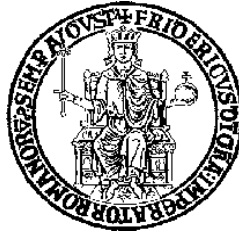


Università degli Studi di Napoli Federico II

Scuola Politecnica e delle Scienze di Base



DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CIVILE, EDILE E
AMBIENTALE

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria per l'Ambiente e il
Territorio

ABSTRACT TESI DI LAUREA

*Analisi numeriche della suscettibilità alla
liquefazione di sabbie sciolte con un modello
costitutivo avanzato*

Relatori

Ch.mo Prof. Ing. Alessandro Flora

Ch.mo Prof. Ing. Emilio Bilotta

Candidata

Amanzia Vozza

Matr.M67/281

Correlatore

Ing. Gianluca Fasano

Anno Accademico 2016/2017

1. Introduzione

Il presente lavoro di tesi si pone l'obiettivo di valutare la capacità di un modello costitutivo avanzato, UBCSAND, di prevedere il fenomeno della liquefazione. In particolare, il modello è stato implementato nel codice di calcolo numerico agli elementi finiti più utilizzato in ambito geotecnico, PLAXIS 2D, per poter calibrare i suoi parametri e per eseguire analisi numeriche dinamiche al fine di studiare il comportamento di un terreno suscettibile alla liquefazione in risposta ad una sollecitazione dinamica e ciclica e di valutare gli effetti indotti dalla liquefazione al variare della distanza dall'epicentro.

La liquefazione interessa i terreni superficiali a grana grossa incoerenti, come le sabbie, saturi e con un basso stato di addensamento. Il fenomeno si innesca in seguito ad una sollecitazione dinamica e ciclica, come il sisma, che instaura condizioni di drenaggio impedito le quali inducono l'accumulo di sovrappressioni neutre Δu positive. Quando l'entità delle sovrappressioni neutre è tale da eguagliare le tensioni efficaci litostatiche σ'_{v0} si ha la perdita di resistenza a taglio e di rigidità. Il terreno passa transitoriamente dallo stato solido a quello liquido.

Nel mondo gli effetti più devastanti indotti dal fenomeno della liquefazione si sono osservati in Paesi caratterizzati da un'elevata sismicità come il Giappone e la Nuova Zelanda. Il fenomeno della liquefazione è divenuto di grande attualità anche in Italia in occasione dei recenti eventi sismici che hanno colpito la regione Emilia Romagna. In particolare si ritiene che l'evento sismico del 20 Maggio del 2012 sia il fattore scatenante dei diffusi ed intensi fenomeni di liquefazione osservati. Per questo motivo che l'Emilia Romagna è stato selezionato come sito per l'allestimento del campo prove per il progetto europeo LIQUEFACT che si occupa della "Valutazione e mitigazione del rischio di liquefazione in Europa" in cui è coinvolta l'Università degli Studi di Napoli Federico II.

In questo contesto è stato scelto il materiale oggetto di studio che è la sabbia limosa prelevata da Sant'Agostino (FE), sito in cui si sono osservati i fenomeni di liquefazione provocati dall'evento sismico del 20 Maggio 2012. Il materiale è stato caratterizzato presso il Laboratorio di Geotecnica dell'Università Federico II. Sono state ricavate la curva granulometrica (Figura 1.1) e la curva di resistenza ciclica (Figura 1.2). In Tabella 1.1 sono riportate le proprietà intrinseche del materiale.

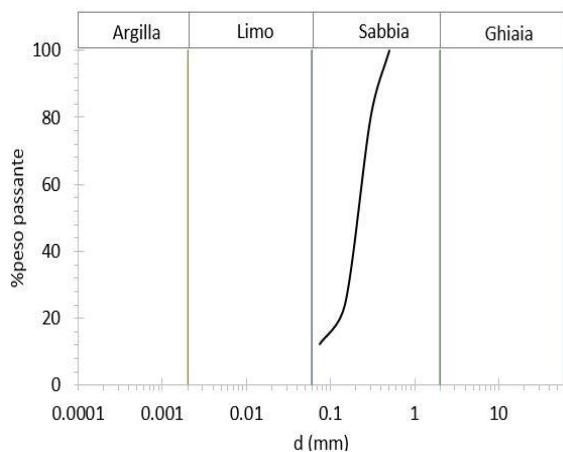


Fig.1.1 – Curva granulometrica

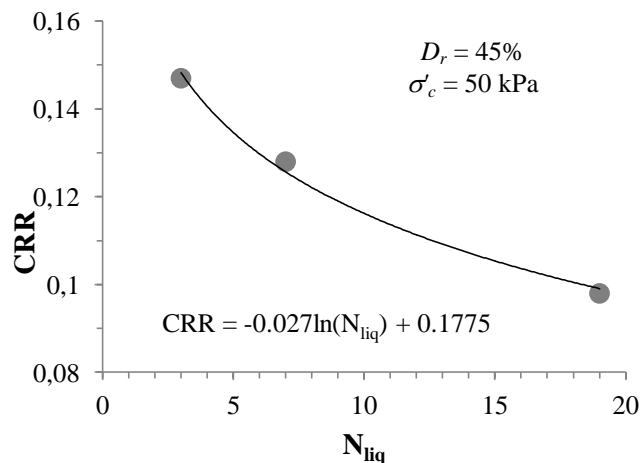


Fig.1.2. – Curva di resistenza ciclica.

Tab.1.1 – Proprietà intrinseche del materiale.

G_s	2.674
U_c	4.60
e_{max}	1.013
e_{min}	0.370

L'evento sismico a cui si fa riferimento per la calibrazione del modello e per la successiva esecuzione delle analisi numeriche è quello del 20 Maggio 2012 02:50:03 (UTC) di magnitudo momento M_W di 6.1 durante il quale è stato registrato l'accelerogramma caratterizzato da un'accelerazione orizzontale massima (PGA) di 0.262 g.

2. Il modello costitutivo avanzato UBCSAND: calibrazione

Il modello costitutivo utilizzato in questo studio è l'UBCSAND che è un modello elasto-plastico non lineare adatto per lo studio del comportamento dei terreni suscettibili alla liquefazione. Rispetto ai modelli costitutivi convenzionali, l'UBCSAND permette di tenere conto della graduale perdita della resistenza del terreno come conseguenza dell'insorgere delle sovrappressioni neutre dell'acqua nei pori ed è in grado di modellare il comportamento del terreno come elasto-plastico in fase di scarico.

Inoltre questo modello prevede due superfici di snervamento per modellare il comportamento ciclico dei terreni:

- la superficie di snervamento primaria a cui è associata una legge di incrudimento isotropo;

- la superficie di snervamento secondaria a cui è associata una legge di incrudimento cinematico che permette di modellare il fatto che all'aumentare del numero di cicli ad ampiezza costante di deformazione distorsionale si ha una riduzione di volume ed un aumento della rigidezza (addensamento del terreno).

Il modello permette di modellare anche il comportamento post-liquefazione del terreno.

I parametri di ingresso del modello sono riportati in Figura 2.1.

Name	Symbol	Unit	Method
Constant volume friction angle	ϕ_{cv}	(°)	CD TxC or DSS
Peak friction angle	ϕ_p	(°)	CD TxC or DSS
Cohesion	c	kPa	CD TxC or DSS
Elastic Shear Modulus	K_G^e	-	Curve Fit
Elastic Plastic Modulus	K_G^p	-	Curve Fit
Elastic Bulk Modulus	K_B^e	-	Curve Fit
Elastic Shear Modulus Index	ne	-	Curve Fit
Elastic Bulk Modulus Index	me	-	Curve Fit
Plastic Shear Modulus Index	np	-	Curve Fit
Failure Ratio	R_f	-	Curve Fit
Atmospheric Pressure	P_A	kPa	Standard Value
Tension Cut-off	σ_t	kPa	-
Densification Factor	fac_{hard}	-	Curve Fitting
SPT value	$N_{1(60)}$	-	In-Situ Testing
Post Liquefaction Factor	fac_{post}	-	Curve Fitting

Fig.2.1 – Parametri di ingresso del modello UBCSAND.

I parametri del modello sono calibrati sulla base delle proprietà del materiale esaminato. Alcuni dei parametri hanno un significato fisico mentre altri sono parametri di adattamento poiché si possono individuare dall'adattamento delle curve sperimentali.

Per individuare tutti i parametri del modello non è possibile adoperare uno stesso metodo, ma ne servono di diversi. Alcuni parametri assumono valori standard come la pressione atmosferica P_A , gli indici me , ne e np e il parametro fac_{post} mentre i parametri meccanici del materiale si ricavano dalle prove triassiali drenate.

I restanti parametri sono individuati a partire dalle correlazioni semi-empiriche di Dashti e Bray (2013) che sono funzione del numero di colpi normalizzato rispetto allo stato tensionale ed all'energia $(N_1)_{60}$

$$K_G^e = 21.7 \cdot 15 \cdot (N_{1,60})^{0.333} \quad (2.1)$$

$$K_G^p = K_G^e \cdot (N_{1,60})^2 \cdot 0.003 + 100 \quad (2.2)$$

$$K_B^e = \frac{2(1+\nu)}{3(1-2\nu)} K_G^e \quad (2.3)$$

$$R_f = 1 - \frac{N_{1,60}}{100} \quad (2.4)$$

$$\varphi_p = \varphi_{cv} + \frac{N_{1,60}}{5} \quad (2.5)$$

Per utilizzare queste correlazioni è necessario stimare il parametro $(N_1)_{60}$ a partire dalla formula di Meyerhof (1957)

$$(N_1)_{60} = C_d \cdot D_r^2 \quad (2.6)$$

Con i valori dei parametri che si sono così individuati si effettuano, con il componente *Soil Test* di PLAXIS 2D, le simulazioni numeriche delle prove di laboratorio di cui si dispone, ovvero le prove triassiali cicliche non drenate condotte su provini preparati alla densità relativa del 45%. I risultati di queste prove sono ricondotti a quelli ottenibili da prove cicliche di taglio semplice non drenate tramite la relazione di Castro (1975). I dati relativi alle prove di laboratorio sono riportati nella Tabella 2.1.

Tab.2.1 – Dati delle prove di laboratorio.

	<i>Nome</i>	<i>N_{liq}</i>	<i>CRR_{TX}</i>	<i>CRR_{SS}</i>
<i>Dr = 45%</i>	SA1	3	0.147	0.105
<i>p' = 50 kPa</i>	SA2	7	0.128	0.091
<i>σ'v = 81 kPa</i>	SA3	19	0.098	0.069

La grandezza di interesse per la liquefazione è il rapporto di sovrappressioni neutre R_u che è dato da

$$R_u = \frac{\Delta u}{\sigma'_c} \quad (2.7)$$

dove Δu sono le sovrappressioni neutre indotte dalla sollecitazione dinamica e σ'_c è la tensione efficace alla quale il provino è consolidato. Si assume che il provino liquefa quando R_u è pari a 0.90.

Tenendo conto di ciò dalle simulazioni numeriche si estrapolano i diagrammi $(R_u - N_{liq})$ e si confrontano con quelli sperimentali. Nella Figura 2.2, a titolo di esempio, si riportano le curve $(R_u - N_{liq})$ numerica e sperimentale della prova SA2.

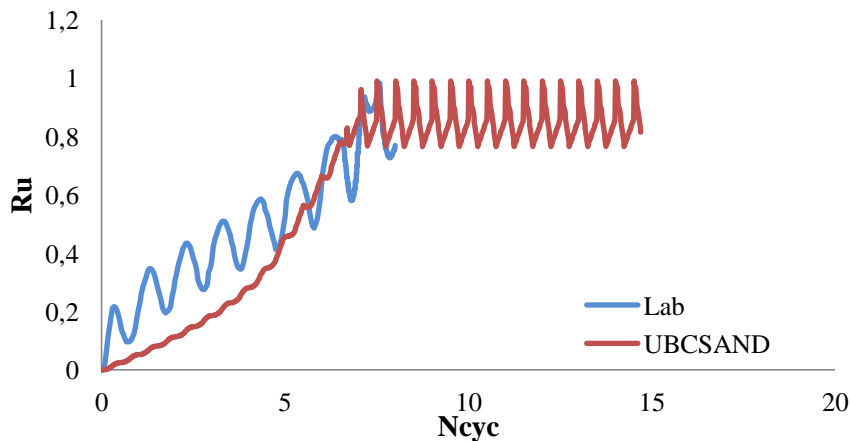


Fig.2.2 –Risultati numerico e sperimentale della prova SA2.

Dalle simulazioni numeriche si è dedotto un aspetto che non è descritto dal modello, ovvero che il parametro fac_{hard} dipende dal livello di sollecitazione. Infatti per i tre livelli di sollecitazione indagati si è ottenuta la migliore simulazione con tre valori diversi di fac_{hard} . Questo è un limite strutturale del modello in quanto il parametro non identifica il materiale ma va adattato a seconda della sollecitazione. A partire da ciò, dopo ripetute simulazioni numeriche, si è individuata la legge di calibrazione (fac_{hard} - N_{liq}) secondo cui uno stesso materiale con lo stesso modello costitutivo è caratterizzato da un valore di fac_{hard} diverso in funzione della sollecitazione a cui è sottoposto (Figura 2.3).

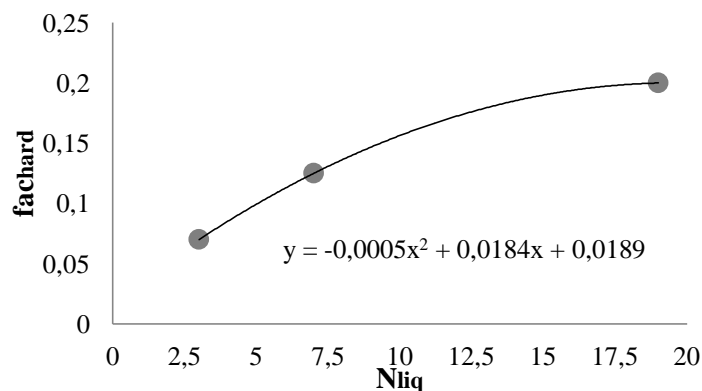


Fig.2.3 –Legge di calibrazione (fac_{hard} - N_{liq}).

Sulla base della correlazione di Idriss (1999) tra la magnitudo e il numero equivalenti di cicli ad ampiezza costante è possibile risalire dalla magnitudo momento M_w di 6.1 dell'evento sismico di riferimento al corrispondente numero equivalenti di cicli N_{eq} di 5.5 e dunque, tramite la legge di calibrazione, si è individuato il valore di fac_{hard} da utilizzare nelle nostre applicazioni. Alla fine del processo di calibrazione si ottengono i parametri del modello riportati in Tabella 2.2.

Tab.2.2 – Parametri del modello.

φ_{cv} [°]	35.00	me	0.5
φ_p [°]	36.76	ne	0.5
c [kPa]	0.00	np	0.4
$(N_1)_{60}$	8.80	R_f	0.91
K_G^e	671.5	P_A [kPa]	100
K_G^p	256.0	fac_{hard}	0.10
K_B^e	447.7	fac_{post}	0.01

3. Analisi numeriche dinamiche

Per poter effettuare le analisi agli elementi finiti è necessario costruire un modello geometrico bidimensionale. Nel nostro caso per effettuare un'analisi semplificata si è costruita una colonna stratigrafica di terreno omogeneo di spessore 20 m a cui si sono assegnati le proprietà del materiale e i parametri del modello costitutivo UBCSAND.

Con l'analisi dinamica si vuole simulare la propagazione verticale monodimensionale delle onde sismiche. Alla base della colonna si è applicato il carico dinamico che è l'accelerogramma dell'evento sismico di riferimento definito precedentemente.

Sono state condotte una serie di analisi dinamiche ad ampiezza massima variabile per comprendere per una data magnitudo come variano gli effetti all'aumentare della distanza dall'epicentro. Le ampiezze di carico sono state scelte tenendo conto della distanza dall'epicentro ricavata attraverso la legge di attenuazione di Bindi et al. (2011). Gli accelerogrammi relativi alle varie ampiezze di carico si sono ottenuti scalando l'accelerogramma di riferimento tramite il moltiplicatore dinamico $u_{x,start,ref}$. Nella Tabella 3.1 sono riportati i dati relativi alle analisi dinamiche effettuate.

Tab.3.1 – a_{max} indagate e i relativi valori di distanza R_E e di $u_{x,start,ref}$

NOME	$a_{max,bed}$ [cm/s ²]	$u_{x,start,ref}$	$a_{max,nc}$ [cm/s ²]	R_E [km]
a_0	257.2	1.00	191.3	4.01
a_1	10.00	0.039	60.00	105.80
a_2	50.00	0.194	209.2	38.00
a_3	112.0	0.438	346.8	20.50
a_4	150.0	0.583	285.5	16.10
a_5	200.0	0.778	210.6	11.40

Per ciascuna analisi si è estrapolato il profilo ($R_u - z$). Si osserva che quando l'accelerazione è bassa aumentano le sovrappressioni neutre, quindi si riducono le tensioni efficaci e la rigidezza ma il terreno non è andato ancora in crisi. Quando l'accelerazione aumenta subito i terreni più superficiali liquefanno mentre quelli più profondi risentono di una riduzione del margine di sicurezza. E' molto interessante osservare che all'aumentare dell'accelerazione lo spessore che va a liquefazione resta costante, mentre si modifica lo stato tensionale efficace nei terreni che non hanno ancora liquefatto.

Si riportano nella Figura 3.1 i risultati i profili ($R_u - z$).

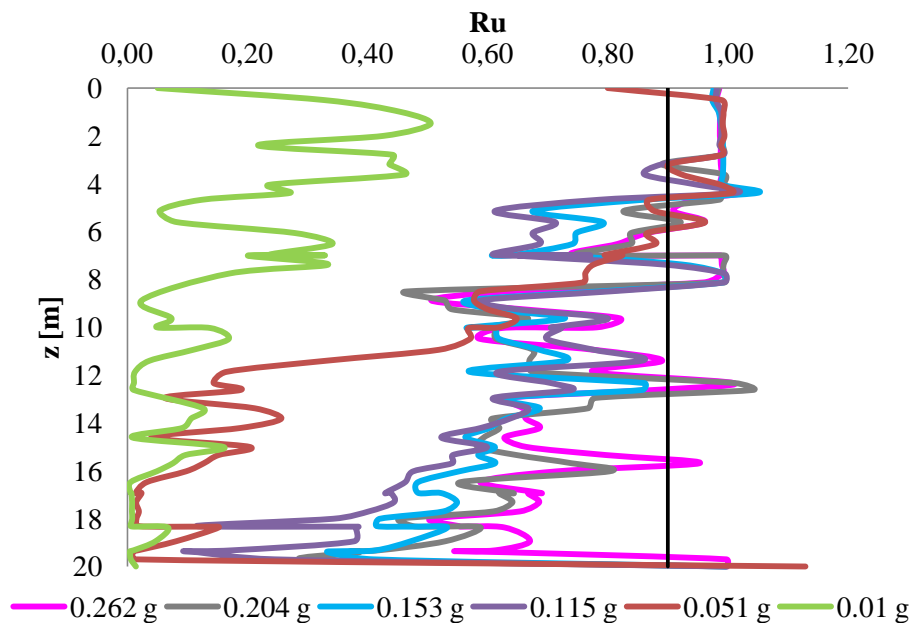


Fig.3.1 – Profili ($R_u - z$) al variare dell'ampiezza massima di carico.

Per avere un senso globale della sicurezza alla liquefazione del sito è possibile calcolare un indice sintetico, l'indice del potenziale di liquefazione di Iwasaki. A tal fine è necessario calcolare il fattore di sicurezza puntuale F_L . E' possibile calcolarlo

- analiticamente

$$F_L = \frac{CRR}{CSR_{MW=7.5}}$$

- numericamente dalla legge di Iwasaki et al. (1984): $F_L = (R_u)^b$ con b pari a -0.221.

L'indice del potenziale di liquefazione è definito attraverso la relazione

$$I_L = \int_0^{20\text{ m}} F(z) \cdot w(z) \cdot dz \quad \text{con} \quad w(z) = 10 - 0.5z; \quad F(z) = \max \left\{ \begin{matrix} 1 - F_L \\ 0 \end{matrix} \right.$$

Più è alto il valore dell'indice I_L tanto maggiore è il rischio a cui è soggetto il terreno. L'indice del potenziale di liquefazione, calcolato a partire dal fattore di sicurezza calcolato

analiticamente, è diagrammato in funzione dell'accelerazione massima al piano campagna (Figura 3.2). Si osserva che l'indice I_L aumenta in maniera lineare, ciò vuol dire che lo spessore di terreno che liquefa è sempre più grande. Ma ciò non rispecchia la variabilità dei profili ($R_u - z$) ottenuti numericamente, secondo cui lo spessore che liquefa resta costante.

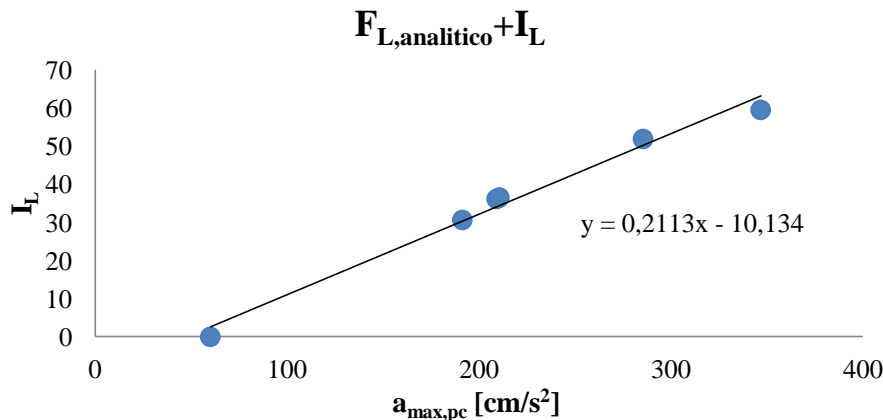


Fig.3.2 – Andamento I_L in funzione dell'accelerazione orizzontale massima al piano campagna.

Dunque si è pensato di modificare l'indice I_L considerando, tramite la funzione $F(z)$, le porzioni di terreno che hanno F_L inferiori a due, anziché inferiori all'unità, per tenere conto anche delle porzioni di terreno che non hanno ancora liquefatto ma che potrebbero essere già in crisi per resistenza a taglio per la presenza di edifici sovrastanti ed introducendo il parametro $A(I)$ i cui valori sono stati calibrati per tener conto del fatto che le porzioni di terreno che hanno un F_L prossimo all'unità sono più suscettibili alla liquefazione rispetto a quelle che hanno un F_L prossimo a due. Si è così introdotto l'indice AGA che è definito come segue

$$AGA = \int_0^{20m} F(z) \cdot A(I) \cdot w(z) \cdot dz$$

$$F(z) = \max \left\{ \begin{array}{l} 2 - F_L \\ 0 \end{array} \right.$$

$$w(z) = 10 - 0.5z$$

Tab.3.2 – Valori assunti dal parametro $A(I)$.

Intervalli (I)	Pesi	$A(I)$
$1 < F_L \leq 1.25$	0.95	0.95
$1.25 < F_L \leq 1.50$	0.85	1.13
$1.50 < F_L \leq 1.75$	0.75	1.50
$1.75 < F_L \leq 2$	0.50	2.00

In questo modo si ha un indice che tiene conto anche di altri fattori e non solo della liquefazione. Sia se F_L è valutato analiticamente che numericamente, l'indice AGA riproduce la variabilità dei profili ($R_u - z$) ottenuti numericamente (Figura 3.3). Inoltre, si osserva che in entrambi i casi l'indice presenta lo stesso andamento. Ciò è stato provato eseguendo ulteriori analisi numeriche variando la densità relativa del materiale.

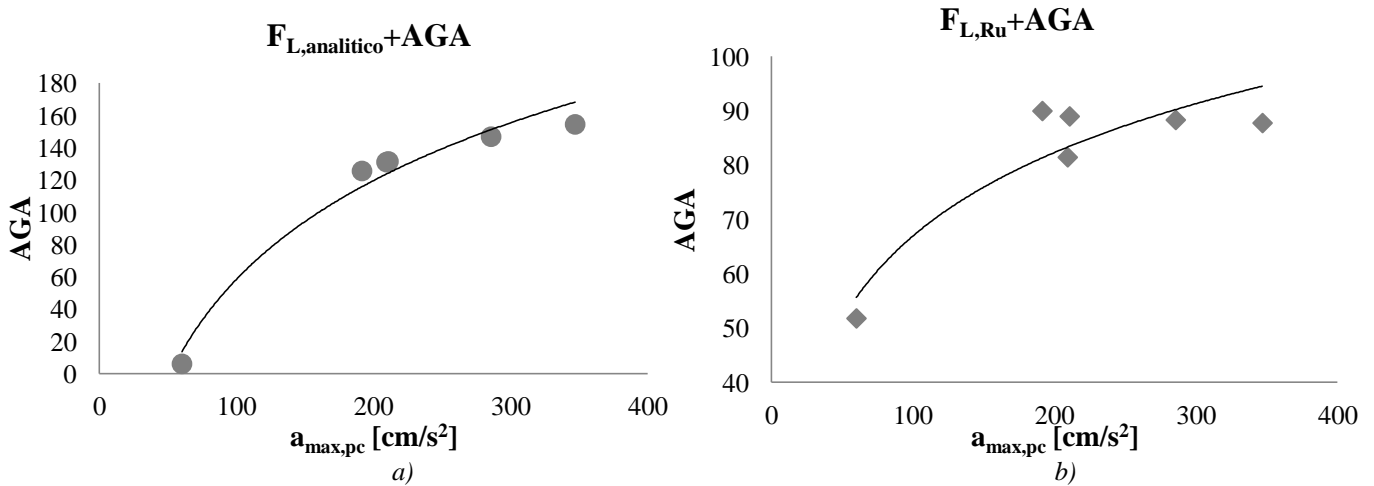


Fig.3.3 – Andamento di AGA in funzione dell'accelerazione orizzontale massima al piano campagna: calcolato da F_L a) analitico e b) numerico.

Nonostante l'indice AGA tenga conto anche delle porzioni di terreno che non hanno ancora liquefatto, per dare dei livelli di rischio si sono individuati dei valori di AGA a cui si sono associati spessori equivalenti di terreno che liquefanno. Ciascun spessore equivalente di terreno che liquefa tiene conto dell'entità dello spessore che effettivamente liquefa e del margine di sicurezza relativo al terreno che ancora non ha liquefatto.

4. Conclusioni

La variabilità dei profili ($R_u - z$) con l'ampiezza massima di carico è riprodotta dall'indice AGA indipendentemente dal modo in cui è calcolato il fattore di sicurezza F_L .

Il risultato importante è che l'utilizzo dell'indice AGA permette di svincolarci, in prima istanza, dall'effettuare analisi numeriche agli elementi finiti per la valutazione della suscettibilità alla liquefazione. In studi futuri si può pensare di approfondire la definizione di questo indice, in particolare verificandone i valori limite anche sulla base di casi studio di siti interessati o meno dal fenomeno della liquefazione.

A partire dai valori assunti dall'indice AGA si evince che gli effetti indotti dal fenomeno della liquefazione interessano anche terreni distanti alcune decine di chilometri dall'epicentro. In tale raggio d'azione, per il terreno in esame, risulta che il rischio di liquefazione è pressoché costante.

Per quanto riguarda il modello costitutivo avanzato UBCSAND si è rilevata la sua capacità di riprodurre l'accumulo delle pressioni neutre durante la fase ciclica. Tuttavia si è riscontrato un limite nel processo di calibrazione che non è stato ancora definito in maniera accurata e che comunque dipende dall'esecuzione di prove cicliche di laboratorio.