHOR E.H. (2006) – *First-order reliability method for probabilistic liquefaction trigge-*

ring analysis using CPT. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 132(3), pp. 337-350.

JUANG C.H., JIANG T., ANDRUS R.D. (2002) – *Assessing probability-based methods for liquefaction evaluation*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 128(7), pp. 580-589.

LENZ J., BAISE L.G. (2007) – *Spatial variability of liquefaction potential in regional mapping using CPT and SPT data*. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 27 (7), pp. 690-702.

LIAO S.S.C., VENEZIANO D., WHITMAN R.V. (1988) – *Regression models for evaluating liquefaction probability*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 114(3), pp. 389-411.

LIAO S.S.C., WHITMAN R.V. (1986) – *Catalogue of liquefaction and non-liquefaction occurrences during earthquakes*. Res. Rep., Dept. of Civ. Engrg., Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Mass.

MARCELLINI A., DAMINELLI R., PAGANI M., RIVA F., CRESPELLANI T., MADIAI C., VANNUCCHI G., FRASSINETI G., MARTELLI L., PALUMBO D., VIEL G. (1998) – *Seismic microzonation of some Municipalities of the Rubicone area (Emilia-Romagna region*. Proc. of the Eleven European Conference on Earthquake Engineering, Paris, Balkema, pp. 339-350.

MOSS R.E.S. (2003) – *CPT-based probabilistic assessment of seismic soil liquefaction initiation*. Ph.D. Dissertation, Univ. of California, Berkeley, Calif.

OLSEN R.S. (1984) – *Liquefaction analysis using the cone penetrometer test (CPT)*. Proc., 8th World Conf. on Earthquake Engrg., vol. III, pp. 247-254.

OLSEN R.S., KOESTER, J. P. (1995) – *Prediction of Liquefaction Resistance using the CPT*. International Symposium on Cone Penetration Testing, CPT 95 Linkoping, Sweden, pp. 251-256.

PHOON K.K., KULHAWY F.H. (1999) – *Evaluation of geotechnical property variability*. Canadian Geotechnical Journal, vol. XXXVI, pp. 625-639.

POSTPISCHL D. (Ed.) (1985) – *Atlas of isoseismal maps of Italian earthquakes*. C.N.R. – P.F.G., Quad. "La ricerca scientifica", 114, 2A, Bologna.

REGIONE EMILIA-ROMAGNA, SERVIZIO GEOLOGICO SISMICO E DEI SUOLI, ENI – AGIP (1998) – *Riserve idriche sotterranee della Regione Emilia-Romagna, scala 1:250.000*. Ed. Regione Emilia-Romagna, Servizio Geologico Sismico e dei Suoli, ENI – AGIP.

ROBERTSON P. K. (1990) – *Soil classification using CPT*. Can. Geotech.J., Ottawa, 27(1), pp. 151-158.

ROBERTSON P. K., CAMPANELLA R. G. (1985) – *Liquefaction potential of sands using the CPT*. J. Geotech. Eng., 111(3), pp. 384-403.

ROBERTSON P.K., WRIDE C.E. (1998) – *Evaluating cyclic liquefaction potential using the cone penetration test*. Can. Geotech. J., 35(3), pp. 442-459.

SCHMERTMANN J.H. (1978) – *Guidelines for cone test, performance, and design*. Federal Highway Administration. Report FHWA-TS-78209, Washington, 145 p.

SEED H.B., IDRISS I.M. (1971) – *A simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential*. Journal Soil Mech. Found. Div., ASCE, vol. 107, n. SM9, pp. 1249-1274.

SERPIERI A. (1889) – *Scritti di sismologia. Parte II-I terremoti del 18 Marzo 1875 e del 28 Luglio 1883*. Tipografia Editrice Calasanziana, Firenze.

SHERIF M.A., ISHIBASHI I. (1978) – *Soil dynamics considerations for microzonation*. II Int Conf. on Microzonation, vol. II, Seattle.

SHIBATA T., TEPARAKSA W. (1988) – *Evaluation of liquefaction potential of soils using cone penetration tests*. Soils Found., 28(2), pp. 49-60.

SILVESTRI F., SIMONELLI A.L. (2005) – *Principi di progettazione metodologie di analisi, in "Aspetti geotecnici della progettazione in zona sismica, Linee Guida"*. Pàtron Editore, Bologna, pp. 37-52.

SONMEZ H. (2003) – *Modification to the liquefaction potential index and liquefaction susceptibility mapping for a liquefaction-prone area (Inegol-Turkey)*. Environ. Geology 44(7), pp. 862–871.

SPALLAROSSA D., BARANI S. (2008) – *Comunicazione personale*.

SUZUKI Y., TOKIMATSU K., KOYAMADA K., TAYA Y., KUBOTA Y. (1995) – *Field correlation of soil liquefaction based on CPT data*. Proc., Int. Symp. on Cone Penetration Testing, vol. II, pp. 583-588.

TC4, ISSMFE (1993, 1999) – *Manual for Zonation of Seismic Geotechnical hazards*. Japanese Society of Soil Mechanics and Foundation Engineering, Tokyo.

TOPRAK S., HOLZER T.L., BENNETT M.J., TINSLEY J.C. III. (1999) – *CPT and SPT-based probabilistic assessment of liquefaction*. Proc., 7th U.S.-Japan Workshop on Earthquake Resistant Design of Lifeline Facilities and Countermeasures Against Liquefaction, Seattle, August, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, N.Y., pp. 69-86.

YOUD T.L., IDRISS I.M., ANDRUS R.D., ARANGO I., CASTRO G., CHRISTIAN J. T., DOBRY R., LIAM FINN W. D., HARDER L. F. JR., HYNES M.E., ISHIHARA K., KOESTER J.P., LAIO 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*. Jour. Geotech. Geoenviron. Eng., 127(10), pp. 817–833.

An italian example of large-scale

regional mapping of liquefaction potential: deterministic and probabilistic approach

Summary

Liquefaction hazard evaluation provides a useful tool for risk mitigation planning in seismic areas. Mapping of liquefaction hazard for large areas is usually performed by applying empirical criteria which rely on geological and lithological data and in which local seismicity is generally not considered or simplified (grade-1 methods). When a large number of in situ-tests and a reliable seismic hazard analysis are available, liquefaction potential can be evaluated by applying in-situ test-based methods accounting for the ratio of the liquefaction resistance of investigated soil layers and the seismic loading estimated from local seismic hazard analyses (grade-2 methods). The most recent advances in geotechnical earthquake engineering allows liquefaction potential to be both deterministically and probabilistically estimated. Softwares for management of large spatially referenced data sets (e.g. GIS, Matlab) allows the spatial mapping of the regional liquefaction hazard, when the liquefaction potential of investigated soil profiles is parameterized concisely, e.g. by a liquefaction potential index. The present paper provides a case-study of liquefaction potential evaluation for a large coastal area in Central Italy, where data from about 3700 CPT and 1800 soundings covering an area of about 1300 km^2 are available. A preliminary regional zonation of liquefaction susceptibility of the first 15 m of soil deposit is performed on the basis of solely lithological and geological information from sounding data. The liquefaction potential evaluation is subsequently evaluated over the whole studied area by applying the CPT-based method of Robertson & Wride, in the latest version proposed by Youd et al. *[2001] and a probabilistic FORM-based version (First Order Reliability Method) of the same method obtained by Juang* et al. *[2002]. In both cases a liquefaction potential index is calculated for each available CPT and liquefaction hazard and probability maps are produced and compared.*