



UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI FIRENZE
FACOLTA' DI INGEGNERIA – SEZIONE GEOTECNICA



CONFRONTO TRA METODI SEMPLIFICATI DI STIMA DEL RISCHIO DI LIQUEFAZIONE DA PROVE CPT E CPTU

31 marzo 2013

Facciorusso J., Madiati C., Vannucchi G.

INDICE

1. Premessa
2. Metodi
3. Applicazione deterministica e probabilistica dei metodi
4. Risultati

1. PREMESSA

Il rischio di liquefazione può essere stimato con metodi semplificati da prove SPT e da prove CPT mediante il calcolo dell'indice del potenziale di liquefazione LPI di Iwasaki et al. (1982). Le prove CPT sono preferibili per la migliore ripetibilità delle misure e per la continuità dei profili penetrometrici. L'indice LPI è un parametro di sintesi che, mediante un valore numerico compreso tra 0 e 100, quantifica i possibili effetti della liquefazione in superficie, tenendo conto di severità dell'azione sismica, e di profondità, spessore e valore del fattore di sicurezza degli strati liquefacibili. L'uso dell'indice LPI nelle applicazioni GIS (Geographic Information System) può essere un valido strumento per la stesura delle carte di rischio di liquefazione, in cui un territorio è suddiviso in zone di differente classe di potenziale di liquefazione. Le classi di potenziale di liquefazione, secondo la proposta di Sonmez (2003), sono le seguenti:

TABELLA 1 – CLASSI DI POTENZIALE DI LIQUEFAZIONE SECONDO SONMEZ (2003)

LPI	Potenziale di liquefazione
0	Non liquefacibile ($FSL \geq 1.2$)
$0 < LPI \leq 2$	Basso
$2 < LPI \leq 5$	Moderato
$5 < LPI \leq 15$	Alto
$15 < LPI$	Molto alto

L'indice LPI è calcolato con riferimento ad una verticale di prova. Gli effetti bi- e tri-dimensionali sono trascurati. Tale semplificazione può condurre talora a stime errate. In particolare se la liquefazione in un sito è limitata a lenti isolate, la liquefazione in superficie può non manifestarsi anche per valori significativi di LPI. Viceversa uno strato liquefatto sottile, profondo, molto diffuso ed esteso può determinare rottura del terreno e "lateral spreading" anche per bassi valori di LPI. La variabilità ed eterogeneità naturale delle condizioni stratigrafiche e geotecniche può spiegare la non sempre buona correlazione tra i valori dell'indice LPI e le evidenze di liquefazione.

L'indice LPI è definito nel modo seguente:

$$LPI = \int_0^{z_{crit}} F(z) \cdot w(z) \cdot dz \quad (1)$$

In cui

z_{crit} indica la profondità massima alla quale strati liquefatti producono effetti in superficie,

$F(z)$ è una variabile con valori compresi tra 0 e 1, definita ad ogni profondità $0 \leq z \leq z_{crit}$ in funzione del valore che, a quella profondità, assume il fattore di sicurezza alla liquefazione FSL, e

$w(z)$ è un fattore di peso della profondità.

Tradizionalmente la profondità “critica” è assunta pari a 20 m, ma recentemente Özocak e Sert (2010), sulla base di evidenze sperimentali successive ai terremoti di Adapazari (Turchia) del 1999 e sulla base delle curve limite per manifestazioni di liquefazione in superficie di Ishihara (1985), hanno proposto di assumere per terremoti di magnitudo “usuale” la profondità critica pari a 10 m.

Il fattore di peso della profondità varia linearmente con la profondità dal valore massimo in superficie al valore zero alla profondità critica e l’integrale di $w(z)$ è pari a 100, ovvero:

$$\frac{W_{\max} \cdot z_{\text{crit}}}{2} = 100.$$

Pertanto per $z_{\text{crit}} = 20$ m è $w(z) = 10 - 0.5 z$, per $z_{\text{crit}} = 10$ m è $w(z) = 20 - 2 z$.

La variabile $F(z)$ è definita nel modo seguente (Sonmez, 2003)¹:

$$\begin{aligned} F(z) &= 0 && \text{per } FSL \geq 1.2 \\ F(z) &= 2 \cdot 10^6 \exp(-18.427 FSL) && \text{per } 1.2 > FSL > 0.95 \\ F(z) &= 1 - FSL && \text{per } FSL \leq 0.95 \end{aligned} \quad (2)$$

Il fattore di sicurezza alla liquefazione è definito nel modo seguente:

$$FSL = \frac{CRR_{7.5}}{CSR} \cdot MSF \cdot K_{\sigma} \quad (3)$$

con

$CRR_{7.5}$ = Rapporto di Resistenza Ciclica per $M = 7.5$ (*Cyclic Resistance Ratio*)

MSF = Fattore di Scala della Magnitudo (*Magnitude Scale Factor*)

K_{σ} = Fattore di correzione per la pressione di confinamento (*Overburden Correction Factor*)

$$CSR = 0.65 \cdot \left(\frac{a_{\max}}{g} \right) \cdot \left(\frac{\sigma_{v0}}{\sigma'_{v0}} \right) \cdot r_d = \text{Rapporto di Tensione Ciclica (Cyclic Stress Ratio)} \quad (4)$$

Sono stati proposti molti metodi per la stima di FSL che differiscono nel calcolo dei parametri MSF , K_{σ} , r_d , $CRR_{7.5}$. Nel seguito se ne considerano 6, fra i più accreditati e recenti.

¹ Si è ritenuto preferibile utilizzare la definizione di $F(z)$ e la suddivisione in classi di pericolosità di Sonmez (2003) rispetto alle più tradizionali scelte di Iwasaki et al. (1982) che assumono $FSL = 1$ come rigido valore di soglia della liquefazione.

2. METODI

È stato predisposto un foglio Excel per il calcolo dell'indice del potenziale di liquefazione LPI (e dell'indice di probabilità di liquefazione LPbl) secondo i 6 diversi metodi e con i 2 valori della profondità critica (20 e 10 m). Conseguentemente per ogni prova CPT e per ogni assegnato input sismico otteniamo $6 \times 2 = 12$ valori di LPI (e $4 \times 2 = 8$ valori di LPbl).

I 6 metodi considerati ed i riferimenti bibliografici in cui sono esposti sono i seguenti:

1. NCEER

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 li 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.

2. Rob

Robertson, P.K., 2009. *Interpretation of Cone penetration tests - A unified approach*. Canadian Geotechnical Journal, 46, pp. 1337-1355

3. I&B

Idriss, I.M., Boulanger, R.W., 2008. *Soil liquefaction during earthquakes*. Monograph MNO-12, Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, CA, 261 pp

4. J&AI

Juang C.H., Ku C.S., Chen, C.C., 2010. *Simplified model for evaluating soil liquefaction potential using CPTU*, 2nd International Symposium on Cone Penetration Testing, Huntington Beach, CA, USA

5. Moss

Moss, R.E.S., Seed R.B., Kayen R.E., Stewart J.P., Der Kiureghian, Cetin, K.O., 2006. *CPT-based probabilistic and deterministic Assessment of in situ seismic soil liquefaction potential*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 132, N.8, pp. 1032-1051

6. AGI

AGI, Associazione Geotecnica Italiana, 2005. *Aspetti geotecnici della progettazione in zona sismica. Linee Guida*. Pàtron Editore.

Come sopra detto i metodi differiscono nel calcolo dei parametri MSF , r_d , K_σ , $CRR_{7.5}$ e di altre grandezze che intervengono per il calcolo di $CRR_{7.5}$, ma il modo con cui ciascuno dei parametri è calcolato è comune ad alcuni di essi.

A titolo di esempio e con riferimento alla Tabella 2, il fattore di scala della magnitudo MSF è calcolato nello stesso modo (formula A) nei metodi 1 e 2, in un altro modo (formula B) nei metodi 3, 4 e 6, e in un terzo modo (formula C) nel metodo 5.

Le formule con cui è calcolato MSF sono 3 (A, B e C), mentre il contenuto di fine FC, la cui stima è necessaria per il calcolo di $(q_{c1n})_{cs}$ e quindi di $CRR_{7.5}$, è calcolato in 2 diversi modi (A e B), etc..

Tabella 2 – Composizione degli elementi per il calcolo di FSL nei 6 metodi considerati

Metodo	MSF	r_d	K_σ	FC	n	$(q_{c1n})_{cs}$	$CRR_{7.5}$
1. NCEER	A	A	A	A	A	A	A
2. Rob	A	A	B	A	B	B	B
3. I&B	B	B	C	B	C	C	C
4. J&AI	B	B	C	A	C	D	D
5. Moss	C	C	B	A	D	E	E
6. AGI	B	B	C	A	E	A	C

Nel seguito si riportano le diverse componenti delle formule utilizzate nei 6 metodi semplificati di stima del fattore di sicurezza alla liquefazione da prove CPTe.

γ , PESO DI VOLUME NATURALE

Per la stima delle tensioni geostatiche verticali e quindi del rapporto $\left(\frac{\sigma_{v0}}{\sigma'_{v0}}\right)$ è necessario

conoscere il peso di volume naturale, γ . Esso è stato stimato per tutti i metodi considerati con la seguente correlazione (Roberson e Cabal, 2010):

$$\frac{\gamma}{\gamma_w} = 0.27 \cdot \log(R_f) + 0.36 \cdot \log\left(\frac{q_t}{p_a}\right) + 1.236 \quad (5)$$

MSF – FATTORE DI SCALA DELLA MAGNITUDO

- Formula A utilizzata nei metodi 1. NCEER e 2. Rob.

$$MSF = \frac{10^{2.24}}{M^{2.56}} \quad (\text{Idriss, 1995}) \quad (6)$$

- Formula B utilizzata nei metodi 3. I&B, 4. J&AI. e 6. AGI

$$MSF = 6.9 \cdot \exp\left(-\frac{M}{4}\right) - 0.058 \leq 1.8 \quad (\text{Idriss, 1999}) \quad (7)$$

- Formula C utilizzata nel metodo 5. Moss

$$MSF = 17.84 \cdot M^{-1.43} \quad (\text{Cetin et al., 2004}) \quad (8)$$

In Figura 1 sono messi a confronto I profili di MSF stimati con le equazioni (6), (7) e (8).

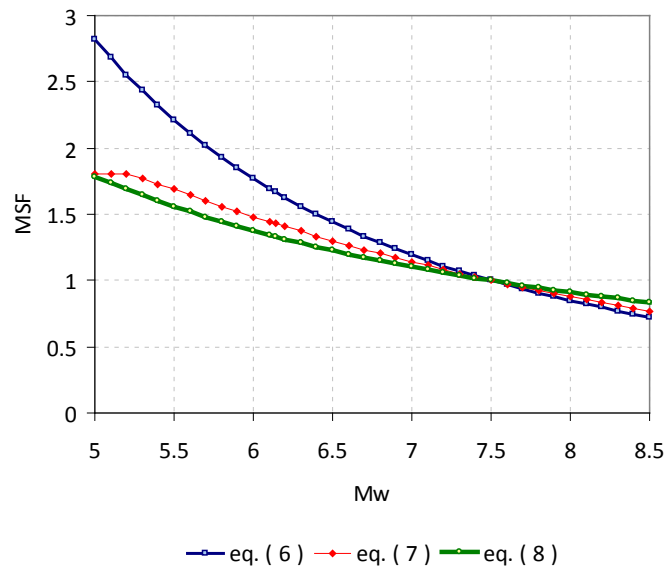


Figura 1 – Stime diverse del Fattore di scala della Magnitudo, MSF

Poiché il fattore MSF è al numeratore nell'eq. (3), per valori di $M_w < 7.5$, l'eq. (6), che come detto si applica nei metodi 1. NCEER e 2. Rob. è la meno cautelativa, ovvero porta alla stima più alta del fattore di sicurezza FSL.

r_d - COEFFICIENTE DI RIDUZIONE DELLE TENSIONI

- Formula A utilizzata nei metodi 1. NCEER e 2. Rob

$$r_d = \frac{1 - 0.4113 \cdot z^{0.5} + 0.04052 \cdot z + 0.001753 \cdot z^{1.5}}{1 - 0.4177 \cdot z^{0.5} + 0.05729 \cdot z - 0.006205 \cdot z^{1.5} + 0.001210 \cdot z^2} \leq 1 \quad (\text{Blake, 1996}) \quad (9)$$

- Formula B utilizzata nei metodi 3. I&B, 4. J&AI. e 6. AGI

$$r_d = \exp[\alpha(z) + \beta(z) \cdot M]$$

$$\alpha(z) = -1.012 - 1.126 \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{z}{11.73} + 5.133\right) \quad (\text{Golesorkhi, 1989})$$

$$\beta(z) = 0.106 + 0.118 \cdot \operatorname{sen}\left(\frac{z}{11.28} + 5.142\right)$$

(10)

- Formula C utilizzata nel metodo 5. Moss

$$r_d = \frac{1 + \frac{-9.147 - 4.173 \cdot \frac{a_{\max}}{g} + 0.652 \cdot M_w}{10.567 + 0.089 \cdot \exp\left[0.089 \cdot \left(-3.28 \cdot z - 7.76 \cdot \frac{a_{\max}}{g} + 78.576\right)\right]}}{1 + \frac{-9.147 - 4.173 \cdot \frac{a_{\max}}{g} + 0.652 \cdot M_w}{10.567 + 0.089 \cdot \exp\left[0.089 \cdot \left(-7.76 \cdot \frac{a_{\max}}{g} + 78.576\right)\right]}} \quad (\text{Cetin et al., 2004}) \quad (11)$$

In Figura 2 sono messi a confronto i profili di r_d stimati con le equazioni (9), (10) e (11). Poiché le scelte dei valori di MSF e di r_d sono interdipendenti, ai fini del confronto fra i metodi è opportuno considerare i profili del rapporto $\frac{r_d}{\text{MSF}}$ (Figura 3).

Si tenga presente che la dispersione dei valori r_d è grandissima (Figura 4).

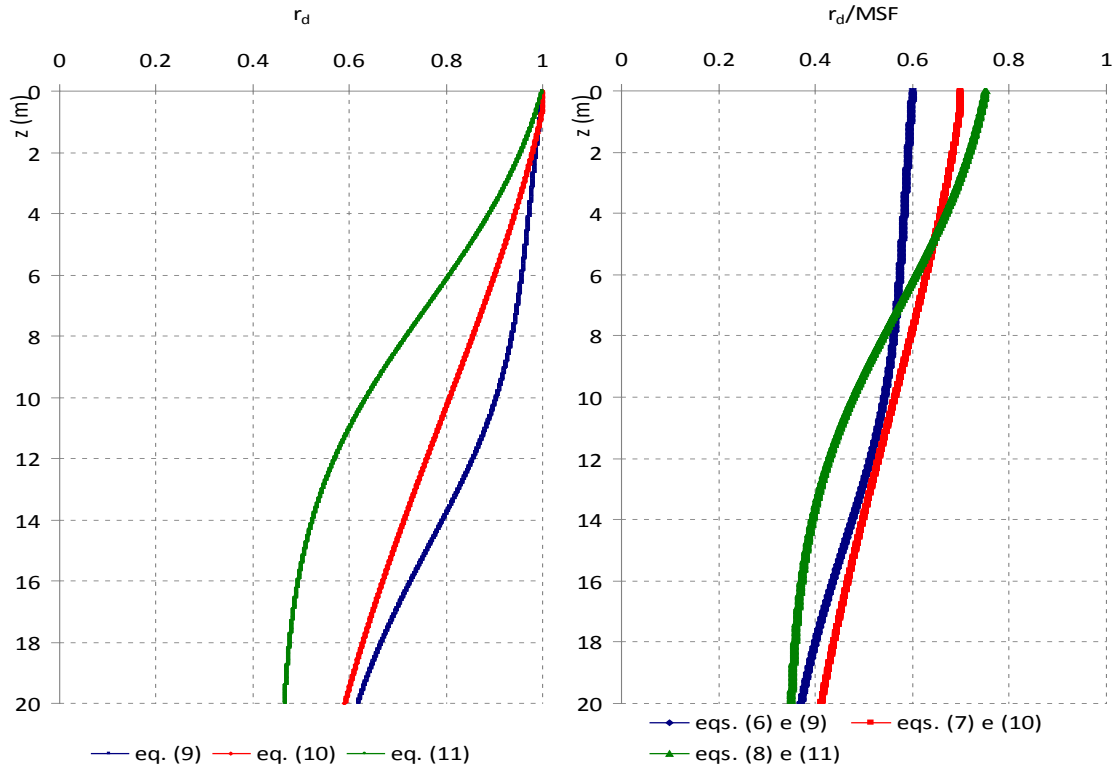


Figura 2 – Stime diverse del profilo coefficiente di riduzione delle tensioni, r_d

Figura 3 - Stime diverse del profilo del rapporto $\frac{r_d}{MSF}$ per $M_w = 6.14$

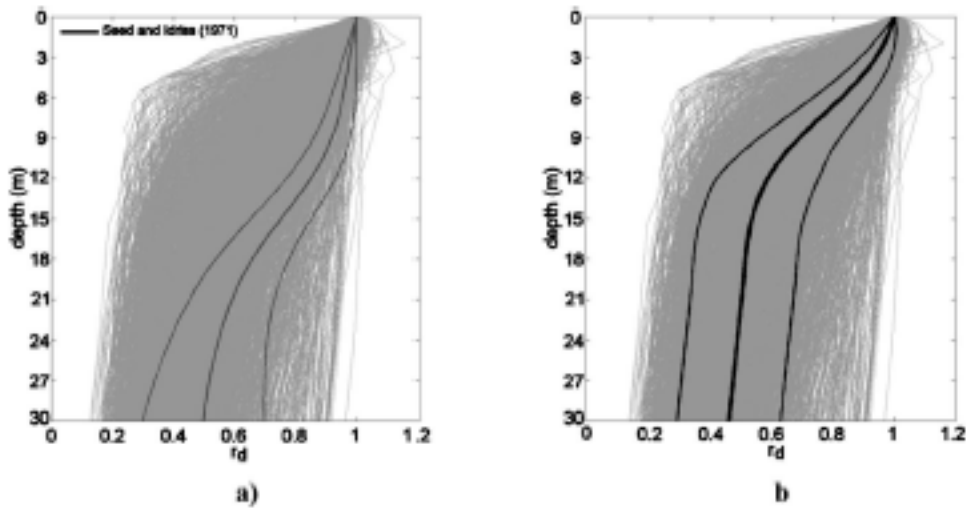


Figura 4 – Profili di r_d da analisi di risposta sismica locale per 2153 combinazioni di condizioni di sito e di moti sismici con sovrapposti: (a) il profilo secondo l'eq. (9) e (b) secondo l'equazione (11). Da Moss et al. (2006)

K_σ – FATTORE DI CORREZIONE PER LA PRESSIONE DI CONFINAMENTO

- Formula A utilizzata nel metodo 1. NCEER

$$K_{\sigma} = \left(\frac{\sigma'_{v0}}{p_a} \right)^{(f-1)} \leq 1 \quad \text{con} \quad 0.6 < f = 1 - 0.005 D_R (\%) < 0.8 \quad (\text{Hynes e Olsen, 1999}) \quad (12)$$

$$D_R^2 = \frac{Q_{tn}}{350} \quad Q_{tn} = \left(\frac{q_t - \sigma_{v0}}{p_a} \right) \cdot \left(\frac{p_a}{\sigma'_{v0}} \right)^n \quad (13)$$

- Formula B utilizzata nei metodi 2. Rob e 5. Moss

$$K_{\sigma} = 1 \quad (\text{ovvero non si applica alcuna correzione}) \quad (14)$$

- Formula C utilizzata nei metodi 3. I&B, 4. J&AI. e 6. AGI

$$K_{\sigma} = 1 - C_{\sigma} \cdot \ln \left(\frac{\sigma'_{v0}}{p_a} \right) \leq 1 \quad (\text{Boulanger e Idriss, 2004})$$
$$C_{\sigma} = \frac{1}{37.3 - 8.27 \cdot (q_{c1N})^{0.264}} \leq 0.3 \quad (15)$$

In tutti i metodi si calcolano i parametri F e Q_n con le seguenti equazioni:

$$F = \frac{f_s}{q_c - \sigma_{v0}} \cdot 100 \quad (16)$$

$$Q_n = \left(\frac{q_c - \sigma_{v0}}{p_a} \right) \cdot \left(\frac{p_a}{\sigma'_{v0}} \right)^n \quad (17)$$

Nei metodi 1. NCEER, 2. Rob, 3. I&B, 5. Moss e 6. AGI si calcola il parametro I_c con l'equazione:

$$I_c = \sqrt{(\log F + 1.22)^2 + (\log Q_n - 3.47)^2} \quad (18)$$

Nel metodo 4. J&AI si calcola il parametro I_c con l'equazione:

$$I_c = \sqrt{\left[3 - \log_{10} \left\{ Q_n \cdot (1 - B_q) + 1 \right\} \right]^2 + \left[1.5 + 1.3 \cdot (\log_{10} F) \right]^2} \quad (19)$$

ESPONENTE n

- Formula A utilizzata nel metodo 1. NCEER

Si assume come valore iniziale $n = 1$ e si calcolano $Q_{n=1}$, F e $I_{c,n=1}$.

Se $I_{c,n=1} \leq 1.64$ si assume $n = 0.5$

Se $I_{c,n=1} \geq 3.30$ si assume $n = 1$

Se $1.64 < I_{c,n=1} < 3.30$ si calcola $n = 0.3 \times (I_c - 1.64) + 0.5$, la soluzione si ottiene per via iterativa.

- Formula B utilizzata nel metodo 2. Rob.

Si assume come valore iniziale $n = 1$ e si calcolano $Q_{n=1}$, F e $I_{c,n=1}$

Si calcola: $n = 0.381 \cdot I_c + 0.05 \cdot \left(\frac{\sigma_{v0}'}{p_a} \right) - 0.15 \leq 1$ la soluzione si ottiene per via iterativa.

- Formula C utilizzata nei metodi 3. I&B e 4. J&AI

$n = 1.338 - 0.249 \cdot q_{c1N}^{0.264}$ la soluzione si ottiene per via iterativa.

- Formula D utilizzata nel metodo 5. Moss

$$n = f_1 \cdot \left(\frac{R_f}{f_3} \right)^{f_2}$$

$$f_1 = 0.78 \cdot q_c^{-0.33} \quad (q_c \text{ in MPa})$$

$$f_2 = 0.32 \cdot q_c^{-0.35} - 0.49$$

$$f_3 = \left| \log(10 + q_c) \right|^{1.21}$$

- Formula E utilizzata nel metodo 6. AGI

Si assume come valore iniziale $n = 1$ e si calcolano $Q_{n=1}$, $I_{c,n=1}$

Se $I_{c,n=1} > 2.6$ si assume $n = 1$

Se $I_{c,n=1} < 2.6$ si assume $n = 0.5$ e si calcolano $Q_{n=0.5}$, $I_{c,n=0.5}$

Se $I_{c,n=0.5} < 2.6$ si assume $n = 0.5$

Se $I_{c,n=0.5} > 2.6$ si assume $n = 0.75$

RESISTENZA DI PUNTA NORMALIZZATA q_{c1N}

- Formula A utilizzata nei metodi 1. NCEER, 3. I&B, 4. J&AI, 5. Moss e 6. AGI

$$q_{c1N} = C_Q \cdot \left(\frac{q_c}{p_a} \right) \quad C_Q = \left(\frac{p_a}{\sigma'_{v0}} \right)^n \leq 1.7$$

- Formula B utilizzata nel metodo 2. Rob

$$q_{c1N} = C_Q \cdot \left(\frac{q_c}{p_a} \right) \quad C_Q = \left(\frac{p_a}{\sigma'_{v0}} \right)^n \leq 2$$

RESISTENZA DI PUNTA NORMALIZZATA E CORRETTA PER LA FRAZIONE FINE $q_{c1N,cs}$

- Formula A utilizzata nei metodi 1. NCEER e 6. AGI

$$q_{c1N,cs} = K_c \cdot q_{c1N}$$

$$I_c \leq 1.64 \quad K_c = 1$$

$$1.64 < I_c < 2.60$$

$$K_c = -0.403 \cdot I_c^4 + 5.581 \cdot I_c^3 - 21.63 \cdot I_c^2 + 33.75 \cdot I_c - 17.88$$

$$I_c \geq 2.6 \quad e \quad FC > 1\% \text{ non liquefacibile}$$

$$1.64 < I_c < 2.36 \quad e \quad FC < 0.5\% \quad K_c = 1$$

- Formula B utilizzata nel metodo 2. Rob

$$q_{c1N,cs} = K_c \cdot q_{c1N}$$

$$I_c \leq 1.64 \quad K_c = 1$$

$$1.64 < I_c < 2.50$$

$$K_c = -0.403 \cdot I_c^4 + 5.581 \cdot I_c^3 - 21.63 \cdot I_c^2 + 33.75 \cdot I_c - 17.88$$

$$2.50 < I_c < 2.70 \quad K_c = 6 \cdot 10^{-7} \cdot I_c^{16.76}$$

$$I_c > 2.7 \quad \text{non liquefacibile}$$

- Formula C utilizzata nel metodo 3. I&B

$$q_{c1N,cs} = q_{c1N} + \Delta q_{c1N}$$

$$\Delta q_{c1N} = \left(5.4 + \frac{q_{c1N}}{16} \right) \cdot \exp \left[1.63 + \frac{9.7}{FC + 0.01} - \left(\frac{15.7}{FC + 0.01} \right)^2 \right]$$

- Formula D utilizzata nel metodo 4. J&AI

$$q_{c1N,cs} = q_{c1N} \quad (\text{ovvero non si applica alcuna correzione})$$

- Formula E utilizzata nel metodo 5. Moss

$$q_{c1N,cs} = q_{c1N} + \Delta q_{c1N}$$

$$\Delta q_{c1N} = 0 \quad R_f < 0.5$$

$$\Delta q_{c1N} = (0.38 \cdot R_f - 0.19) \cdot \ln(\text{CSR}) + 1.46 \cdot R_f - 0.73 \quad 0.5 \leq R_f \leq 5$$

RAPPORTO DI RESISTENZA CICLICA, $CRR_{7.5}$

- Formula A utilizzata nel metodo 1. NCEER

$$CRR_{7.5} = 0.833 \cdot \left[\frac{(q_{c1N})_{cs}}{1000} \right] + 0.05 \quad \text{per} \quad (q_{c1N})_{cs} < 50$$

$$CRR_{7.5} = 93 \cdot \left[\frac{(q_{c1N})_{cs}}{1000} \right]^3 + 0.08 \quad \text{per}$$

$$50 \leq (q_{c1N})_{cs} < 160$$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $z_w > z$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $160 \leq (q_{c1N})_{cs}$

- Formula B utilizzata nel metodo 2. Rob

$$CRR_{7.5} = 93 \cdot \left[\frac{(q_{c1N})_{cs}}{1000} \right]^3 + 0.08 \quad \text{per} \quad 50 \leq (q_{c1N})_{cs} < 160$$

$$I_c < 2.7$$

$$CRR_{7.5} = 0.053 \cdot Q_{tn} \quad \text{per} \quad I_c > 2.7$$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $z_w > z$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $160 \leq (q_{c1N})_{cs}$

- Formula C utilizzata nei metodi 3. I&B e 6. AGI

$$CRR_{7.5} = \exp \left[\frac{q_{c1N,cs}}{540} + \left(\frac{q_{c1N,cs}}{67} \right)^2 - \left(\frac{q_{c1N,cs}}{80} \right)^3 + \left(\frac{q_{c1N,cs}}{114} \right)^4 - 3 \right]$$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $z_w > z$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $160 \leq (q_{c1N})_{cs}$

- Formula D utilizzata nel metodo 4. J&AI

$$CRR_{7.5} = 0.05 + \exp \left[A + B \cdot \left(\frac{q_{c1N}}{100} \right)^C \right]$$

$$A = I_c \cdot \left(\frac{q_{c1N}}{100} \right) - 10.455$$

$$B = 0.669 \cdot I_c^3 - 5.55 \cdot I_c + 12.993$$

$$C = 0.284 - 0.0214 \cdot I_c^2$$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $z_w > z$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $160 \leq (q_{c1N})_{cs}$

- Formula E utilizzata nel metodo 5. Moss

$$CRR_{7,5} = \exp \left[\frac{q_{c1}^{1.045} + 0.11 \cdot q_{c1} \cdot R_f + 0.001 \cdot R_f + n \cdot (1 + 0.85 \cdot R_f) - 0.848 \cdot \ln(M_w) - 0.002 \cdot \ln(\sigma'_{v0}) - 20.923 + 1.623 \cdot \Phi^{-1}(P_L)}{7.177} \right]$$

con q_{c1} in MPa, σ'_{v0} in kPa, $\Phi^{-1}(P_L)$ = funzione inversa della distribuzione normale cumulata

il terreno è non liquefacibile (NL) per $z_w > z$

il terreno è non liquefacibile (NL) per $160 \leq (q_{c1N})_{cs}$

3. APPLICAZIONE DETERMINISTICA E PROBABILISTICA DEI METODI

Quasi tutti i metodi selezionati, ad eccezione del metodo di Moss, sono metodi deterministici, ovvero si basano su un'unica curva di resistenza a liquefazione ottenuta discriminando i casi di liquefazione dai casi di non liquefazione e forniscono il potenziale di liquefazione di ciascuno strato in termini di fattore di sicurezza, FSL. Tali metodi sono in genere preferibili a fronte della maggiore semplicità e facilità di applicazione delle formule proposte e dell'ampio consenso raccolto nell'ambito della comunità scientifica.

I metodi probabilistici, invece, considerano le variabili che contribuiscono alla liquefazione, coerentemente con la loro natura, come grandezze aleatorie, di cui quantificano le incertezze, ed applicano, per la previsione del fenomeno, modelli probabilistici più o meno complessi, di cui in alcuni casi quantificano l'incertezza. Conseguentemente le curve di resistenza alla liquefazione ottenute sono molteplici, per ciascun livello di probabilità considerato, ed il potenziale di liquefazione di ogni singolo strato investigato viene fornito in termini di probabilità di inizio liquefazione, P_L . Tali metodi, consentendo di esprimere il potenziale di liquefazione con una quantità probabilistica, legata quindi a un livello di incertezza, si prestano a una migliore e più utile applicazione ingegneristica e consentono quindi di assumere decisioni basate su un prefissato livello di salvaguardia. A tale proposito è stata introdotta una carta di classificazione della probabilità di liquefazione (Chen e Juang, 2000) riportata in Tabella 3, in base alla quale, ad esempio, il Building Seismic Safety Council 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 ad una probabilità di liquefazione compresa tra il 15 e il 35% (liquefazione improbabile).

Tra i metodi probabilistici (Liao et al., 1988; Toprak et al., 1999, Juang et al., 2006, Moss et al., 2006 per citarne alcuni), considerate tutte le incertezze legate alla loro sperimentazione ancora poco consolidata, si è scelto un solo metodo (il metodo di Moss, sopra citato come "metodo 5"), ed è stato confrontato con un "adattamento" probabilistico di alcuni degli altri metodi deterministici selezionati, ottenuto secondo la procedura proposta da Juang et al. (2001). Tale procedura è basata sull' "approccio bayesiano" e, utilizzando il teorema della

probabilità totale, consente di associare ad ogni valore del fattore di sicurezza calcolato con il metodo deterministico, FSL, un valore della probabilità di inizio liquefazione, P_L (“Bayesian mapping function”). Tale funzione, con riferimento al metodo proposto da Robertson e Wride (1998) assume la forma (Juang et al. 2002):

$$P_L = \frac{1}{1 + \left(\frac{FSL}{A}\right)^B} \quad (20)$$

con $A = 1.0$ e $B=3.3$.

Tabella 3 – Classi di probabilità di liquefazione secondo Chen e Juang (2000)

CLASSE	PROBABILITÀ DI LIQUEFAZIONE, PL	GIUDIZIO DI PERICOLOSITÀ
5	$PL \geq 0.85$	Liquefazione quasi certa
4	$0.65 \leq PL < 0.85$	Liquefazione molto probabile
3	$0.35 \leq PL < 0.65$	Liquefazione e non liquefazione ugualmente probabili
2	$0.15 \leq PL < 0.35$	Liquefazione improbabile
1	$PL < 0.15$	Non liquefazione quasi certa

La procedura è stata in seguito parzialmente integrata e modificata (Juang et al., 2008) per ottenere l’analoga funzione per il metodo di Juang et al. (2010), sopra citato come “metodo 4”:

$$P_L = \frac{1}{1 + e^{-3.88 + 5.79FSL}} \quad (21)$$

Invertendo le equazioni (20) e (21) ed esplicitando FSL (eq. 3), si può determinare la domanda sismica, $CSR_{7.5} = CSR/MSF$ necessaria a garantire un determinato livello di probabilità di liquefazione, P_L , che consente di costruire le curve di resistenza alla liquefazione per i differenti livelli di probabilità assunti.

Considerati i metodi 1 e 2 una emanazione, più o meno diretta, del metodo di Robertson e Wride (1998), l’equazione(20) è stata applicata ad entrambi i metodi, mentre l’equazione (21) è stata applicata ai risultati ottenuti con il metodo 4. Ovviamente, in entrambi i casi, è stata attribuita probabilità P_L uguale a zero a tutti quegli strati per cui, nella applicazione deterministica del metodo, il fattore di sicurezza non è stato calcolato, perché lo strato risultava non suscettibile di liquefazione da un punto di vista fisico, in quanto ubicato a una profondità z al di sopra del livello di falda z_w , litologico, ovvero con indice di comportamento del terreno $I_c > 2.6$, o meccanico, cioè con una resistenza normalizzata superiore al limite prescritto dal metodo. I metodi 3 e 6, non sono stati applicati in forma probabilistica non essendo disponibile la funzione di trasferimento del valore di FSL al valore di probabilità.

Per esprimere in forma sintetica la probabilità di liquefazione per ciascuna verticale indagata, in modo analogo a quanto già visto nel caso deterministico, si utilizza l'indice di probabilità di liquefazione, LPbl (Facciorusso e Vannucchi, 2009):

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

con $F(z) = PL(z)$
(22)

4. RISULTATI

I metodi sono stati applicati alle 10 prove CPTu e alle 4 prove SCPTu eseguite nell'abitato di San Carlo, con l'azione sismica normativa ($a_{max}/g = 0.228$ e $M = 6.14$) e con l'azione sismica della sequenza del maggio 2012 ($a_{max}/g = 0.093-0.095$ e $M = 5.9$). In quest'ultimo caso tutti i metodi forniscono stime del potenziale di liquefazione e della probabilità di liquefazione pari a zero, in totale contrasto con l'evidenza sperimentale.

La sintesi dei risultati ottenuti per l'azione sismica di normativa è la seguente:

Localizzazione delle prove e profondità della falda

ID	COD	LAT	LONG	ELEV. (m)	Z _w (m)
1	CPTU1SC	964052.7066	690352.7331	17.75	4.95
2	CPTU2SC	964143.0326	690454.7631	16.1	3.27
3	CPTU3SC	964152.7499	690512.4933	17.83	5
4	CPTU4SC	964169.7079	690600.9531	18.08	5.23
5	CPTU5SC	964282.6486	690602.826	15.29	2.44
6	CPTU6SC	964311.626	690696.3479	17.87	5.02
7	CPTU7SC	964364.0856	690768.2924	17.31	4.89
8	CPTU8SC	964422.4063	690899.934	17.53	5.11
9	CPTU9SC	964453.806	690951.6691	16.88	4.46
10	CPTU10SC	964465.0827	691029.2087	17.16	4.74
11	SCPTU1SC	964046.9429	690545.7541	17.4	4.7
12	SCPTU2SC	964270.0183	690430.7995	17.3	4.7
13	SCPTU3SC	964221.1529	690587.4788	14	1.15
14	SCPTU4SC	964480.5998	690736.4296	13.04	1.6
			max. =	18.08	5.23
			min. =	13.04	1.15
			media =	16.68	4.09
			dev. std. =	1.54	1.39

Indice del potenziale di liquefazione con profondità critica 20 m

ID	LPI ₂₀						max.	min.	media	dev. std.
	1	2	3	4	5	6				
	NCEER	Rob	I&B	J&AI	Moss	AGI				
1	3.83	3.36	2.58	6.91	2.29	5.49	6.91	2.29	4.08	1.79
2	6.86	6.66	6.01	11.96	6.00	10.55	11.96	6.00	8.01	2.58
3	5.65	5.14	4.29	9.80	4.02	7.71	9.80	4.02	6.10	2.24
4	3.06	2.55	1.23	5.77	0.86	4.62	5.77	0.86	3.02	1.91
5	10.50	10.29	9.18	19.39	10.77	18.43	19.39	9.18	13.09	4.55
6	2.32	1.85	1.31	4.26	1.01	3.27	4.26	1.01	2.34	1.23
7	3.13	3.26	2.48	6.23	2.32	4.28	6.23	2.32	3.62	1.45
8	3.70	3.28	2.17	7.11	1.77	5.58	7.11	1.77	3.93	2.05
9	6.68	6.44	4.37	11.99	4.53	10.17	11.99	4.37	7.36	3.09
10	7.73	7.26	5.72	12.35	5.91	10.86	12.35	5.72	8.31	2.71
11	1.83	1.63	1.98	5.05	2.60	3.44	5.05	1.63	2.75	1.30
12	3.85	3.42	3.74	9.03	3.46	6.84	9.03	3.42	5.06	2.34
13	15.95	15.82	15.47	22.10	14.74	20.00	22.10	14.74	17.35	2.97
14	6.56	6.26	8.02	12.46	7.30	9.80	12.46	6.26	8.40	2.36
max. =	15.95	15.82	15.47	22.10	14.74	20.00				
min. =	1.83	1.63	1.23	4.26	0.86	3.27				
media =	5.83	5.52	4.90	10.32	4.83	8.64				
dev. std. =	3.78	3.84	3.90	5.27	3.94	5.20				

Indice del potenziale di liquefazione con profondità critica 10 m

ID	LPI ₁₀						max.	min.	media	dev. std.
	1	2	3	4	5	6				
	NCEER	Rob	I&B	J&AI	Moss	AGI				
1	0.37	0.29	0.50	0.89	0.59	0.62	0.89	0.29	0.54	0.21
2	2.16	2.08	3.09	5.25	4.26	4.56	5.25	2.08	3.57	1.32
3	0.87	0.78	0.97	1.98	1.11	1.30	1.98	0.78	1.17	0.44
4	0.39	0.33	0.22	0.90	0.20	0.66	0.90	0.20	0.45	0.27
5	10.00	9.79	9.77	20.64	12.61	19.41	20.64	9.77	13.70	5.03
6	0.05	0.02	0.14	0.18	0.18	0.09	0.18	0.02	0.11	0.06
7	0.15	0.36	0.14	0.55	0.15	0.21	0.55	0.14	0.26	0.16
8	0.43	0.39	0.31	1.02	0.31	0.78	1.02	0.31	0.54	0.30
9	2.27	2.23	1.66	4.64	2.12	3.94	4.64	1.66	2.81	1.19
10	2.08	2.00	1.74	3.78	2.19	3.25	3.78	1.74	2.51	0.81
11	0.59	0.56	1.00	2.75	1.80	1.74	2.75	0.56	1.41	0.85
12	0.71	0.62	1.56	3.28	2.09	2.03	3.28	0.62	1.72	0.99
13	9.95	9.83	10.75	15.36	11.44	13.16	15.36	9.83	11.75	2.15
14	1.11	0.84	4.38	5.34	6.11	3.70	6.11	0.84	3.58	2.18
max. =	10.00	9.83	10.75	20.64	12.61	19.41				
min. =	0.05	0.02	0.14	0.18	0.15	0.09				
media =	2.22	2.15	2.59	4.75	3.22	3.96				
dev. std. =	3.37	3.32	3.47	5.97	4.10	5.56				

Spessore totale degli strati liquefacibili

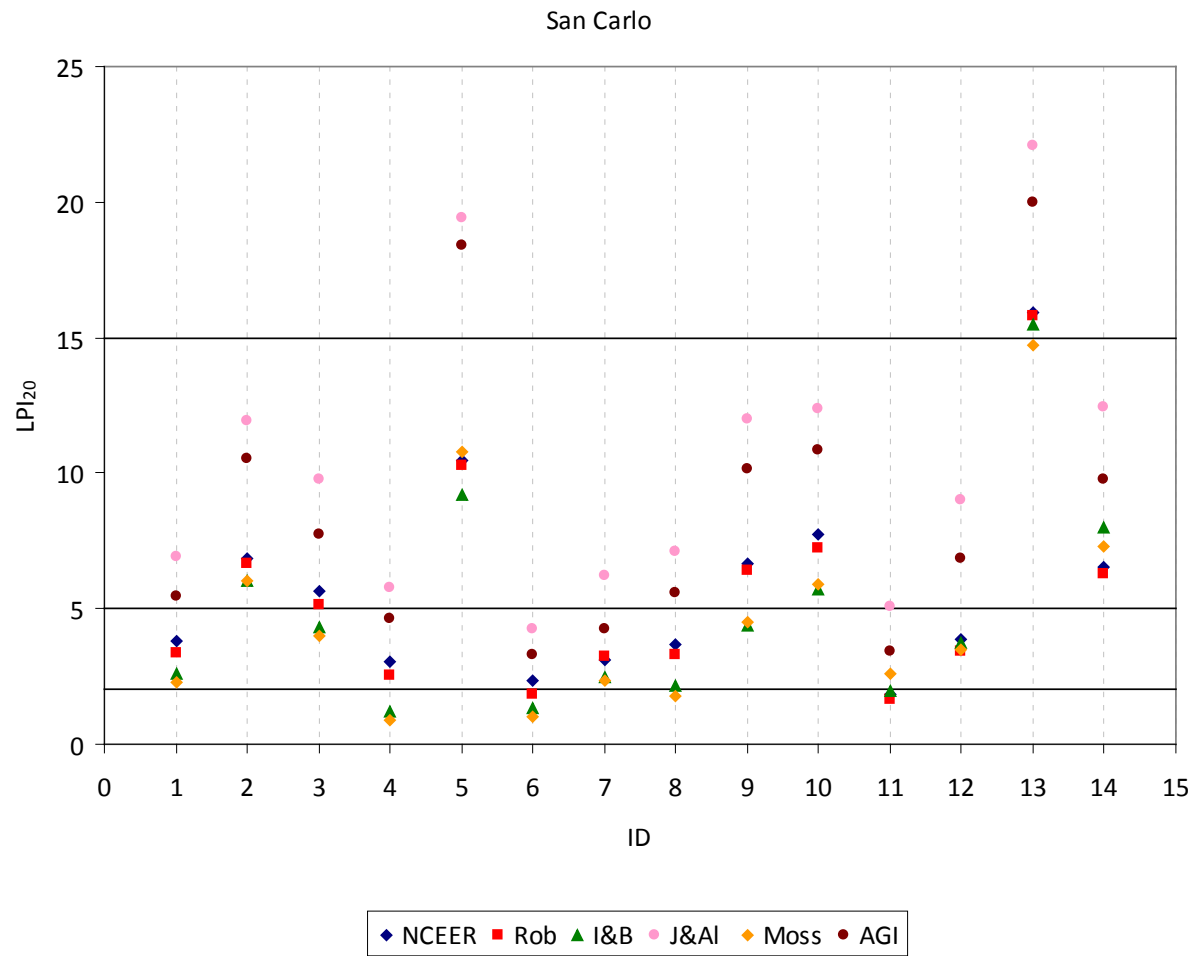
ID	ΣH_L (m)						max.	min.	media	dev. std.
	1 NCEER	2 Rob	3 I&B	4 J&AI	5 Moss	6 AGI				
1	3.46	3.46	3.36	3.70	3.06	3.46	3.70	3.06	3.42	0.21
2	5.04	4.90	5.06	5.32	4.94	5.06	5.32	4.90	5.05	0.15
3	3.94	4.06	3.94	4.44	3.94	3.94	4.44	3.94	4.04	0.20
4	2.96	2.94	2.96	3.14	2.46	2.96	3.14	2.46	2.90	0.23
5	6.48	6.42	7.04	6.90	6.36	7.08	7.08	6.36	6.71	0.33
6	2.54	2.48	2.64	2.70	2.02	2.56	2.70	2.02	2.49	0.24
7	2.40	3.26	2.38	3.16	2.40	2.40	3.26	2.38	2.67	0.42
8	3.78	3.70	3.62	3.90	3.18	3.78	3.90	3.18	3.66	0.25
9	4.98	4.92	5.04	5.12	4.92	5.04	5.12	4.92	5.00	0.08
10	5.08	5.10	5.14	5.28	5.14	5.10	5.28	5.08	5.14	0.07
11	2.63	2.42	3.12	2.50	2.93	2.93	3.12	2.42	2.75	0.28
12	4.70	4.60	4.71	3.33	4.10	4.70	4.71	3.33	4.36	0.56
13	5.86	6.05	5.87	6.26	5.88	5.87	6.26	5.86	5.96	0.16
14	4.33	4.39	5.77	3.66	5.09	5.77	5.77	3.66	4.84	0.85
max. =	6.48	6.42	7.04	6.90	6.36	7.08				
min. =	2.40	2.42	2.38	2.50	2.02	2.40				
media =	4.16	4.19	4.33	4.24	4.03	4.33				
dev. std. =	1.27	1.23	1.39	1.35	1.38	1.41				

Indice della probabilità di liquefazione con profondità critica 20 m

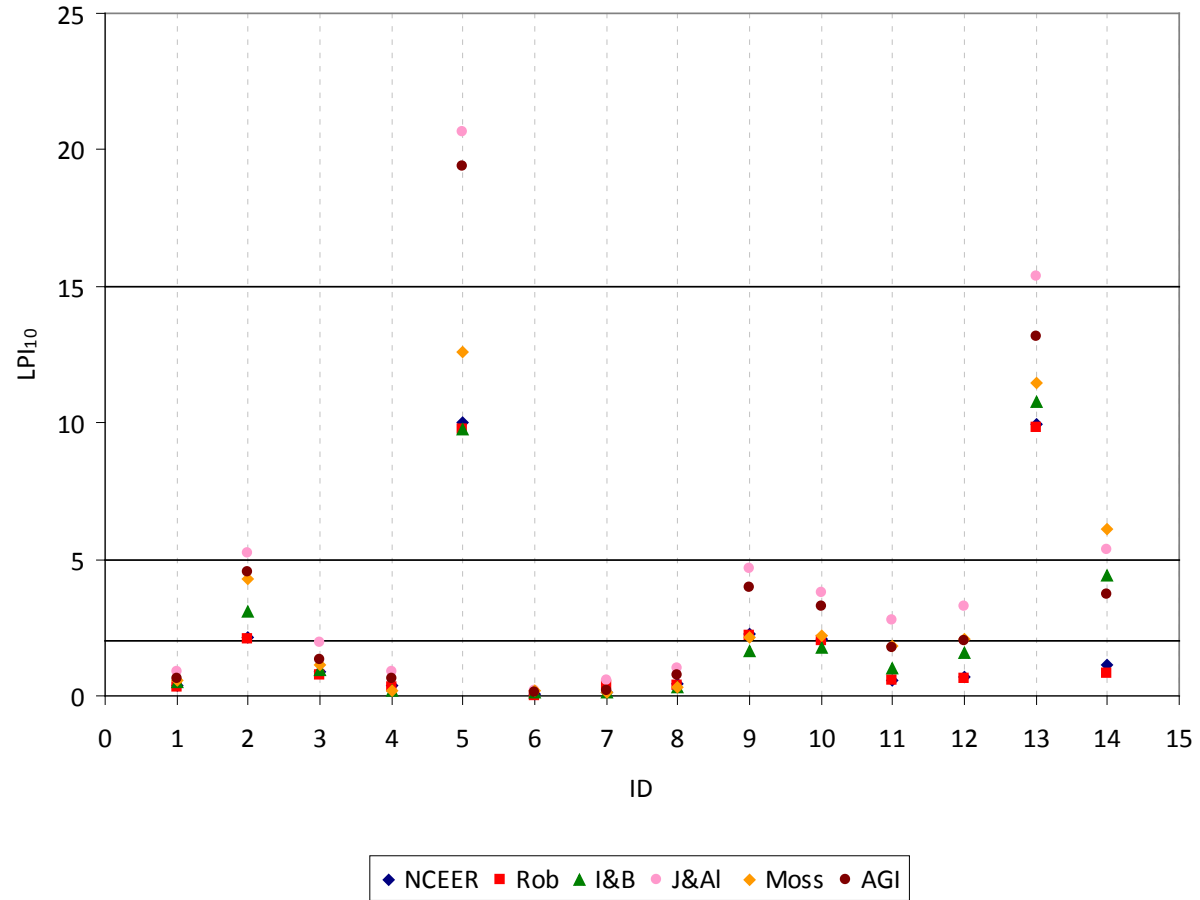
ID	LPbl ₂₀						max.	min.	media	dev. std.
	1	2	3	4	5	6				
	NCEER	Rob	I&B	J&AI	Moss	AGI				
1	11.25	10.33		10.35	10.54		11.25	10.33	10.62	0.43
2	17.82	17.18		17.67	23.14		23.14	17.18	18.95	2.81
3	14.56	14.07		14.48	18.25		18.25	14.07	15.34	1.95
4	10.09	9.38		8.70	5.23		10.09	5.23	8.35	2.16
5	28.61	28.12		28.39	38.28		38.28	28.12	30.85	4.96
6	7.71	6.84		6.41	5.98		7.71	5.98	6.74	0.74
7	8.43	9.34		9.23	10.46		10.46	8.43	9.37	0.83
8	11.94	11.09		10.69	11.42		11.94	10.69	11.28	0.53
9	19.05	18.78		17.72	23.40		23.40	17.72	19.74	2.51
10	19.63	19.01		18.16	25.41		25.41	18.16	20.55	3.29
11	5.77	5.20		7.89	14.85		14.85	5.20	8.43	4.43
12	14.21	12.90		13.73	15.88		15.88	12.90	14.18	1.26
13	30.00	30.42		30.26	34.98		34.98	30.00	31.41	2.39
14	15.31	14.95		18.24	26.56		26.56	14.95	18.76	5.40
max. =	30.00	30.42		30.26	38.28					
min. =	5.77	5.20		6.41	5.23					
media =	15.31	14.83		15.14	18.89					
dev. std.	7.26	7.41		7.27	10.19					

Indice della probabilità di liquefazione con profondità critica 20 m

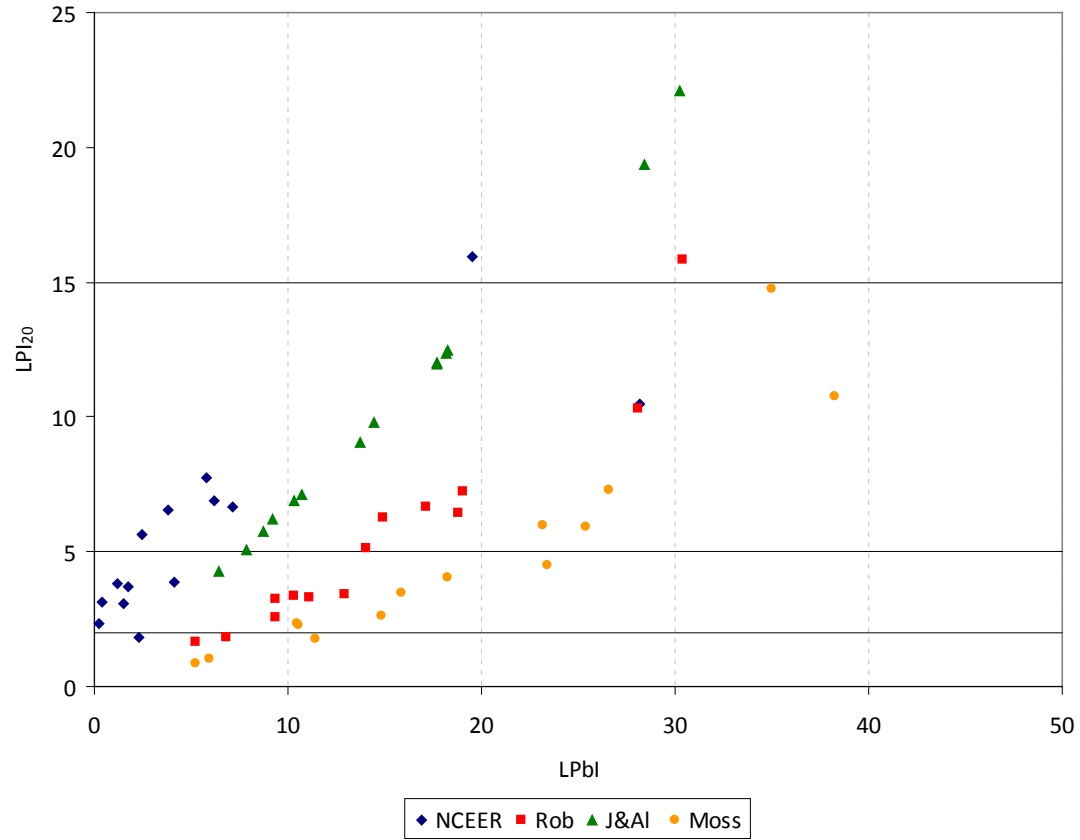
ID	LPbl ₁₀						max.	min.	media	dev. std.
	1 NCEER	2 Rob	3 I&B	4 J&AI	5 Moss	6 AGI				
1	1.22	0.88		1.39	1.99		1.99	0.88	1.37	0.46
2	6.15	5.56		7.89	14.35		14.35	5.56	8.49	4.03
3	2.44	2.26		2.95	3.34		3.34	2.26	2.75	0.49
4	1.47	1.35		1.37	0.94		1.47	0.94	1.28	0.23
5	28.18	27.55		30.29	44.37		44.37	27.55	32.60	7.93
6	0.27	0.14		0.27	0.82		0.82	0.14	0.37	0.31
7	0.38	1.06		0.84	0.49		1.06	0.38	0.69	0.32
8	1.72	1.51		1.56	1.70		1.72	1.51	1.62	0.10
9	7.14	7.05		6.92	10.64		10.64	6.92	7.94	1.80
10	5.80	5.65		5.60	8.41		8.41	5.60	6.37	1.37
11	2.29	2.07		4.45	11.04		11.04	2.07	4.96	4.19
12	4.13	3.54		5.06	7.90		7.90	3.54	5.16	1.93
13	19.56	20.15		21.32	24.68		24.68	19.56	21.43	2.29
14	3.78	3.05		8.14	22.53		22.53	3.05	9.37	9.06
max. =	28.18	27.55		30.29	44.37					
min. =	0.27	0.14		0.27	0.49					
media =	6.04	5.84		7.00	10.94					
dev. std.	8.03	8.02		8.57	12.41					



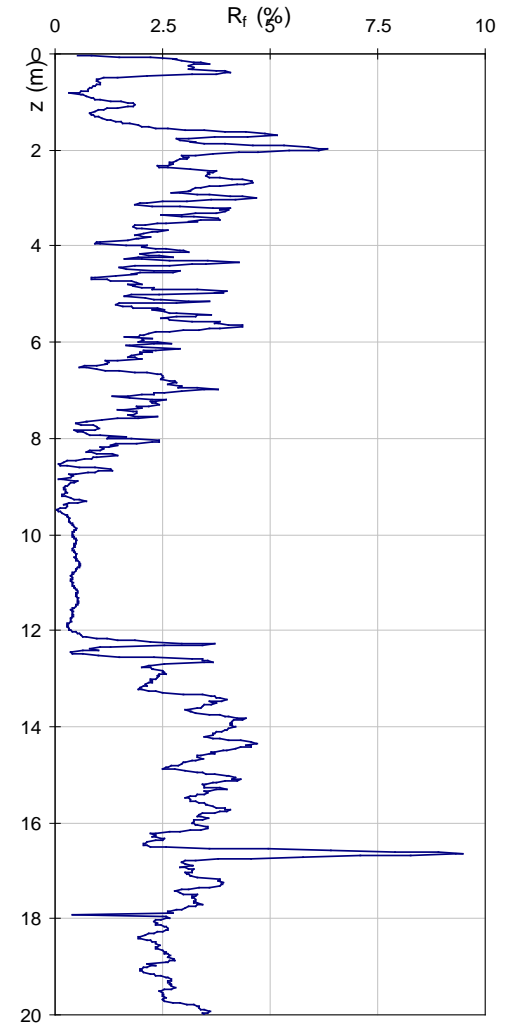
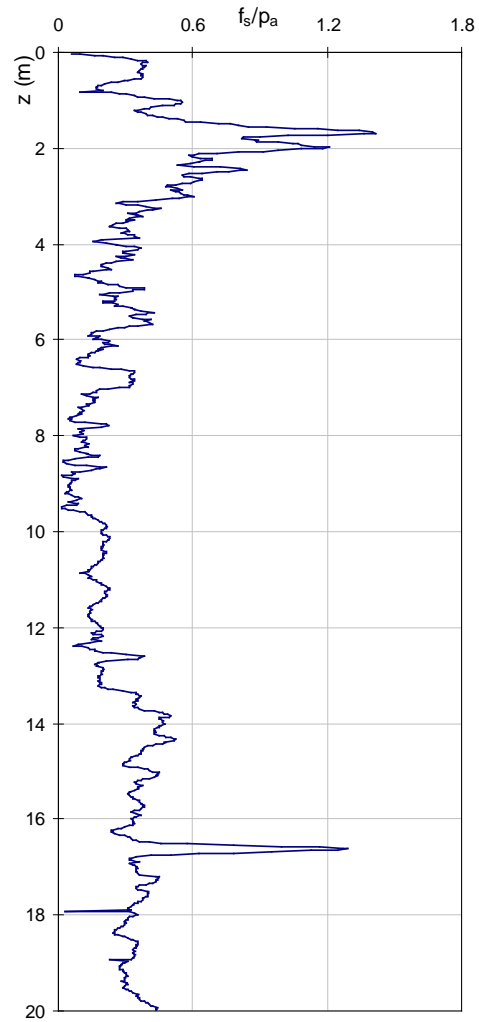
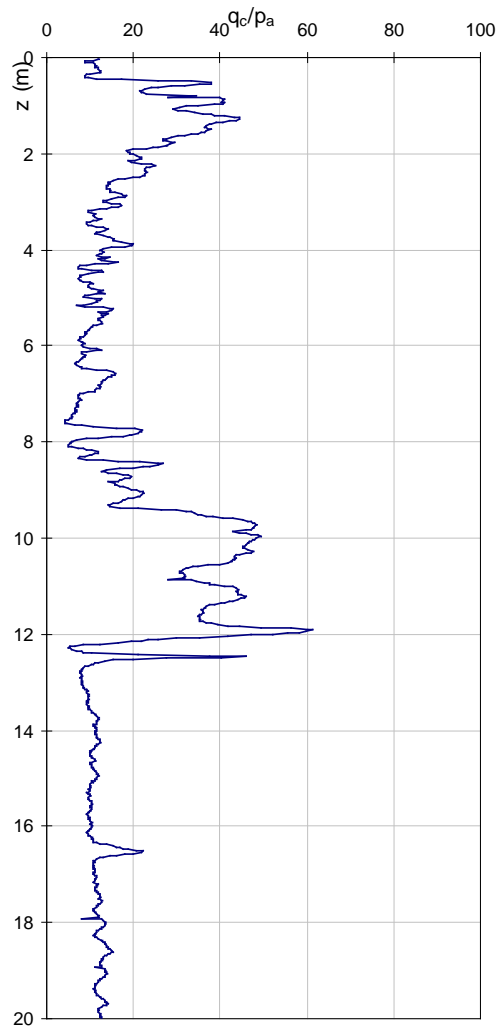
San Carlo

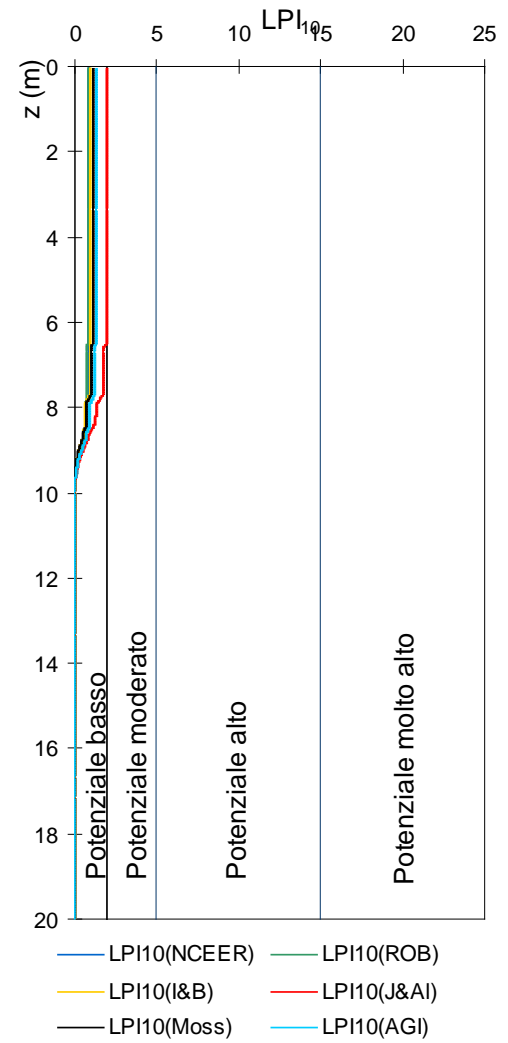
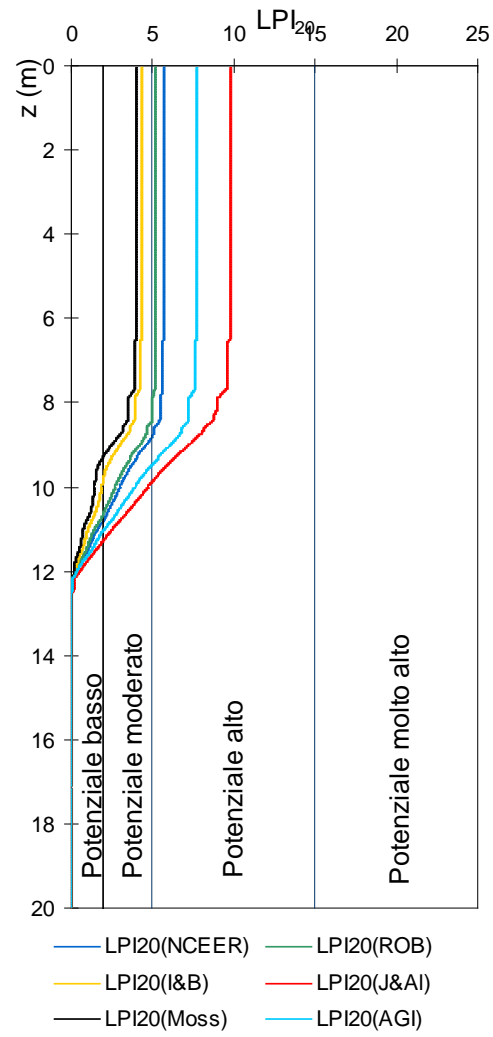
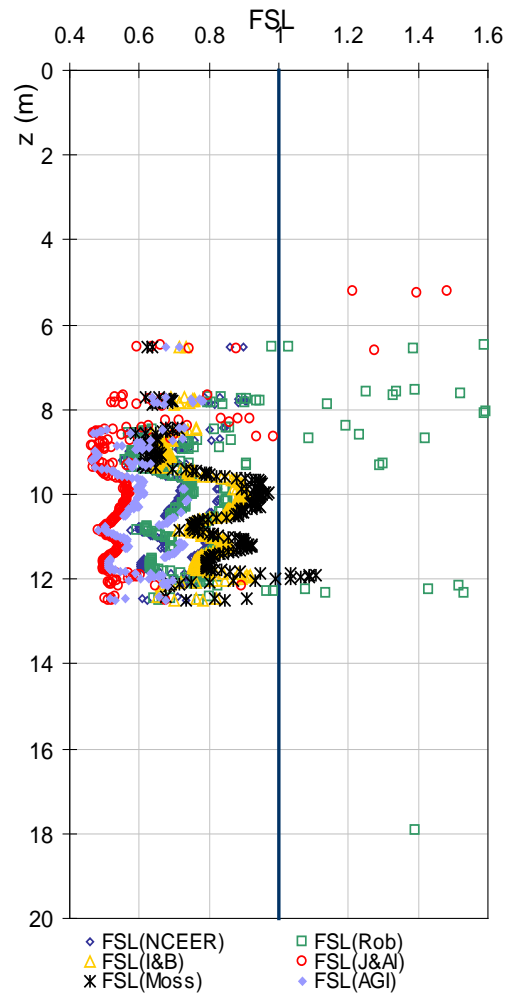


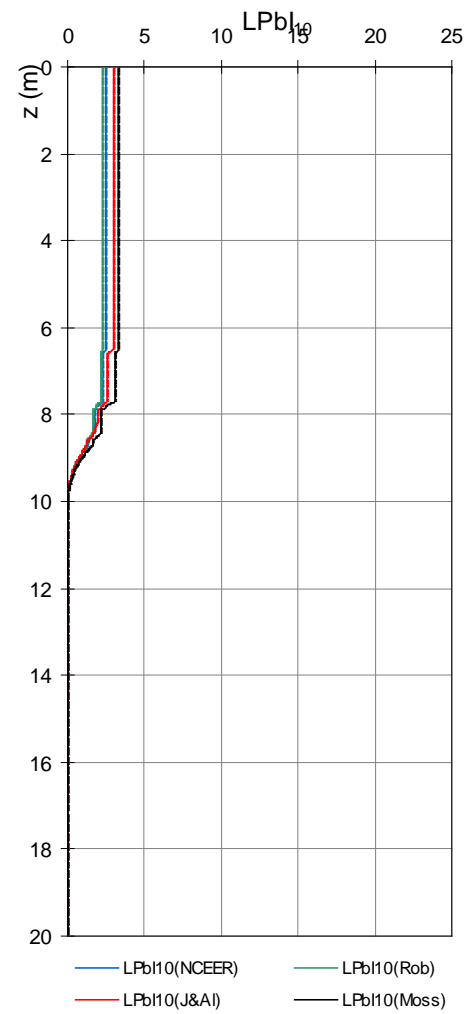
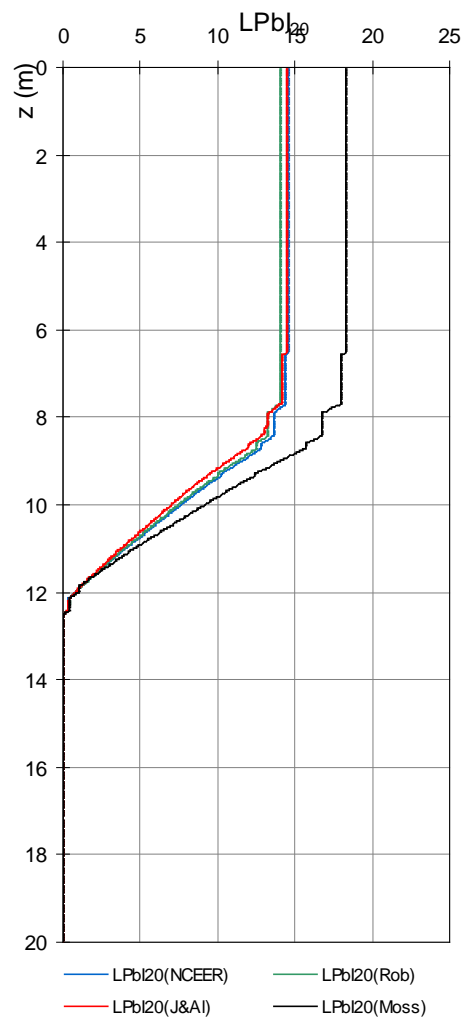
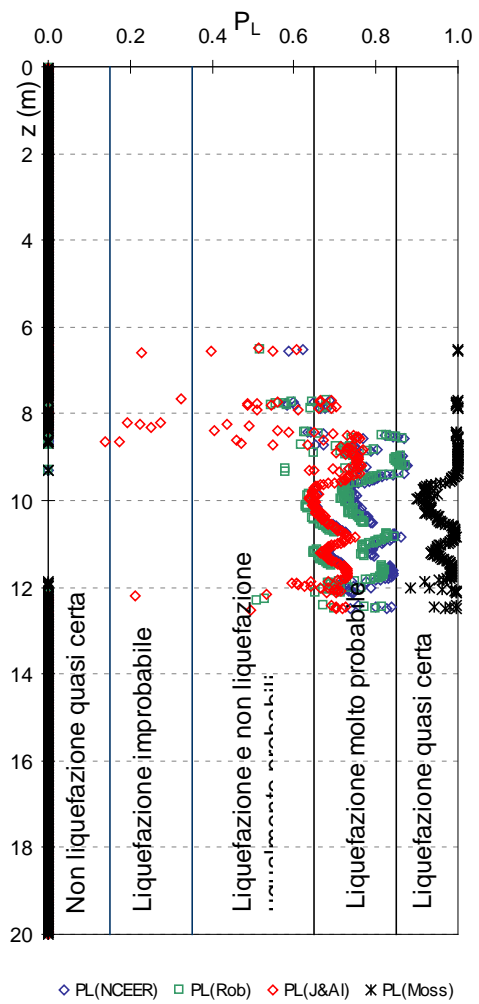
San Carlo

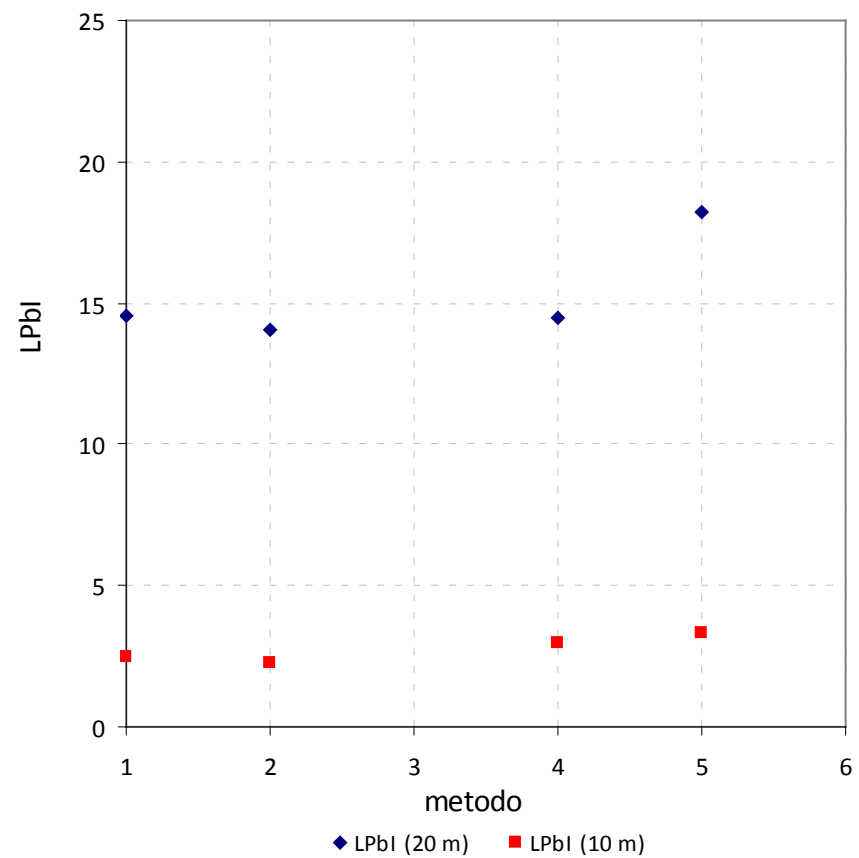
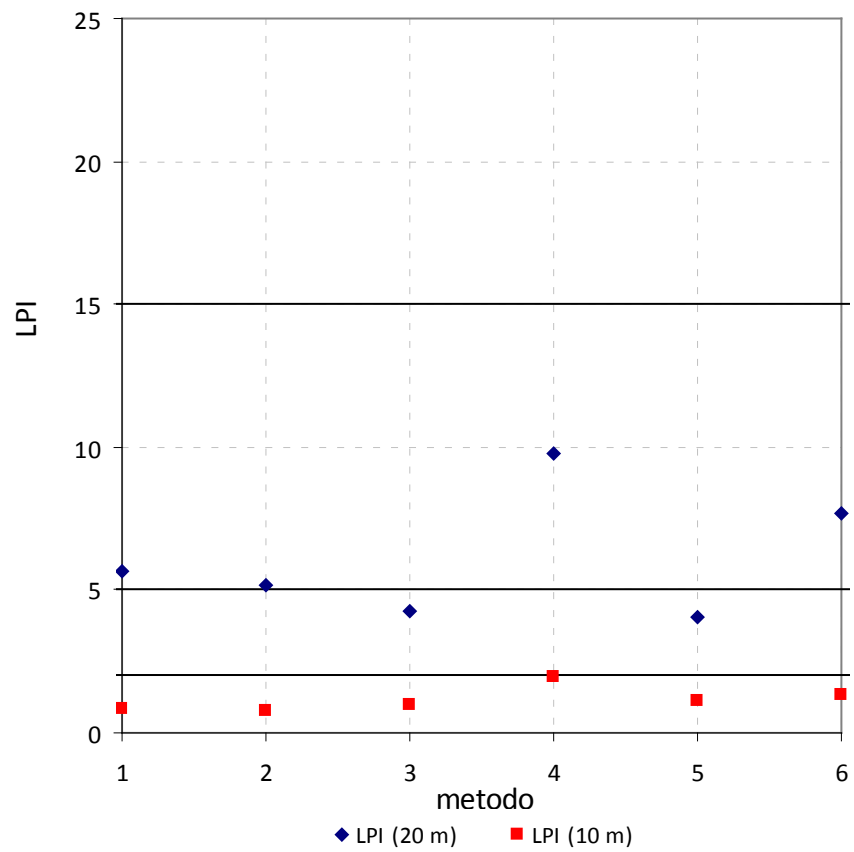


A titolo di esempio si riportano i grafici di sintesi per la prova CPTU3SC:









RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

- AGI, Associazione Geotecnica Italiana, 2005. *Aspetti geotecnici della progettazione in zona sismica. Linee Guida*. Pàtron Editore.
- Blake T.F. (1996) – Personal communication, reported in Youd et al. (2001)
- Boulanger R.W., Idriss I.M. (2004) - State normalization of penetration resistance and the effect of overburden stress on liquefaction resistance. *Proc., 11th International Conf. on Soil Dynamics and Earthquake Engineering and 3rd International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering*, Univ. of California, Berkeley, CA, 2004
- Cetin K.O., Seed R.B., Der Kiureghian A., Tokimatsu K., Harder L.F. Jr, Kayen R.E., Moss R.E.S. (2004) – Standard Penetration Test-based probabilistic and deterministic assessment of seismic soil liquefaction potential. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 130(12), 1314-1340
- Chen C.J. and 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 No. 97, ASCE, New York, 49–64.
- Facciorusso, J., Vannucchi, G., 2009. An Italian Example Of Large-Scale Regional Mapping Of Liquefaction Potential: Deterministic And Probabilistic Approach. *Italian Geotechnical Journal*, Vol. 2/09, pp. 34-57
- Golesorkhi R. (1989) – Factors influencing the computational determination of earthquake-induced shear stresses in sandy soils. *PhD Dissertation*, University of California at Berkeley
- Hynes M.E., Olsen R.S. (1999) – Influence of confining stress on liquefaction resistance. *Proc. Int. Workshop on Phys. And Mech. of Soil Liquefaction*, Balkema, Rotterdam, The Netherland, 145-152
- Idriss I.M. (1995) – Seed Memorial Lecture, University of California at Berkeley, reported in Youd et al (2001)
- Idriss I.M. (1999) – An update to the Seed-Idriss simplified procedure for evaluating liquefaction potential. *Proc. TRB Workshop on new approaches to liquefaction, Publ. No FHWA-RD-99-165, Federal Highway Administration*
- Idriss, I.M., Boulanger, R.W. (2008) - *Soil liquefaction during earthquakes*. Monograph MNO-12, Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, CA, 261 pp
- Ishihara K. (1985) – Stability of natural deposits during earthquakes. *Proc. of the 11th ICSMFE, San Francisco, 1:321-376*
- Iwasaki T., Tokida K., Tatsuoka F., Watanabe S., Yasuda S., Sato H. (1982) – Microzonation for soil liquefaction potential using simplified methods vol 3. *Proc. of the 3rd Int. Conf. on Microzonation, Seattle, pp. 1319-1330*
- Juang, C. H., Chen, C. J., Jiang, T. (2001) - Probabilistic framework for liquefaction potential by shear wave velocity." *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 127(8), 670–678.

- 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), 580–589.
- Juang C.H., Fanf, S.Y., Khor, E.H. (2006). First-order reliability method for probabilistic liquefaction triggering analysis using CPT. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 132(3), 337–350.
- Juang, C. H., Chen, C. J. (2008) - Calibration of Liquefaction Potential Index for Assessment and Mapping of Liquefaction Hazards. Part I – Development of CPTu-based model for liquefaction potential evaluation Annual Report 1/1/2007-12/31/2007 (USGS-07HQGR0053)
- Juang C.H., Ku C.S., Chen, C.C. (2010) - *Simplified model for evaluating soil liquefaction potential using CPTU*, 2nd International Symposium on Cone Penetration Testing, Huntington Beach, CA, USA
- 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), 389–411.
- Moss, R.E.S., Seed R.B., Kayen R.E., Stewart J.P., Der Kiureghian, Cetin, K.O., 2006. *CPT-based probabilistic and deterministic Assessment of in situ seismic soil liquefaction potential*. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 132, N.8, pp. 1032-1051
- Özocak A., Sert S. (2010) – Evaluation of liquefaction risk by a revised LPI approach. *Proc. of the 2nd Int. Symp. on Cone Penetration Testing*, Huntington Beach, CA, USA, May 2010
- Robertson P.K., and Wride C.E. (1998) - Evaluating cyclic liquefaction potential using the cone penetration test. *Can. Geotech. J.*, Ottawa, 35(3), 442–459
- Robertson P.K., Cabal K.L. (2010) – Estimating soil unit weight from CPT. *Proc. of the 2nd Int. Symposium on Cone Penetration Testing*, Huntington Beach, CA, USA, May 2010
- Sonmez H. (2003) – Modification to the liquefaction potential index and liquefaction susceptibility mapping for a liquefaction-prone area (Inegol-Turkey). *Environ. Geology* 44(7): 862-871
- 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., 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.