



**ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ**  
ΣΧΟΛΗ ΠΟΛΙΤΙΚΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ  
ΤΟΜΕΑΣ ΓΕΩΤΕΧΝΙΚΗΣ

# "Επανεξέταση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης σε σεισμό"

ΔΙΠΛΩΜΑΤΙΚΗ ΕΡΓΑΣΙΑ

**Βασιλική Ζωντανού - Χαρίκλεια Καλογεράκη**

Επιβλέπων: Γεώργιος Δ. Μπουκοβάλας, Καθηγητής ΕΜΠ

**"Re-evaluation of the factor  
of safety against seismic liquefaction"**

DIPLOMA THESIS

**Vasiliki Zontanou - Chariklia Kalogeraki**

Supervisor: **George D. Bouckovalas**, Professor NTUA

ΑΘΗΝΑ - ΟΚΤΩΒΡΙΟΣ 2014 / ATHENS - OCTOBER 2014

## Ευχαριστίες

---

Με την διπλωματική αυτή εργασία κλείνει ένας ολόκληρος κύκλος της ζωής μας έπειτα από πέντε χρόνια στη Σχολή Πολιτικών Μηχανικών του ΕΜΠ. Είναι κι αυτός ένας λόγος που την κάνει τόσο σημαντική για εμάς και μας υπαγορεύει να ευχαριστήσουμε όλους όσους συνετέλεσαν στην επιτυχή ολοκλήρωση της.

Αρχικά, θα θέλαμε να ευχαριστήσουμε τον δάσκαλο μας κ. Γιώργο Δ. Μπουκοβάλα. Ήδη από τα προπτυχιακά μας μαθήματα είχαμε θαυμάσει τον τρόπο του και την ικανότητά του να διδάσκει απλοποιώντας ακόμα και τις πιο δύσκολες έννοιες, κάτι που θυμηθήκαμε με συγκίνηση πριν μερικές εβδομάδες μπαίνοντας ξανά στην αίθουσα για να παρακολουθήσουμε το μάθημα του Μεταπτυχιακού (τώρα πια) προγράμματος της Σχολής. Σε όλες τις δύσκολες στιγμές, όταν τα δεδομένα και τα αποτελέσματα φαίνονταν στο μυαλό μας ασύνδετα και ίσως χαοτικά, με μια του φράση - «δοκιμάστε να κάνετε αυτή την ομαδοποίηση ή αυτό το διάγραμμα...» - μας έδειχνε το δρόμο για να βρούμε την άκρη του νήματος. Επίσης τον ευχαριστούμε για τον τρόπο που μας αντιμετώπισε, δίνοντάς μας την ευκαιρία να συμμετάσχουμε σαν ισάξια μέλη σε συναντήσεις με όλη την ερευνητική ομάδα για θέματα που άπτονταν του αντικειμένου, λύνοντας έπειτα απορίες και ζητώντας την γνώμη μας. Όντας πάντα ενθαρρυντικός προσπάθησε να μας δείξει τον τρόπο με τον οποίο πραγματοποιείται η επιστημονική έρευνα και δεν μπορούμε να παραλείψουμε ότι πολλές φορές με τις συμβουλές και τις ιστορίες του, αποτέλεσε μια πατρική φιγούρα για εμάς.

Πολύ σημαντική υπήρξε αδιαμφισβήτητα η βοήθεια του υποψήφιου διδάκτορα Ιωάννη Τσιάπα, ο οποίος στάθηκε πλάι μας καθ' όλη τη διάρκεια της εργασίας. Έπαιξε και αυτός το ρόλο του δασκάλου, παρέχοντας καθοριστική καθοδήγηση στα πιο πρακτικά κομμάτια της εργασίας (λογισμικό, επεξεργασία, παρουσίαση). Τον ευχαριστούμε ιδιαίτερα για τον απεριόριστο χρόνο που μας αφιέρωσε, καθώς ήταν εκεί σε κάθε πρόβλημα που προέκυπτε αλλά κυρίως επειδή ήταν εκεί ώστε να μην προκύπτουν προβλήματα στο δρόμο μας.

Ένα θερμό ευχαριστώ οφείλουμε και στον καθηγητή κ. Αχιλλέα Παπαδημητρίου, ο οποίος μας παραχώρησε όλο τον όγκο των πειραματικών δεδομένων του Κεφαλαίου 2 της παρούσας εργασίας, η αναζήτηση των οποίων θα αποτελούσε μία εξαιρετικά δύσκολη και χρονοβόρα για εμάς δουλειά.

Ακόμα θα θέλαμε να ευχαριστήσουμε όλους τους διδακτορικούς και μεταδιδακτορικούς φοιτητές του τομέα Γεωτεχνικής, ο οποίος για κάποιους μήνες έγινε ο χώρος εργασίας μας. Η καθημερινή επαφή και συζήτηση με ανθρώπους που έχουν αφιερωθεί στην έρευνα έδιωξε κάθε ανασφάλεια που υπήρχε στην αρχή. Ο πρωινός καφές, το μεσημεριανό φαγητό και μερικά βράδια με μουσική και φαγητό είναι πράγματα που μας έδιναν όρεξη και κέφι για δουλειά καθ' όλη τη διάρκεια της εργασίας.

Κλείνοντας, ένα μεγάλο ευχαριστώ απευθύνουμε στους ανθρώπους εκείνους που για κάθε μια από εμάς υπήρξαν το σημείο αναφοράς όπου ανατρέχαμε κάθε φορά όταν τα πράγματα δυσκόλευαν, γιατί προφανώς υπήρξαν πολλές τέτοιες στιγμές. Δεν είναι άλλοι από τους γονείς, τα αδέρφια και τους φίλους μας, με λίγα λόγια τις οικογένειές μας. Στο μέγιστο βαθμό αυτό το ρόλο, βέβαια, τον έπαιξε η μία για την άλλη. Συχνά εκφράζονται από πολλούς ενδοιασμοί σχετικά με τις διπλές διπλωματικές. Εμείς ομόφωνα λέμε ότι θα το επιλέγαμε πάλι από τη αρχή, γιατί πέρα από ένα δεύτερο μυαλό που θα σε ξεμπλοκάρει όταν χρειαστεί, αυτό που κερδίζεις είναι έναν φίλο – καθημερινό σύντροφο στο πλάι σου.

Χαρά - Βάλια

## Εκτενής Περίληψη

---

Η ρευστοποίηση μη συνεκτικών εδαφών αποτελεί ένα από τα σημαντικότερα κεφάλαια της Γεωτεχνικής Σεισμικής Μηχανικής και η συνεχής μελέτη του φαινομένου έχει οδηγήσει στην ανάπτυξη μεθοδολογιών για την ποσοτική εκτίμηση – πρόβλεψη των αποτελεσμάτων της. Οι μεθοδολογίες αυτές εξαρτώνται στο σύνολό τους από τον συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης, η τιμή του οποίου εκτιμάται ως σήμερα από τα αποτελέσματα επιτόπου γεωτεχνικών δοκιμών σύμφωνα με την εμπειρική μεθοδολογία των Youd et al. (2001). Επομένως, καθίσταται ιδιαίτερα σημαντική και αποτελεί σκοπό της παρούσας διπλωματικής εργασίας, η εκτίμηση του συντελεστή ασφάλειας που αντιστοιχεί στη δεδομένη σεισμική απόκριση ενός εδαφικού υλικού μιας αριθμητικής ανάλυσης ή ενός πειράματος, δηλαδή στις ακριβείς χρονοϊστορίες αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων και υπερπίεσης πόρων και η εξέταση της συμβατότητάς του με τον εμπειρικό συντελεστή ασφάλειας.

Εν συνεχεία, περιγράφονται συνοπτικά οι επιμέρους εργασίες της παρούσας διπλωματικής εργασίας και τα κύρια συμπεράσματα στα οποία κατέληξε κάθε μία από αυτές.

### 1. Πειραματικές καμπύλες ρευστοποίησης

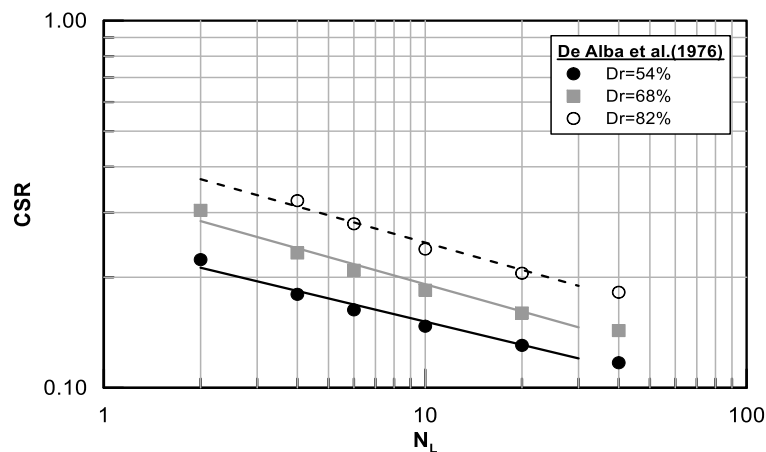
Αρχικά, ερευνάται η σεισμική απόκριση πραγματικών εδαφών και προσδιορίζεται η αντοχή τους έναντι ρευστοποίησης αξιοποιώντας τα αποτελέσματα εργαστηριακών δοκιμών που έχουν δημοσιευθεί από 15 ερευνητές και αφορούν 172 σειρές πειραμάτων (**Κεφάλαιο 2**).

- Διαπιστώνεται ότι η καμπύλη ρευστοποίησης φυσικών εδαφών μπορεί να προσεγγιστεί ικανοποιητικά με χρήση δι-παραμετρικής εξίσωσης δύναμης της μορφής (**Σχήμα 1**):

$$CSR = a \cdot N_L^{-b}$$

όπου CSR ο συντελεστής σεισμικών δράσεων και  $N_L$  ο απαιτούμενος προς ρευστοποίηση αριθμός ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης.

- Τα αποτελέσματα των δοκιμών ομαδοποιούνται ως προς τις μεθόδους παρασκευής δοκιμίου που θεωρείται ότι προσομοιώνουν πιστότερα τη φυσική διαδικασία αποθέσεων (Air και Wet Pluviation καθώς και Moist Tamping), από τις οποίες άλλωστε προκύπτουν παρόμοιες τιμές των συντελεστών  $a$ ,  $b$ .
- Επιβεβαιώνεται η επίδραση της τάσης στερεοποίησης  $\sigma'_{v0}$  (η οποία και διορθώνεται σύμφωνα με τον συντελεστή  $K_\sigma$ ) ενώ δεν προκύπτει ενιαίο συμπέρασμα για την επίδραση του ποσοστού ιλύος στην αντοχή έναντι ρευστοποίησης, εν αντιθέσει με τη σχετική πυκνότητα του δοκιμίου για αύξηση της οποίας αυξάνονται οι συντελεστές  $a$ ,  $b$ . Τελικά προσδιορίζονται κοινά εύρη τιμών των συντελεστών για κάθε είδος δοκιμής (τριαξονικές δοκιμές και δοκιμές απλής διάτμησης) συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας  $D_r$ .
- Στο εύρος σχετικών πυκνοτήτων που μας ενδιαφέρει ( $40\% < D_r < 60\%$ ) οι τιμές των συντελεστών (για δοκιμές απλής διάτμησης) παραμένουν ουσιαστικά σταθερές και κυμαίνονται σε εύρος  $a = 0.30 \pm 0.20$  και  $b = 0.25 \pm 0.20$ . Για μεγαλύτερες σχετικές πυκνότητες οι τιμές των συντελεστών καθώς και η διασπορά στα πειραματικά αποτελέσματα αυξάνονται.



Σχήμα 1: Τυπική μορφή καμπυλών ρευστοποίησης CSR –  $N_L$

## II. Αριθμητικές καμπύλες ρευστοποίησης

### A. Εδαφικού στοιχείου

Εν συνεχεία (**Κεφάλαιο 3**), πραγματοποιούνται παραμετρικές αριθμητικές δοκιμές ανακυκλικής διάτμησης για σχετικές πυκνότητες  $D_r = 40, 50, 60, 75 \%$  και αρχική κατακόρυφη τάση  $\sigma'_{v0} = 50, 100, 200 \text{ kPa}$ , χρησιμοποιώντας το καταστατικό προσομοίωμα NTUA – Sand με τις δύο εναλλακτικές βαθμονομήσεις του (που αντιστοιχούν στα πειραματικά δεδομένα «VELACS» και «DeAlba»). Τα αποτελέσματα που προκύπτουν συγκρίνονται με τα αντίστοιχα πειραματικά και προκύπτει ότι:

- Σε διπλή λογαριθμική κλίμακα, οι καμπύλες ρευστοποίησης στρέφουν τα κοίλα προς τα κάτω, αντίθετα με τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα τα οποία παρουσιάζουν γραμμική (δι-λογαριθμική) μεταβολή. Η ανωτέρω συμπεριφορά είναι περισσότερο αισθητή στην βαθμονόμηση «VELACS».
- Στο εύρος κύκλων ενδιαφέροντος ( $N_L = 2 \div 30$ ) οι καμπύλες ρευστοποίησης προσεγγίζονται ικανοποιητικά με εξίσωση δύναμης δύο παραμέτρων.
- Διαπιστώνεται αύξηση της αντοχής σε ρευστοποίηση με αύξηση της σχετικής πυκνότητας, ενώ αντίθετα δεν παρατηρείται συστηματική επίδραση της τάσης στερεοποίησης.
- Αξίζει να σημειωθεί ότι τα αποτελέσματα των αναλύσεων με κάθε μία από τις δύο βαθμονομήσεις προσομοιώνουν ικανοποιητικά τα αντίστοιχα πειραματικά και επιπροσθέτως ότι οι συντελεστές των «αριθμητικών» καμπυλών «DeAlba» βρίσκονται εντός του προσδιορισθέντος εύρους των συνήθων πραγματικών εδαφών.

### B. Εδαφικής στήλης

Σε επίπεδο εδαφικού δοκιμίου – εδαφικού στοιχείου επιβάλλεται (είτε πειραματικά είτε αριθμητικά) ελεγχόμενη – σταθερή διατμητική τάση / διατμητική παραμόρφωση μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης. Επομένως, η μέχρι στιγμής διερεύνηση δεν προσομοιώνει την πραγματική απόκριση εδαφικών σχηματισμών, όπου οι αντίστοιχες ιστορίες είναι εντελώς ανομοιόμορφες. Ως εκ τούτου, διερευνάται η σεισμική απόκριση μιας εδαφικής στήλης συνολικού ύψους 14m με μεταβλητό πάχος ρευστοποιήσιμης άμμου που βρίσκεται μεταξύ δύο στρώσεων αργίλου και η οποία υποβάλλεται σε αρμονική διέγερση στη βάση της. Πιο συγκεκριμένα πραγματοποιούνται παραμετρικές αριθμητικές αναλύσεις με τον

κώδικα Πεπερασμένων Διαφορών FLAC για της 2 προαναφερθείσες βαθμονομήσεις και για διάφορες τιμές του πάχους και της σχετικής πυκνότητας της άμμου καθώς και της μέγιστης επιβαλλόμενης επιτάχυνσης (**Κεφάλαιο 4**).

- Για τη βαθμονόμηση «DeAlba» η κλίση των καμπυλών ρευστοποίησης (συντελεστής b) της στήλης είναι σε καλή συμφωνία με τις αντίστοιχες τιμές του στοιχείου, ενώ διαφέρει σημαντικά για την βαθμονόμηση «VELACS».
- Ο μοναδικός παράγοντας που φαίνεται να επιδρά στην μορφή των καμπυλών ρευστοποίησης είναι το πάχος της αμμώδους στρώσης καθώς για τη βαθμονόμηση «DeAlba» οι καμπύλες της στήλης μετατοπίζονται παράλληλα προς τα κάτω συγκρινόμενες με τις αντίστοιχες καμπύλες εδαφικού στοιχείου (μείωση του συντελεστή a).

### III. Συσσώρευση υπερπίεσης πόρων

Σε όλες τις παραπάνω περιπτώσεις (εργαστηριακές δοκιμές, αριθμητικές αναλύσεις εδαφικού στοιχείου και εδαφικής στήλης) διερευνάται επιπλέον ο ρυθμός ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων κατά τη διάρκεια της δόνησης.

- Η μορφή της καμπύλης που προκύπτει από τα πειραματικά αποτελέσματα παρουσιάζει διπλή καμπύλωση και είναι συμβατή για την πλειοψηφία των περιπτώσεων με την εξίσωση των Seed et al. (1976):

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left[ \left( \frac{N_{EQ}}{N_L} \right)^{1/(2A)} \right]$$

- Το ίδιο ισχύει για τις αριθμητικές αναλύσεις με εξαίρεση κάποια στοιχεία της εδαφικής στήλης όπου η παραπάνω προσέγγιση δεν αποδίδει πλήρως την μορφή των καμπυλών.
- Για δοκιμές απλής διάτμησης ο εκθέτης κυμαίνεται σε εύρος  $A = 0.7 \div 1.0$ , ενώ για τριαξονικές δοκιμές είναι  $A = 1.2 \div 2.0$  στην περίπτωση πειραματικών αποτελεσμάτων. Αντίστοιχες τιμές λαμβάνει ο εκθέτης A και για τις αριθμητικές αναλύσεις στοιχείου και στήλης.

- Στατιστική επεξεργασία των ιστοριών αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων καθ' ύψος της εδαφικής στήλης επιβεβαιώνει την παραδοχή ότι η ανάπτυξη υπερπίεσης πόρων γίνεται αισθητή και επιδρά στην σεισμική απόκριση του εδάφους για τιμές του  $r_u > 0.50$ .

#### IV. Σύγκριση των δύο συντελεστών ασφαλείας

##### A. Εδαφικού στοιχείου

Ακολούθως στο **Κεφάλαιο 5**, περιγράφεται η εμπειρική μεθοδολογία των Youd et al. (2001) για την εκτίμηση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης και παράλληλα εκτιμάται ο συντελεστής ασφαλείας ως συνάρτηση του  $N_L$  που έχει προκύψει από τις αριθμητικές αναλύσεις εδαφικού στοιχείου, του ισοδύναμου αριθμού ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης  $N_{EQ}$  και της κλίσης των αντίστοιχων καμπυλών ρευστοποίησης σύμφωνα με την ακόλουθη σχέση:

$$FS_{L,num} = \left( \frac{N_L}{N_{EQ}} \right)^b$$

- Διαπιστώνεται ότι η χρήση του συντελεστή διόρθωσης μεγέθους σεισμού (MSF) της μεθοδολογίας των Youd et al. (2001) δεν είναι συμβατή με το εύρος  $b$  των συνήθων φυσικών εδαφών (επομένως και της βαθμονόμησης «DeAlba») και προτείνεται η χρήση ενός νέου συντελεστή MSF, ο οποίος αντιστοιχεί σε καμπύλη ρευστοποίησης με εκθέτη  $b = 0.3 \div 0.4$ .
- Παρατηρείται σύγκλιση των δύο συντελεστών ασφαλείας και άρα συμβατότητα των δύο μεθοδολογιών, για τις αναλύσεις με χρήση της βαθμονόμησης «DeAlba», δηλαδή για τα εύρη καμπυλών ρευστοποίησης των τυπικών άμμων, και για σχετική πυκνότητα υλικού  $D_r \leq 60\%$ , δηλαδή για τις τιμές πρακτικού ενδιαφέροντος για ρευστοποίηση.
- Η αιτία για τις σημαντικές αποκλίσεις που εμφανίζονται για  $D_r = 75\%$  αναζητείται στην αξιοπιστία των εμπειρικών συσχετίσεων  $[D_r - (N_1)_{60}]$  και  $[CRR - (N_1)_{60}]$  σε μεγάλες σχετικές πυκνότητες και μεγάλο αριθμό κτύπων SPT αντίστοιχα. Με κατάλληλες τροποποιήσεις στην συμβατική – εμπειρική μεθοδολογία σύγκλιση επιτυγχάνεται και για μεγαλύτερα  $D_r$ .



## **B. Εδαφικής στήλης**

Στη συνέχεια ακολουθείται αντίστοιχη διαδικασία για τα αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων εδαφικής στήλης (**Κεφάλαιο 6**). Λόγω των ανομοιόμορφων χρονοϊστοριών αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων, η εκτίμηση του συντελεστή σεισμικών δράσεων CSR ενέχει πλήθος αβεβαιοτήτων και επομένως επιχειρείται η μετατροπή των χρονοϊστοριών αυτών σε ισοδύναμες ομοιόμορφες φορτίσεις (Idriss and Boulanger, 2008).

- Τελικά διαπιστώνεται και πάλι ικανοποιητική σύγκλιση των δύο συντελεστών για τη βαθμονόμηση «DeAlba» και για σχετική πυκνότητα υλικού  $D_r \leq 60\%$  (μετά την εφαρμογή των τροποποιήσεων που προτάθηκαν για το εδαφικό στοιχείο).
- Για να επιτευχθεί σχετικά ικανοποιητική σύγκλιση και σε μεγαλύτερες σχετικές πυκνότητες χρειάζεται να τροποποιηθεί δραστικότερα η εμπειρική μεθοδολογία.
- Για τη βαθμονόμηση «VELACS», της οποίας οι καμπύλες ρευστοποίησης ξεφεύγουν από το εύρος τιμών των υπολοίπων άμμων, οι αποκλίσεις είναι μεγάλες και δεν υπάρχει συμβατότητα των δύο μεθοδολογιών.

## Extended Abstract

---

Liquefaction of non - cohesive soils is one of the most important subjects of Geotechnical Earthquake Engineering and the constant study on this subject has led to the development of various methodologies for the quantitative evaluation - prediction of its consequences. These methodologies are related to the factor of safety against liquefaction, which is estimated via the results of in – situ tests according to the empirical methodology of Youd et al. (2001). As a result, it is extremely important, and constitutes the main purpose of this diploma thesis, to estimate the factor of safety against liquefaction, which corresponds to the seismic response of a liquefiable soil profile, as recorded during a numerical analysis or a laboratory experiment, namely to the exact time histories of the developed shear stress and excess pore pressure and to examine the compatibility with the empirically estimated one.

Subsequently, a short description, along with the basic conclusions, of each topic that was examined in this thesis, is given.

### I. Experimental liquefaction resistance curves

Initially, the interest is focused on the seismic response of real soils. The results of 172 laboratory experimental sets, which are conducted by 15 different researchers, are used in order to estimate their resistance against liquefaction (**Chapter 2**).

- It is found that the liquefaction resistance curve of natural soils can be adequately fitted by the following 2-parameter power equation (**Figure I**):

$$CSR = a \cdot N_L^{-b}$$

where CSR is the seismic load ratio and  $N_L$  the number of loading cycles, which are required for liquefaction.

- The sample preparation techniques: “Air Pluviation”, “Wet Pluviation” and “Moist Tamping” are regarded as the most representative for the simulation of the natural soil deposition process and, their results can be grouped together, as the same range of coefficient a and b values is predicted.
- The effect of the confining pressure is confirmed (which is eliminated using the coefficient  $K_o$ ), whereas it is found that the fines content do not affect the resistance against liquefaction in a systematic way. On the contrary, an increase in the relative density is found to cause a respective increase in the value of coefficients a and b. Finally, a typical range of a and b values is defined for each kind of test (triaxial and simple shear) and is correlated to the relative density  $D_r$ .
- Within the range of interest for relative densities ( $40\% < D_r < 60\%$ ) the values of the coefficients a and b (for simple shear tests) are practically constant in the range of  $a = 0.30 \pm 0.20$  and  $b = 0.25 \pm 0.20$ . For bigger relative densities, both the coefficient values and the scatter of the experimental data, increase significantly.

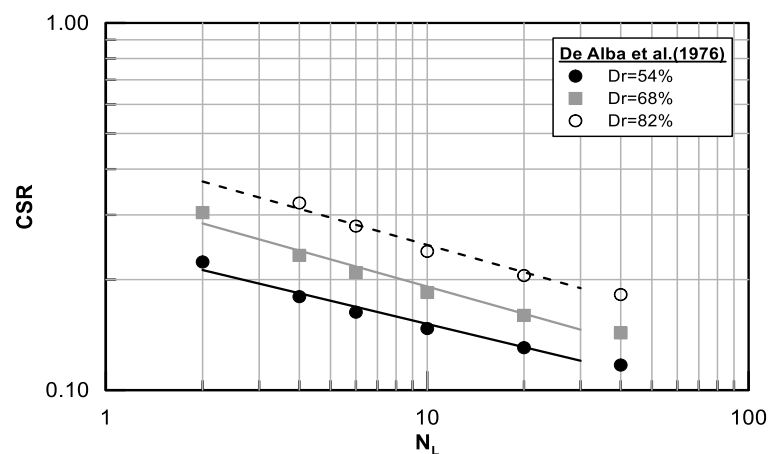


Figure 1: Typical resistance curves CSR –  $N_L$

## II. Numerical liquefaction resistance curves

### A. From element-level tests

Subsequently (**Chapter 3**), numerical simulations of cyclic simple shear tests are conducted on for relative density  $D_r = 40, 50, 60, 75\%$  with initial vertical effective stress  $\sigma'_{v0} = 50, 100, 200$  kPa. The constitutive model NTUA–Sand was employed in the analysis, using the 2 available calibrations, namely for the experimental data of “VELACS” and “DeAlba”. The numerically estimated liquefaction resistance curves are compared with the experimental ones and the following conclusions emerge:

- Plotted in double - logarithmic axes, the resistance curves have a concave - down shape, contrary to the corresponding experimental data which follow a straight line. This difference becomes more evident at the results of “VELACS” calibration.
- Within the range of interest for loading cycles ( $N_L = 2 \div 30$ ), the numerical resistance curves can be adequately fitted by a 2 - parameter power equation.
- It is found that the resistance against liquefaction increases accordingly to the increase in relative density, whereas no systematic effect of the consolidation effective stress is observed.
- The accuracy of the constitutive model in simulating the original experimental data for both the two calibrations is confirmed. It is worth pointing that the coefficients a and b of the “DeAlba” numerical curves lie in the range of the typical natural soils, as defined from the experimental data.

#### **B. From soil column tests**

In element or soil-sample level, the liquefaction tests are either shear stress - or shear strain - controlled. As a result, the so far investigation cannot simulate the actual seismic response, in which the acceleration and the shear stress time-histories are completely irregular. For that reason, a soil column of 14m, which consists of a liquefiable soil layer of varying thickness located between two non-liquefiable clay layers, is considered and is subjected to a harmonic excitation on its base. More specifically, parametric numerical analyses are conducted in the finite difference code FLAC for the two available model calibrations and for different values of the liquefiable thickness, the relative density and the maximum horizontal acceleration (**Chapter 4**).

- The slope of the resistance curve (exponent b) is in good comparison with the respective b values from the element tests only for the “DeAlba” calibration and differs significantly for “VELACS” one.
- The only factor that affects the resistance curves is the thickness of the sand layer. For the “DeAlba” calibration the curves which are derived from the column response are shifted downwards in a parallel way relative to the ones from the element tests (namely a reduction of the coefficient a).

### III. Excess Pore pressure built - up

The excess pore pressure built-up during shaking is also investigated in all the aforementioned cases (laboratory experiments and numerical simulations in element level and in soil column).

- The pore pressure curves show a double curvature and are compatible with the analytical expression of Seed et al. (1976) for most of the cases:

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left[ \left( \frac{N_{EQ}}{N_L} \right)^{1/(2A)} \right]$$

- This equation can adequately fit the results of the numerical analyses too, except for some elements of the soil column analyses.
- For simple shear tests, the exponent A varies in a range of  $A = 0.7 \div 1.0$ , whereas for triaxial tests  $A = 1.2 \div 2.0$ . The values of the exponent A for the numerical analyses are similar.
- Through statistical processing of the shear stress time-histories in the entire soil profile, the assumption that the pore pressure built-up becomes important and starts contributing to the seismic response of the soil only after  $r_u > 0.50$  is confirmed.

### IV. Compatibility of the two methodologies

#### A. Element level

In **Chapter 5**, the empirical methodology of Youd et al. (2001) for the estimation of the factor of safety against liquefaction is described and applied in the simple shear results. In addition, an alternative value of  $FS_{L,num}$  is estimated for the same results, as a function of the number of cycles  $N_L$ , the equivalent uniform number of cycles  $N_{EQ}$  and the slope of the respective resistance curves according to the following equation:

$$FS_{L,num} = \left( \frac{N_L}{N_{EQ}} \right)^b$$

- It is found that the values of the magnitude scaling factor (MSF) of the initial methodology of Youd et al. (2001) are not compatible with the range of  $b$  values of the common natural soils (and, hence, with the “DeAlba” calibration too) and an alternative MSF coefficient is proposed, which refers to a resistance curve with  $b = 0.3 \div 0.4$ .
- The two factors of safety seem to converge, and consequently the two methodologies are compatible, for the “DeAlba” calibration (i.e. for the resistance curves between the limits of typical sands) and for relative density  $D_r \leq 60\%$ , (namely, within the range of practical interest for liquefaction).
- The reason for the significant differences for  $D_r = 75\%$  is imputed to the credibility of the empirical relationships  $[D_r - (N_1)_{60}]$  and  $[CRR - (N_1)_{60}]$  for big relative densities and large SPT blow count respectively. Proper alterations of the conventional – empirical methodology are implemented in order to achieve convergence even for bigger  $D_r$  values.

## B. System response

Finally, a similar procedure is followed for the results of the numerical analysis for the soil column (**Chapter 6**). Due to the irregular timeseries of the developed shear stresses, the estimation of the Cyclic Stress Ratio (CSR) involves many uncertainties and, as a result, a methodology for converting these time-histories into equivalent uniform excitations has to be employed (Idriss and Boulanger, 2008).

- There is, again, adequate convergence of the two safety factors for the “DeAlba” calibration and for relative densities of  $D_r \leq 60\%$  (with implementation of the proposed alterations for the soil element).
- In order to achieve relatively adequate convergence for bigger  $D_r$  values, the empirical methodology needs to be modified more drastically.
- For the “VELACS” calibration, in which the liquefaction resistance curves do not lie between the limits of the typical sands, the differences are big enough to be ignored and there is no compatibility between the two methodologies.



## Περιεχόμενα

---

Ευχαριστίες.....	i
Εκτενής Περίληψη .....	iii
Extended Abstract .....	ix
Περιεχόμενα.....	xv
1. Εισαγωγή .....	1
1.1 Σκοπός Διπλωματικής Εργασίας .....	1
1.2 Δομή Διπλωματικής Εργασίας .....	3
2. Πειραματικές καμπύλες ρευστοποίησης.....	5
2.1 Γενικά.....	5
2.2 Εισαγωγικά στοιχεία καμπυλών ρευστοποίησης .....	5
2.3 Επεξεργασία πειραματικών δεδομένων .....	11
2.3.1 Περιγραφή δεδομένων .....	11
2.3.2 Αναλυτική έκφραση των καμπυλών ρευστοποίησης .....	14
2.4 Παράμετροι που επιδρούν στους συντελεστές της καμπύλης ρευστοποίησης.....	17
2.4.1 Επίδραση μεθόδου παρασκευής δοκιμίου .....	17
2.4.2 Επίδραση τάσης στερεοποίησης.....	19
2.4.3 Επίδραση σχετικής πυκνότητας .....	21
2.4.4 Επίδραση ποσοστού ιλύος .....	23
2.5 Συσσώρευση υπερπίεσης πόρων.....	28



2.5.1	Πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος VELACS (Arulmoli et al. 1992).....	29
2.5.2	Πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος X-SOILS (Georgiannou 2006) .....	30
2.6	Συμπεράσματα .....	32
3.	Αριθμητική προσομοίωση ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου .....	35
3.1	Γενικά.....	35
3.2	Καταστατικό προσομοίωμα NTUA-Sand.....	35
3.3	Παραμετρική διερεύνηση .....	41
3.3.1	Περιγραφή αριθμητικών αναλύσεων .....	41
3.3.2	Προσομοίωση καμπυλών αντίστασης σε ρευστοποίηση .....	42
3.3.3	Προσομοίωση συσσώρευσης υπερπίεσεων πόρων .....	48
3.4	Συμπεράσματα .....	52
4.	Αριθμητική προσομοίωση ρευστοποίησης εδαφικής στήλης.....	55
4.1	Γενικά.....	55
4.2	Αριθμητική Μεθοδολογία.....	55
4.3	Παραμετρική διερεύνηση καμπυλών ρευστοποίησης .....	63
4.3.1	Προσδιορισμός καμπυλών ρευστοποίησης.....	63
4.3.2	Αποτελέσματα Παραμετρικών Αναλύσεων .....	67
4.3.3	Αξιολόγηση Αποτελεσμάτων Παραμετρικών Αναλύσεων .....	73
4.4	Παραμετρική διερεύνηση εξέλιξης υπερπίεσης πόρων .....	76
4.4.1	Τυπικές καμπύλες εξέλιξης υπερπίεσης πόρων .....	76
4.4.2	Αποτελέσματα Παραμετρικών Αναλύσεων .....	80
4.4.3	Αξιολόγηση Αποτελεσμάτων Παραμετρικών Αναλύσεων .....	86
4.5	Συμπεράσματα .....	87
5.	Επανεξέταση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης ( $FS_L$ ) σε εδαφικό στοιχείο .....	91

5.1	Γενικά.....	91
5.2	Συμβατική μεθοδολογία υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης.....	92
5.3	Εναλλακτικός τρόπος υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης.....	98
5.3.1	Ρευστοποίηση κατά τη διάρκεια της δόνησης.....	98
5.3.2	Απουσία ρευστοποίησης κατά τη διάρκεια της δόνησης.....	98
5.4	Σύγκριση συντελεστών ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης για αριθμητικές αναλύσεις εδαφικού στοιχείου .....	99
5.5	Βελτίωση συμβατικής μεθοδολογίας εκτίμησης του συντελεστή ασφαλείας.....	110
5.6	Συμπεράσματα .....	114
6.	Επανεξέταση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης ( $FS_L$ ) σε εδαφική στήλη .....	117
6.1	Γενικά.....	117
6.2	Σύγκριση συντελεστών ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης για αριθμητικές αναλύσεις εδαφικής στήλης .....	117
6.2.1	Εκτίμηση του CSR ως μέσου όρου μέχρις ότου $r_u = 0.95$ .....	119
6.2.2	Εκτίμηση του CSR ως μέσου όρου των 6 πρώτων κύκλων φόρτισης .....	125
6.2.3	Αναγωγή ανομοιόμορφης φόρτισης σε ομοιόμορφη .....	128
6.3	Συμπεράσματα .....	136
7.	Τελικά Συμπεράσματα - Προτάσεις .....	139
7.1	Τελικά Συμπεράσματα .....	139
7.2	Προτάσεις για Μελλοντική Έρευνα.....	143
	Βιβλιογραφία .....	145
	Παράρτημα Α: Πειραματικές καμπύλες ρευστοποίησης.....	151



# Κεφάλαιο 1

## Εισαγωγή

---

### 1.1 Σκοπός Διπλωματικής Εργασίας

Το πρόβλημα της ρευστοποίησης του εδάφους λόγω σεισμού συνειδητοποιήθηκε ουσιαστικά μετά το σεισμό της Niigata το 1964 στην Ιαπωνία, με μέγεθος  $M_w = 7.5$ , όπου τεράστιες εκτάσεις στο σύστημα των ποταμών Shinano και Agano, αποτελούμενες από αμμώδεις αποθέσεις, έχασαν την αντοχή τους και παρουσίασαν εκτενείς καθιζήσεις, μετακινήσεις και αστοχίες θεμελιώσεων. Για τα αμέσως επόμενα χρόνια και, όσον αφορά τουλάχιστον στους κανονισμούς έως και σήμερα, το φαινόμενο της ρευστοποίησης θεωρείται καταστροφικό και απαιτείται απλά ο εκ των προτέρων εντοπισμός του, έτσι ώστε να αποφευχθεί η κατασκευή έργων υποδομής στην περιοχή. Για το λόγο αυτό, το κύριο μέλημα των μηχανικών ήταν η εκτίμηση του συντελεστή ασφάλειας έναντι ρευστοποίησης,  $FS_L$ .

Η απάντηση σε αυτό το ερώτημα δόθηκε έγκαιρα από τους Seed & Idriss (1971), η εμπειρική μεθοδολογία των οποίων εξελίχθηκε και βελτιώθηκε σε επόμενες ερευνητικές προσπάθειες με κατακλείδα την ομαδική δημοσίευση των Youd et al. (2001). Η μεθοδολογία αυτή είναι καθαρά εμπειρική, δεδομένου ότι η αντίσταση σε ρευστοποίηση του εδάφους συσχετίζεται με συνήθη αποτελέσματα γεωτεχνικών ερευνών, και συγκεκριμένα επιτόπου δοκιμών πρότυπης διείδυσης (SPT) και δοκιμών στατικής πεντρομέτρησης (CPT), καθώς και δοκιμών προσδιορισμού των φυσικών χαρακτηριστικών των εδαφικών στρώσεων (λ.χ. δείκτης πλασιμότητας, ποσοστό ιλύος, δείκτης υδαρότητας). Με άλλα λόγια, η εν λόγω μεθοδολογία δεν λαμβάνει καθόλου υπόψη τη συμπεριφορά του εδαφικού στοιχείου κατά τη σεισμική δόνηση, όπως για παράδειγμα την αύξηση της υπερπίεσης πόρων και την αντίστοιχη μείωση της ενεργού τάσης, οι οποίες αποτελούν το βασικό μηχανισμό που οδηγεί στη ρευστοποίηση.

Τα τελευταία 20 – 30 χρόνια, η γνώση των σχετικών φαινομένων αλλά και οι μεθοδολογίες πειραματικής και αριθμητικής ανάλυσής τους εξελίχθηκαν σημαντικά, με αποτέλεσμα οι μηχανικοί να αναζητούν όλο και πιο επίμονα την ποσοτική εκτίμηση των αποτελεσμάτων της ρευστοποίησης. Πιο συγκεκριμένα, αναφέρουμε την ποσοτική εκτίμηση των κάτωθι παραμέτρων εδάφους – θεμελιώσεων:

- καθιζήσεις λόγω ρευστοποίησης (Tokimatsu & Seed 1987, Ishihara & Yoshimine, 1992)
- οριζόντιες μετατοπίσεις (lateral spreading) ελαφρώς κεκλιμένων εδαφών και αναβαθμών (Hamada 1999, Youd et al. 2002)
- παραμένουσα διατμητική αντοχή ρευστοποιημένου εδάφους (Seed & Harder 1990, Stark & Mesri 1992)
- ελαστικά φάσματα απόκρισης ρευστοποιημένου εδάφους (Youd & Carter 2005, Miwa & Ikeda 2006, Kramer et al. 2011 και πιο πρόσφατα Bouckovalas et al. 2014)
- καθιζήσεις και φέρουσα ικανότητα σε ρευστοποιημένο έδαφος (Ishihara 1995, Naesgaard et al. 1998, Karamitros et al. 2013).

Σε όλα τα ανωτέρω προβλήματα, τα αποτελέσματα της ρευστοποίησης συναρτώνται με το συντελεστή ασφάλειας έναντι ρευστοποίησης  $FS_L$ , του οποίου η βαρύτητα τώρα πλέον έχει αυξηθεί σημαντικά. Δεν είναι δηλαδή απλά ένας δείκτης για το χαρακτηρισμό του εδάφους ως ρευστοποιήσιμο ή μη-ρευστοποιήσιμο, αλλά έχει εξελιχθεί σε μια βασική παράμετρο υπολογισμού για τη Σεισμική Μηχανική. Κατά συνέπεια, η απαίτηση για τον ακριβή υπολογισμό του είναι πλέον επιτακτική και ίσως δεν επαρκεί η προαναφερθείσα εμπειρική μεθοδολογία, που προτάθηκε αρχικά από τους Seed & Idriss (1971).

Κατ' επέκταση των ανωτέρω, η παρούσα διπλωματική εργασία επανεξετάζει τον υπολογισμό του συντελεστή ασφάλειας έναντι ρευστοποίησης με συγκριτική αξιολόγηση τριών διαφορετικών θεωρήσεων. Η πρώτη δεν μπορεί να είναι άλλη παρά η εμπειρική μεθοδολογία των Youd et al. (2001), που βασίζεται αποκλειστικά σε αποτελέσματα γεωτεχνικών ερευνών και είναι η συνηθέστερη στην πράξη. Οι άλλες δύο μεθοδολογίες βασίζονται στη λεπτομερή σεισμική απόκριση:

- A. ενός μεμονωμένου εδαφικού στοιχείου γνωστής σχετικής πυκνότητας και επιβαλλόμενων στατικών και ανακυκλικών διατμητικών τάσεων, και
- B. των εδαφικών στοιχείων μιας στήλης ρευστοποιήσιμου εδάφους δεδομένης σχετικής πυκνότητας και σεισμικής διέγερσης στη βάση.

Και στις 2 αυτές περιπτώσεις, ο συντελεστής ασφάλειας έναντι ρευστοποίησης υπολογίζεται ουσιαστικά βάσει της αναπτυσσόμενης υπερπίεσης πόρων ή ισοδύναμα βάσει του λόγου των επιβαλλόμενων κύκλων φόρτισης προς αυτούς που απαιτούνται για ρευστοποίηση.

Το βασικό ερώτημα, το οποίο θα προσπαθήσουμε να απαντήσουμε στην παρούσα διπλωματική εργασία, είναι κατά πόσο οι ανωτέρω ριζικά διαφορετικές θεωρήσεις είναι συμβατές μεταξύ τους. Σε αυτή την περίπτωση και μόνο, τα αποτελέσματα αριθμητικών αναλύσεων και πειραματικών διερευνήσεων (π.χ. φυγοκεντριστή) για τα γεωτεχνικά προβλήματα που αναφέρθηκαν ανωτέρω, μπορούν να χρησιμοποιηθούν στην πράξη, όπου ο μόνος τρόπος υπολογισμού του συντελεστή ασφάλειας έναντι ρευστοποίησης  $FS_L$  είναι βάσει των γεωτεχνικών ερευνών.

## 1.2 Δομή Διπλωματικής Εργασίας

Συνοπτικά, τα περιεχόμενα της διπλωματικής εργασίας έχουν ως ακολούθως:

Στο **Κεφάλαιο 2** μέσω της επεξεργασίας εργαστηριακών αποτελεσμάτων επιχειρείται να προσδιοριστεί η μορφή της καμπύλης ρευστοποίησης πραγματικών εδαφών και διερευνώνται οι παράμετροι που επιδρούν στην αντοχή έναντι ρευστοποίησης (μέθοδος παρασκευής δοκιμίου, είδος δοκιμής, σχετική πυκνότητα υλικού, τάση στερεοποίησης, περιεκτικότητα σε ιλύ).

Στο **Κεφάλαιο 3** πραγματοποιούνται αριθμητικές αναλύσεις ανακυκλικής διάτμησης με χρήση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand, προσεγγίζονται οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν για εδαφικό στοιχείο και τελικά εξετάζεται η επίδραση της τάσης στερεοποίησης και της σχετικής πυκνότητας στην αντοχή έναντι ρευστοποίησης.

Στο **Κεφάλαιο 4** ερευνάται η συμπεριφορά εδαφικής στήλης η οποία υποβάλλεται αριθμητικά σε αρμονική διέγερση στη βάση της και εξετάζεται η απόκριση του συστήματος συγκρινόμενη με εκείνη του εδαφικού στοιχείου. Προσομοιώνονται εκ νέου καμπύλες ρευστοποίησης και διερευνώνται οι παράγοντες που επιδρούν στους συντελεστές τους.

Στο **Κεφάλαιο 5** παρουσιάζεται η συμβατική - εμπειρική μεθοδολογία Youd et al. (2001) για την εκτίμηση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης και παράλληλα εφαρμόζεται μία εναλλακτική μεθοδολογία εκτίμησης του συντελεστή ασφαλείας με χρήση των αποτελεσμάτων που προκύπτουν από αριθμητικές αναλύσεις εδαφικού στοιχείου (χρονοϊστορίες αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων και υπερπίεσεων πόρων). Στη συνέχεια,

γίνεται σύγκριση των δύο συντελεστών και εφαρμόζονται κατάλληλες τροποποιήσεις της εμπειρικής μεθοδολογίας έως ότου επιτευχθεί σύγκλιση.

Στο **Κεφάλαιο 6** ακολουθείται αντίστοιχη διαδικασία με το Κεφάλαιο 5 για τις αναλύσεις εδαφικής στήλης και διερευνάται ο καταλληλότερος τρόπος εκτίμησης του συντελεστή ασφαλείας που προκύπτει από ανομοιόμορφες χρονοϊστορίες διατμητικών τάσεων.

Στο **Κεφάλαιο 7** αναφέρονται τα τελικά συμπεράσματα που προέκυψαν από την εργασία και γίνονται προτάσεις για μελλοντική έρευνα.

# Κεφάλαιο 2

## Πειραματικές καμπύλες ρευστοποίησης

---

### 2.1 Γενικά

Αντικείμενο του παρόντος κεφαλαίου αποτελεί η αναλυτική περιγραφή της συμπεριφοράς των μη συνεκτικών εδαφών έναντι ρευστοποίησης. Πιο συγκεκριμένα, το ενδιαφέρον εντοπίζεται σε δύο βασικά στοιχεία της συμπεριφοράς: (α) στις καμπύλες ρευστοποίησης που έχουν προκύψει από πειραματικά δεδομένα και συσχετίζουν το μέγεθος της ανακυκλικής διατμητικής τάσης σε ένα εδαφικό στοιχείο με τον αριθμό των ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης για τους οποίους εκδηλώνεται ρευστοποίηση, και (β) στις πειραματικές καμπύλες που περιγράφουν την μεταβολή της υπερπίεσης πόρων συναρτήσει του αριθμού κύκλων φόρτισης έως την ρευστοποίηση. Μέσω της συλλογής και επεξεργασίας αντίστοιχων αποτελεσμάτων από τη διεθνή βιβλιογραφία, διερευνάται η μορφή των εξισώσεων που προσεγγίζουν τις προαναφερθείσες καμπύλες και οι παράμετροι που επιδρούν στους συντελεστές τους.

Απώτερος σκοπός είναι η ομαδοποίηση και τελικώς η βαθμονόμηση των υπάρχουσών καμπυλών ρευστοποίησης ώστε να μπορούν να χρησιμοποιηθούν για την μελέτη αντίστοιχων αμμωδών σχηματισμών στη φύση. Παράλληλα, δίνεται η δυνατότητα κατάλληλης βαθμονόμησης καταστατικών προσομοιωμάτων, που προβλέπουν τη ρευστοποίηση, με βάση τα προτεινόμενα εύρη τιμών των συντελεστών στα οποία καταλήγει η παραπάνω διερεύνηση.

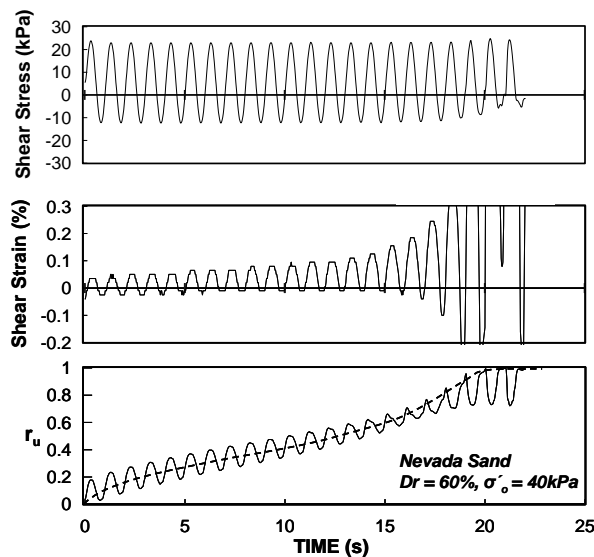
### 2.2 Εισαγωγικά στοιχεία καμπυλών ρευστοποίησης

Η συμπεριφορά των μη συνεκτικών εδαφών έναντι ρευστοποίησης μελετάται μέσω αστράγγιστων εργαστηριακών δοκιμών σε δείγματα μικρής κλίμακας (συνήθως δοκιμές ανακυκλικής απλής διάτμησης – (D)SS, η οποία θεωρείται ότι αναπαριστά καλύτερα τις επί τούτου γεωστατικές συνθήκες και την πραγματική ανακυκλική φόρτιση κατά τον σεισμό,



ανακυκλικές τριαξονικές δοκιμές – ΤΧ και δοκιμές ανακυκλικής στρεπτικής διάτμησης- ΤS) καθώς και σε ομοιώματα μεγάλης κλίμακας (σεισμική τράπεζα ή φυγοκεντριστής).

Στο **Σχήμα 2.1** παρουσιάζονται ενδεικτικά αποτελέσματα ανακυκλικής τριαξονικής δοκιμής σε όρους επιβαλλόμενης διατμητικής τάσης, διατμητικής παραμόρφωσης και λόγου υπερπίεσης πόρων  $r_u = \Delta u / \sigma'_{v0}$ . Για τη δεδομένη δοκιμή ελεγχόμενης - σταθερής διατμητικής τάσης, παρατηρούμε την σταδιακή συσσώρευση υπερπιέσεων πόρων καθώς και την σταδιακή αύξηση των διατμητικών παραμορφώσεων. Σημειώνεται ότι η έναρξη της ρευστοποίησης ορίζεται ως η χρονική στιγμή κατά την οποία η υπερπίεση πόρων εξισώνεται για πρώτη φορά με την αρχική τάση στερεοποίησης ( $r_u=1.0$ ) ή ως η στιγμή που το εύρος της διατμητικής παραμόρφωσης λαμβάνει μία δεδομένη μεγάλη τιμή (π.χ. 5%).



**Σχήμα 2.1:** Τυπικά αποτελέσματα ανακυκλικής τριαξονικής δοκιμής κορεσμένης άμμου (Arulmoli et al. 1992)

Η επιβαλλόμενη διατμητική τάση κανονικοποιείται συνήθως ως προς την αρχική τάση στερεοποίησης του δοκιμίου δίνοντας τον “κανονικοποιημένο λόγο ανακυκλικής τάσης” ή CSR, ο οποίος ορίζεται ανάλογα με το είδος της δοκιμής. Στην περίπτωση της απλής διάτμησης ορίζεται ως ο λόγος του πλάτους της ανακυκλικής διατμητικής τάσης,  $\tau_{cyc}$ , προς την αρχική κατακόρυφη ενεργό τάση,  $\sigma'_{v0}$ :

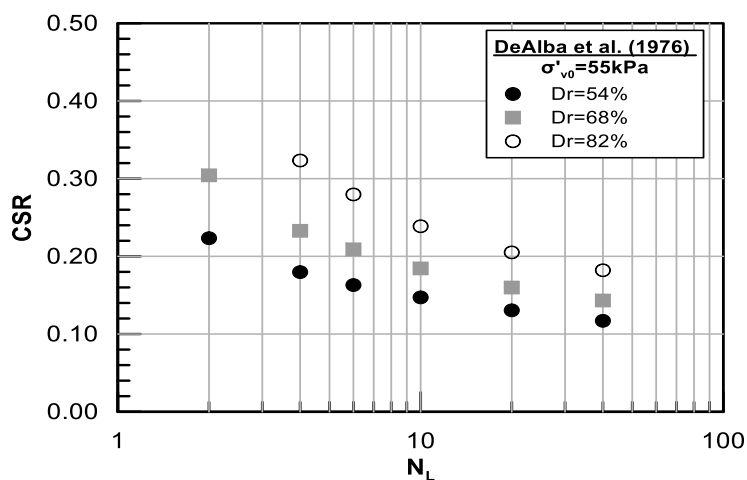
$$CSR_{SS} = \frac{\tau_{cyc}}{\sigma'_{v0}} \quad (2.1)$$

ενώ στην περίπτωση ανακυκλικής τριαξονικής δοκιμής ορίζεται ως:

$$CSR_{TX} = \frac{\sigma_d}{2\sigma'_c} \quad (2.2)$$

όπου  $\sigma_d$  είναι το πλάτος της ανακυκλικής κατακόρυφης τάσης και  $\sigma'_c$  η αρχική τάση στερεοποίησης.

Οι παραπάνω δοκιμές χρησιμοποιούνται για την συσχέτιση του CSR με τον απαιτούμενο αριθμό ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης  $N_L$  για ρευστοποίηση. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 2.2** φαίνονται πειραματικά αποτελέσματα των DeAlba et al. (1976), οι οποίοι πραγματοποίησαν δοκιμές σε σεισμική τράπεζα σε άμμο Monterey No.0. Τα ζεύγη CSR- $N_L$  του σχήματος (καμπύλες αντίστασης ρευστοποίησης ή καμπύλες ρευστοποίησης) δείχνουν ότι καθώς μειώνεται η επιβαλλόμενη τάση αυξάνεται ο αριθμός των απαιτούμενων κύκλων για ρευστοποίηση.



**Σχήμα 2.2:** Τυπική μορφή καμπυλών ρευστοποίησης CSR –  $N_L$

Από βιβλιογραφική έρευνα (Idriss and Boulanger 2008, Kramer 1996) προκύπτει ότι οι παράμετροι που επηρεάζουν τις καμπύλες ρευστοποίησης σχετίζονται κατά βάση με το υλικό και με τη δοκιμή. Πιο συγκεκριμένα:

- Το **είδος της άμμου**. Οι διαφοροποιήσεις ως προς τη σύσταση, τη δομή και την κοκκομετρική διαβάθμιση των άμμων επηρεάζουν την αντίσταση σε ρευστοποίηση.
- Το **είδος της δοκιμής**. Σε κάθε δοκιμή επικρατεί διαφορετικό καθεστώς τάσεων. Για παράδειγμα, στην απλή διάτμηση η μονοδιάστατη στερεοποίηση οδηγεί σε συντελεστή ουδέτερων ωθήσεων  $K_0 \neq 1.0$ , ενώ η ισότροπη στερεοποίηση στην τριαξονική δοκιμή σε  $K_0 = 1.0$ , με αποτέλεσμα η αντοχή που εκτιμάται στην πρώτη περίπτωση να είναι μικρότερη. Προς την επίτευξη συμβατότητας μεταξύ των λόγων  $CSR_{SS}$  και  $CSR_{TX}$  έχει προταθεί στη βιβλιογραφία η παρακάτω σχέση (Idriss and Boulanger 2008; Ishihara 1996; Seed and Idriss 1982):

$$CSR_{SS} = \left[ \frac{1 + 2(K_o)_{ss}}{3} \right] CSR_{TX} \quad (2.3)$$

Σύμφωνα με την παραπάνω σχέση, για συνήθεις τιμές του  $K_o$ , δηλαδή  $K_o = 0.45-0.50$  προκύπτει ότι:  $CSR_{SS} = (0.63-0.67)CSR_{TX}$ .

- Η **αρχική διατμητική τάση (shear offset)**. Η ύπαρξη αρχικής διατμητικής τάσης αποτρέπει την εμφάνιση πλήρους ρευστοποίησης και οδηγεί σε μέσες τιμές  $r_u < 1.0$ . Πολλοί ερευνητές έχουν ασχοληθεί με το πρόβλημα και έχουν καταλήξει στην υιοθέτηση ενός διορθωτικού συντελεστή (Seed 1983):

$$K_\alpha = \frac{CSR_\alpha}{CSR_{\alpha=0}} \quad (2.4)$$

όπου  $\alpha = \tau_s / \sigma'_{v0}$  ο κανονικοποιημένος λόγος της αρχικής διατμητικής τάσης.

- Η **μέθοδος παρασκευής** του δοκιμίου. Η αδιατάρακτη δειγματοληψία σε αμμώδη εδάφη είναι εξαιρετικά δύσκολη και επομένως όλες οι δοκιμές γίνονται σε παρασκευασμένα δοκίμια. Στη συνέχεια περιγράφεται συνοπτικά η διαδικασία των συνηθέστερων μεθόδων παρασκευής καθώς αυτή επηρεάζει τη διάταξη των κόκκων και κατά συνέπεια τη μορφή των καμπυλών ρευστοποίησης.
  1. Air-Pluviation (AP): Η άμμος χύνεται σε ξηρή κατάσταση από σταθερό ύψος στο δοχείο, μέσω ενός χωνιού. Μεταβάλλοντας το ύψος πτώσης μπορούμε να επιτύχουμε διαφορετικές σχετικές πυκνότητες.
  2. Wet-Pluviation (ή Water Sedimentation) (WP): Παρόμοια διαδικασία με την Air-Pluviation, με τη διαφορά ότι το δοχείο είναι γεμάτο με νερό καλύπτοντας το υλικό.
  3. Moist-Tamping (ή Wet-Tamping) (MT): Η υγρή άμμος συμπυκνώνεται σε στρώσεις μέσω ελαφρών χτυπημάτων από μικρό ύψος σε όλη την επιφάνεια του δοκιμίου, επιτυγχάνοντας συγκεκριμένο ξηρό ειδικό βάρος.
  4. Wet-Vibration (WV): Η υγρή άμμος τοποθετείται σε στρώσεις με ένα βαρίδι στην επιφάνεια της και συμπυκνώνεται χτυπώντας πλευρικά το δοχείο με ένα σφυρί.
  5. Water-Vibration (WAV): Αντίστοιχη διαδικασία με τη Wet-Vibration, με τη διαφορά ότι το δοχείο περιέχει νερό, του οποίου η στάθμη καλύπτει το υλικό.

6. Slurry-Deposition (SD): Η διαδικασία περιλαμβάνει τη δημιουργία μίγματος (ανάμειξη ξηρού υλικού με νερό), την καθίζηση και τη στερεοποίηση του μίγματος και τέλος την ψύξη και τοποθέτηση του δοκιμίου στη συσκευή.

Οι μέθοδοι 1 και 2 προσομοιώνουν πιο πιστά την πραγματική διαδικασία σχηματισμού εδαφικών αποθέσεων στη φύση και είναι ιδανικές για καθαρές άμμους. Οι μέθοδοι 4 και 5 προσομοιώνουν μεθόδους βελτίωσης του εδάφους με δονήσεις πάνω και κάτω από τον υδροφόρο ορίζοντα αντίστοιχα (π.χ. βαθιά δονητική συμπύκνωση) και τέλος η μέθοδος 6 είναι κατάλληλη για αμμώδη υλικά με προσμίξεις ιλύος λόγω της δημιουργίας ομοιόμορφων δοκιμίων.

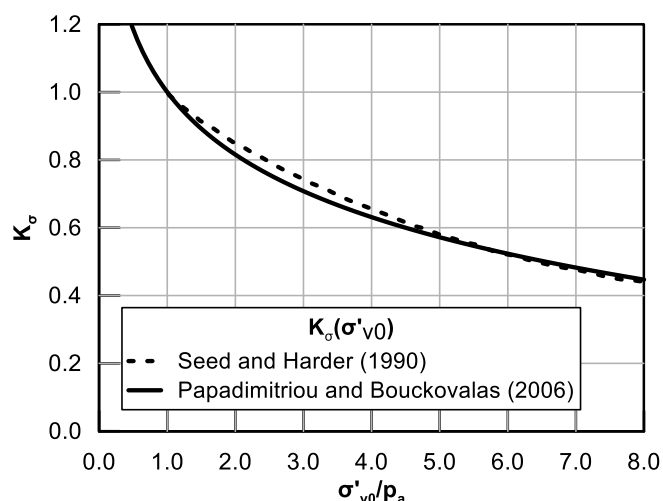
- Η **τάση στερεοποίησης**. Η επιρροή της τάσης στερεοποίησης  $\sigma'_v$  ποσοτικοποιείται μέσω του συντελεστή  $K_\sigma$  που ορίζεται ως :

$$K_\sigma = \frac{CSR_{\sigma'_v}}{CSR_{p_a}} \quad (2.5)$$

και δίνει τη δυνατότητα υπολογισμού της αντοχής έναντι ρευστοποίησης για οποιαδήποτε τάση, όταν είναι διαθέσιμα πειραματικά δεδομένα για τάση ίση με την ατμοσφαιρική  $p_a = 100\text{kPa}$ . Στο **Σχήμα 2.3** φαίνεται ο συντελεστής  $K_\sigma$  σε συνάρτηση με την τάση  $\sigma'_{v0}$ , όπως προτάθηκε από τους Seed and Harder (1990). Το διάγραμμα έχει προκύψει από την επεξεργασία ιστορικών περιστατικών ρευστοποίησης, και εκφράζεται από την ακόλουθη αναλυτική σχέση ( Bouckovalas and Paradimitriou, 2006):

$$K_\sigma = 1 - 0.266 \ln \left( \frac{p'_0}{p_a} \right) \quad (2.6)$$

Ο συντελεστής  $K_\sigma$  παίρνει τιμές μικρότερες της μονάδας για τάσεις μεγαλύτερες από την ατμοσφαιρική, υποδεικνύοντας μειωμένη αντίσταση σε ρευστοποίηση λόγω πιο έντονα συστολικής συμπεριφοράς.



**Σχήμα 2.3:** Σύγκριση της μεταβολής του συντελεστή  $K_\sigma$  όπως προτάθηκε από τους Seed and Harder (1990) με την αναλυτική σχέση των Bouckovalas and Papadimitriou (2006).

- Η **σχετική πυκνότητα  $D_r$  (%)**. Αποτελεί βασική παράμετρο που επηρεάζει την αντοχή έναντι ρευστοποίησης, καθώς, όπως φαίνεται και στο **Σχήμα 2.2**, αυξανόμενου του  $D_r$  παρατηρείται αύξηση της αντοχής.
- Το **ποσοστό ιλύος  $FC$  (%)**. Ιστορικά περιστατικά καθώς και εργαστηριακές δοκιμές δείχνουν ότι η παρουσία ιλύος επηρεάζει τη συμπεριφορά της άμμου έναντι ρευστοποίησης. Η μέχρι τώρα έρευνα όμως, δεν έχει καταλήξει σε ενιαία συμπεράσματα. Σύμφωνα με τη συμβατική μέθοδο εκτίμησης του κινδύνου έναντι ρευστοποίησης μέσω δοκιμών πρότυπης διείσδυσης (SPT), η παρουσία ιλύος οδηγεί σε αύξηση της αντοχής της άμμου έναντι ρευστοποίησης (Youd et al. 2001). Εργαστηριακές δοκιμές όμως έχουν καταλήξει σε αντικρουόμενες απόψεις, που δείχνουν μονοτονική αύξηση (Chang et al. 1982) ή μείωση της αντοχής (Shen et al. 1977), αρχική μείωση ως ένα σημείο και έπειτα αύξηση (Koester 1994) ή και το αντίθετο (Carraro et al. 2003) κ.ά. Τέλος, πολλοί ερευνητές (Troncoso and Verdugo 1985) έχουν αναδείξει σε σημαντικότερη παράμετρο αντοχής τον δείκτη πόρων του εδαφικού σκελετού του μίγματος  $e_{sk}$ , αντί του ίδιου του ποσοστού ιλύος. Ο δείκτης αυτός ορίζεται ως εξής:

$$e_{sk} = \frac{e + FC / 100}{1 - FC / 100} \quad (2.7)$$

Επισημαίνεται ότι προϋπόθεση για την ύπαρξη σκελετού από κόκκους άμμου είναι το ποσοστό ιλύος να μην υπερβαίνει κάποια οριακή τιμή (fines limiting content)

κάτω από την οποία το μίγμα θεωρείται ιλυώδης άμμος και πάνω από την οποία μετατρέπεται σε αμμώδη ιλύ.

## 2.3 Επεξεργασία πειραματικών δεδομένων

### 2.3.1 Περιγραφή δεδομένων

Προκειμένου να εξεταστεί η επίδραση των παραπάνω παραμέτρων στις καμπύλες ρευστοποίησης συγκεντρώθηκαν από τη διεθνή βιβλιογραφία (με την πολύτιμη βοήθεια του καθηγητή κ. Αχιλλέα Παπαδημητρίου) πειραματικά αποτελέσματα 15 ερευνητών που αφορούν συνολικά 172 σειρές πειραμάτων. Κάθε σειρά αντιστοιχεί σε μία καμπύλη ρευστοποίησης με δεδομένη σχετική πυκνότητα  $D_r$ , τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{vo}$ , είδος δοκιμής, μέθοδο παρασκευής και περιεκτικότητα ιλύος.

Τα πειραματικά αποτελέσματα που εξετάστηκαν προέρχονται κυρίως από ανακυκλικές τριαξονικές δοκιμές ισοτροπικής στερεοποίησης (TX) καθώς και απλής ανακυκλικής διάτμησης (SS). Πρέπει εδώ να σημειωθεί ότι στην παρακάτω διερεύνηση θεωρήθηκε ισοδυναμία των δοκιμών ανακυκλικής στρέψης με τριαξονικές, όταν έχει προηγηθεί ισοτροπική στερεοποίηση του δοκιμίου (TSI) και με απλής διάτμησης για ανισοτροπική στερεοποίηση (TSA), λόγω αντιστοιχίας των εντατικών καταστάσεων. Τονίζεται, επιπλέον, ότι σε όλες σχεδόν τις περιπτώσεις δεν υπάρχει αρχική διατμητική τάση (shear offset) και όπου υπάρχει (Argulmoli et al. 1992) είναι πολύ μικρή και δεν παρεμποδίζει την πλήρη ρευστοποίηση. Ως κριτήριο ρευστοποίησης υιοθετείται στις περισσότερες περιπτώσεις ποσοστό διπλού πλάτους αξονικής παραμόρφωσης μεταξύ 3% και 15%.

Στους πίνακες που ακολουθούν παρουσιάζονται τα στοιχεία των πειραματικών δεδομένων (όνομα ερευνητή, είδος άμμου, ποσοστό ιλύος, είδος δοκιμής, μέθοδος παρασκευής και τάση στερεοποίησης) που συγκεντρώθηκαν, για ιλυώδεις (**Πίνακας 2.1**) και για καθαρές άμμους (**Πίνακας 2.2**).

Πίνακας 2.1: Πειραματικά δεδομένα για ιλυώδεις άμμους

Ερευνητής	Τύπος άμμου	Ποσοστό ιλύος %	Είδος δοκιμής	Μέθοδος παρασκευής δοκιμίου	Τάση στερεοποίησης $\sigma'_{vo}$
Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	0	TX	SD	100
Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	5	TX	SD	100
Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	10	TX	SD	100
Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	15	TX	SD	100
Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	1	TX	MT	100
Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	10	TX	MT	100
Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	30	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	0	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	5	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	10	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	15	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	20	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	25	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	35	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	50	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	75	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	0	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	4	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	7	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	7	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	12	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	17	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	26	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	37	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	50	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	75	TX	MT	100
Georgiannou (2006)	M31	0	TX	MT	50
Georgiannou (2006)	M31	5	TX	MT	50
Georgiannou (2006)	M31	0	TX	MT	100
Georgiannou (2006)	M31	10	TX	MT	100
Georgiannou (2006)	M31	15	TX	MT	100
Georgiannou (2006)	M31	0	TX	MT	300
Georgiannou (2006)	M31	5	TX	MT	300
Georgiannou (2006)	M31	10	TX	MT	300

Πίνακας 2.2: Πειραματικά δεδομένα για καθαρές άμμους

Ερευνητής	Τύπος άμμου	Είδος δοκιμής	Μέθοδος παρασκευής δοκιμίου	Τάση στερεοποίησης $\sigma'_{vo}$
Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo	TX	MT	100
Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo	TX	MT	200
Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	TX	SD	100
Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	TX	MT	100
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	AP	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	MT	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	WV	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	WAV	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	AP	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	AP	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	MT	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	WV	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	TX	WAV	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	SS	AP	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	SS	MT	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	SS	WV	98
Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura	SS	WAV	98
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	TX	AP	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	TX	MT	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	TX	WV	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	TX	WAV	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	SS	AP	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	SS	MT	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	SS	WV	131
Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama	SS	WAV	131
Hazirbaba (2005)	Monterey No. 0/30	SS	WP	100
Wu et al. (2003)	Monterey No. 0/30	SS	WP	40
Wu et al. (2003)	Monterey No. 0/30	SS	WP	80
Wu et al. (2003)	Monterey No. 0/30	SS	WP	180
La Vielle (2009)	Playa	TX	MT	100
La Vielle (2009)	Playa	TX	MT	100
Tanizawa et al. (1988)	Toyoura	SS	AP	98
Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand	TX	MT	50
Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand	TX	MT	200
Diaz-Rodriguez et al. (2008)	Lazaro-Cardenas Sand	SS	AP	29.4
DeAlba et al. (1976)	Monterey No.0	SS	AP	55
Nagase et al. (1999)	Toyoura	TX	AP	49
Nagase et al. (1999)	Chikugo River	TX	AP	49
Arulmoli et al. (1992) -VELACS	Nevada #120	SS	AP	80
Arulmoli et al. (1992) -VELACS	Nevada #120	SS	AP	160
Arulmoli et al. (1992) -VELACS	Nevada #120	TX	AP	40
Arulmoli et al. (1992) -VELACS	Nevada #120	TX	AP	80
Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	TX	MT	100
Polito and Martin (2001)	Yatesville	TX	MT	100
Georgiannou (2006)	M31	TX	MT	50
Georgiannou (2006)	M31	TX	MT	100
Georgiannou (2006)	M31	TX	MT	300



### 2.3.2 Αναλυτική έκφραση των καμπυλών ρευστοποίησης

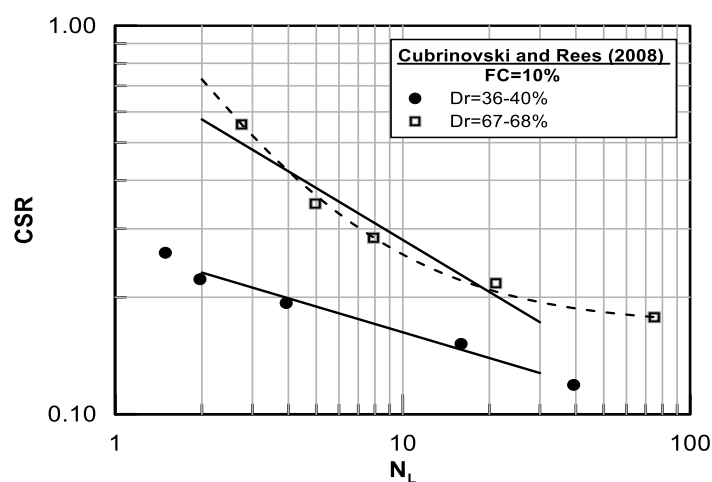
Τα πειραματικά ζεύγη  $[CSR - N_L]$  μπορούν να προσεγγιστούν από εξισώσεις με δύο παραμέτρους της μορφής:

$$CSR = aN_L^{-b} \quad (2.8)$$

καθώς και από εξισώσεις πιο σύνθετης μορφής με τρεις παραμέτρους:

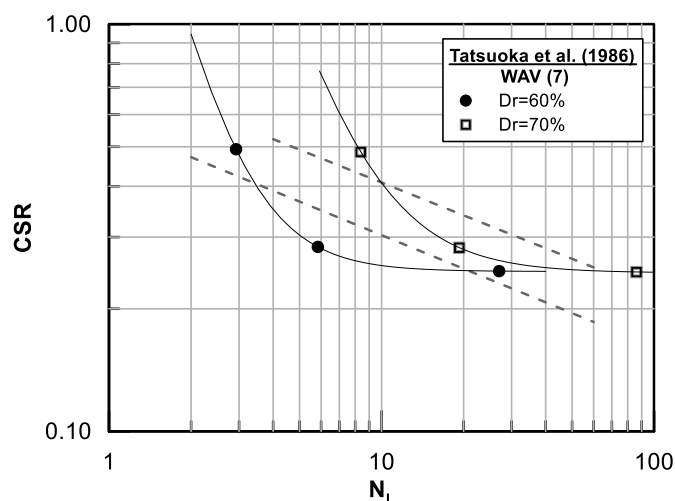
$$CSR = c + aN_L^{-b} \quad (2.9)$$

Σε πρώτη φάση προσαρμόστηκε σε όλες τις σειρές δεδομένων η εξίσωση (2.8) με τη μέθοδο των ελαχίστων τετραγώνων και υπολογίστηκαν οι τιμές των συντελεστών  $a, b$  (Παράρτημα Α). Για εποπτικούς λόγους η παρουσίαση των αποτελεσμάτων γίνεται σε διπλά λογαριθμικό διάγραμμα, όπου η παραπάνω σχέση μετατρέπεται σε γραμμική. Στο **Σχήμα 2.4** παρουσιάζεται η 2-παραμετρική προσέγγιση των καμπυλών ρευστοποίησης για πυκνότητες  $D_r=36-40\%$  και  $D_r=67-68\%$  από τα πειραματικά αποτελέσματα των Cubrinovski and Rees (2008). Παρατηρείται ότι για τη δεύτερη περίπτωση η προσαρμογή σε ευθεία δεν είναι ικανοποιητική λόγω της έντονης καμπύλωσης που εμφανίζει σε μικρούς αριθμούς κύκλων φόρτισης. Στην περίπτωση αυτή (διακεκομμένη γραμμή στο **Σχήμα 2.4**), καθώς και σε όσες σειρές δεδομένων εμφανίζουν αντίστοιχη τάση, προσαρμόστηκε η εξίσωση (2.9) μέσω επαναληπτικής διαδικασίας που χρησιμοποιεί τις συντεταγμένες τριών βασικών σημείων και υπολογίζει τις τιμές των συντελεστών  $c, a$  και  $b$ .



**Σχήμα 2.4:** Χαρακτηριστική μορφή καμπυλών ρευστοποίησης με προσέγγιση εξίσωσης δύο και τριών παραμέτρων Cubrinovski and Rees (2008).

Όσον αφορά στη διαδικασία επεξεργασίας των πειραματικών δεδομένων και προσαρμογής των καμπυλών ακολουθήθηκαν οι παρακάτω κατευθύνσεις. Απορρίφθηκαν εξαρχής καμπύλες με δύο σημεία, καθώς η προσέγγισή τους με ευθεία κρίνεται μη αντιπροσωπευτική όπως και μη - γραμμικές καμπύλες με τρία σημεία τα οποία αντίστοιχα δεν επαρκούν για 3-παραμετρική προσέγγιση (Σχήμα 2.5). Το ενδιαφέρον επικεντρώθηκε σε εύρη κύκλων  $N_L = 2 - 30$ , που σύμφωνα με την αντιστοίχιση μεγέθους σεισμού και ισοδύναμων ομοιόμορφων κύκλων αναφέρονται σε σεισμούς μεγέθους  $M_w = 5 \frac{1}{2} - 8 \frac{1}{2}$  (Seed and Idriss 1982) και για αυτά τα εύρη έγινε η προσαρμογή των εξισώσεων με δύο παραμέτρους. Εξάιρεση αποτελούν οι περιπτώσεις όπου υπήρχαν λίγα διαθέσιμα συνολικά σημεία, στις οποίες η προσέγγιση έγινε και για τιμές  $N_L$  εκτός του προαναφερθέντος εύρους, υπό την προϋπόθεση ότι η μορφή της καμπύλης δεν άλλαζε ιδιαίτερα όταν συμπεριλαμβάνονταν και αυτά τα σημεία.



**Σχήμα 2.5:** Χαρακτηριστική μορφή καμπυλών ρευστοποίησης με μη ικανοποιητική 3-παραμετρική προσέγγιση που απορρίφθηκαν (Tatsuoka et al. 1986).

Στη συνέχεια συγκεντρώνονται στατιστικά στοιχεία για το σύνολο των δεδομένων που μελετήθηκαν (για καθαρές και ιλυώδεις άμμους) με σκοπό να διαπιστωθεί αν υπάρχει κάποια συστηματικότητα στην εμφάνιση καμπυλών 3-παραμετρικής μορφής. Αρχικά παρατηρείται ότι ο συνολικός αριθμός των 3-παραμετρικών καμπυλών είναι μόνο 13 στις 159 ή 8%. Επί του συνόλου των τριαξονικών δοκιμών ο αριθμός είναι 8 στις 116 ή 7% και επί του συνόλου των δοκιμών απλής διάτμησης 5 στις 43 ή 12%. Τα ποσοστά αυτά είναι παρεμφερή, και δεν υποδεικνύουν κάποια σαφή προτίμηση σε απλή διάτμηση ή σε τριαξονική φόρτιση. Βασικός και ίσως μοναδικός συστηματικός παράγοντας φαίνεται να είναι η σχετική πυκνότητα αφού 11 στις 13 3-παραμετρικές καμπύλες εμφανίζονται για πυκνότητες μεγαλύτερες από 67%. Επί του συνόλου των δοκιμών με πυκνότητα μεγαλύτερη

από  $D_r = 67\%$  οι 3-παραμετρικές είναι 11 στις 68 ή 16%, ποσοστό μεγαλύτερο από το 8% του γενικού ποσοστού. Αναφορικά με τη μέθοδο παρασκευής, 3-παραμετρικές καμπύλες εμφανίζονται για όλες τις μεθόδους. Οι μέθοδοι με τα μεγαλύτερα ποσοστά είναι η Air-Pluviation (13%) και οι μέθοδοι Wet και Water Vibration (21%) παρότι δεν αποτελούν τις κυρίαρχες μεθόδους των πειραμάτων. Η Moist Tamping, η οποία είναι η πιο συχνή μέθοδος, εμφανίζει εξαιρετικά μικρό ποσοστό 3-παραμετρικών καμπυλών (3%). Ως προς το είδος της άμμου και την τάση στερεοποίησης δεν παρατηρείται κάποια συστηματικότητα αλλά δεν υπάρχουν και αρκετά δεδομένα ώστε να προκύψει αξιόπιστο συμπέρασμα.

Τέλος, πιθανολογείται ότι η μη συστηματική εμφάνιση 3-παραμετρικών καμπυλών μπορεί να οφείλεται σε ατέλειες κατά την διεξαγωγή κάποιων πειραμάτων. Πιο συγκεκριμένα, η απώλεια του ελέγχου των επιβαλλόμενων τάσεων θα οδηγούσε σε μείωση τους στις μεγάλες παραμορφώσεις και τελικά σε αύξηση του απαιτούμενου αριθμού κύκλων για ρευστοποίηση. Σε λογαριθμική κλίμακα, η αλλαγή αυτή γίνεται περισσότερο εμφανής σε λίγους κύκλους φόρτισης, μετατρέποντας την ευθεία σε καμπύλη. Σε κάθε περίπτωση, αυτή η υπόθεση δεν μπορεί να ελεγχθεί καθώς οι χρονοιστορίες της φόρτισης από τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα δεν είναι διαθέσιμες

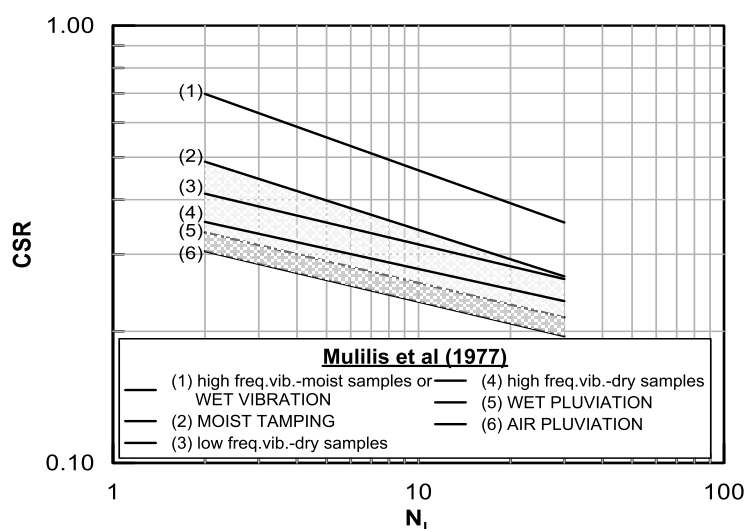
Εν τέλει, η παραπάνω διερεύνηση, μας επιτρέπει να υιοθετήσουμε την 2-παραμετρική προσέγγιση των καμπυλών ρευστοποίησης και να αγνοήσουμε τις περιπτώσεις των 3-παραμετρικών καμπυλών. Οι λόγοι για κάτι τέτοιο είναι κατά βάση το μικρό συνολικά ποσοστό εμφάνισης τους (8%) καθώς και το γεγονός ότι εμφανίζονται κυρίως σε μεγάλες πυκνότητες οι οποίες σπάνια θα εμφανίσουν ρευστοποίηση στην φύση.

## 2.4 Παράμετροι που επιδρούν στους συντελεστές της καμπύλης ρευστοποίησης

Η επίδραση κάθε παραμέτρου μελετάται χωριστά σε διαγράμματα μεταβολής των συντελεστών  $a$  και  $b$  ως προς  $D_r$ . Η διερεύνηση ξεκινά με τη μέθοδο παρασκευής και την τάση στερεοποίησης, όπου αναμένεται η μικρότερη επίδραση, ενώ τα συμπεράσματα που προκύπτουν επιτρέπουν την ομαδοποίηση περισσότερων δεδομένων στα επόμενα στάδια της διερεύνησης. Η επίδραση του ποσοστού ιλύος μελετάται τελευταία.

### 2.4.1 Επίδραση μεθόδου παρασκευής δοκιμίου

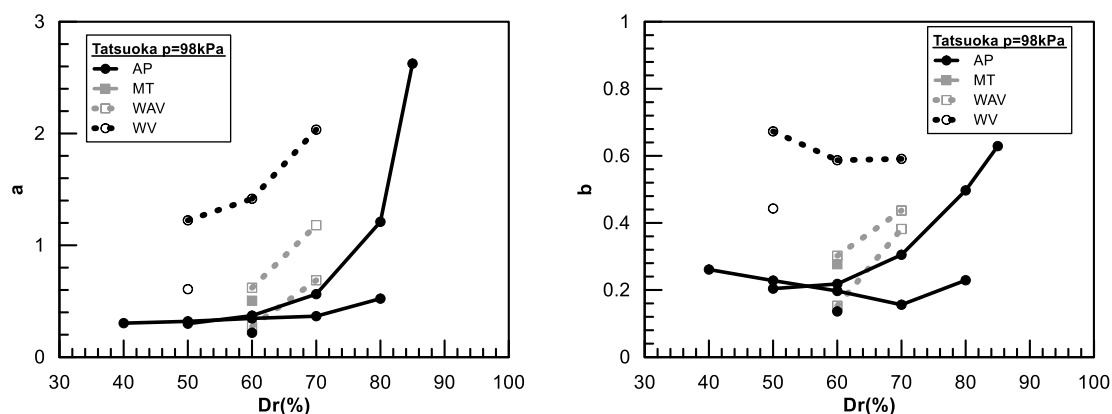
Σύμφωνα με τους Mulilis et al. (1977), οι οποίοι πραγματοποίησαν τριαξονικές δοκιμές σε άμμο Monterey No.0 πυκνότητας  $D_r = 50\%$  για έξι διαφορετικές μεθόδους παρασκευής, η μορφή της καμπύλης  $CSR - N_L$  σε όρους  $a$  και  $b$  επηρεάζεται από τη μέθοδο προετοιμασίας των δειγμάτων (Σχήμα 2.6). Από τις μεθόδους που αναφέρθηκαν προηγουμένως, παρατηρούμε ότι οι Air και Wet Pluviation δίνουν ένα κατώτατο όριο με παρόμοιες τιμές  $a$  και  $b$  ( $a = 0.35 \div 0.38$  και  $b = 0.17$ ) ενώ η Wet Vibration δίνει αντίστοιχα ένα ανώτατο όριο και μεγαλύτερους συντελεστές  $a$  και  $b$  ( $a = 0.7$  και  $b = 0.24$ ).



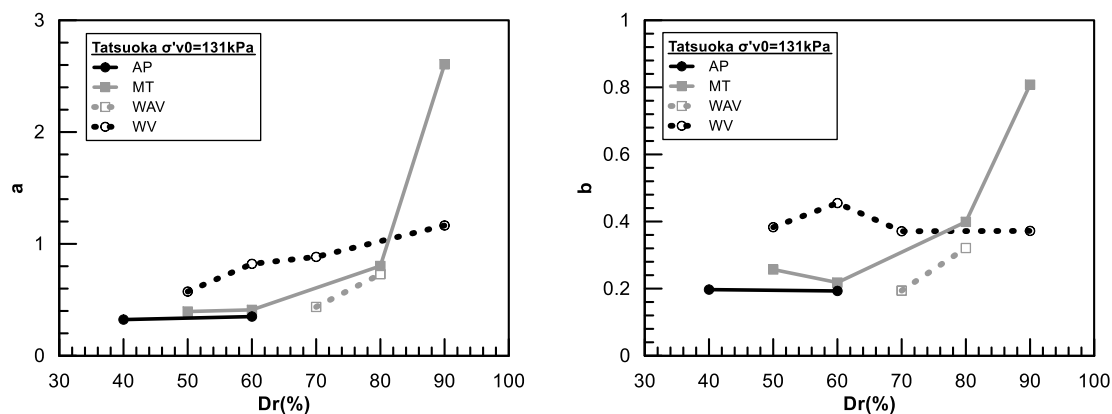
Σχήμα 2.6: Επίδραση μεθόδου παρασκευής δοκιμίου στην καμπύλη ρευστοποίησης για τριαξονικές δοκιμές σε άμμο Monterey No.0 σχετικής πυκνότητας  $D_r = 50\%$ .

Αντίστοιχα αποτελέσματα δίνουν τα πειράματα των Tatsuoka et al. (1986), τα οποία εστιάζουν επίσης στη επίδραση της μεθόδου παρασκευής. Πιο συγκεκριμένα, επαρκή στοιχεία για σύγκριση δίνουν τα πειραματικά αποτελέσματα για τριαξονικές δοκιμές με τάση στερεοποίησης  $p = 98\text{kPa}$  (Σχήμα 2.7) και για δοκιμές απλής διάτμησης με  $\sigma'_{v0} = 131\text{kPa}$  (Σχήμα 2.8). Παρατηρούμε ότι και πάλι η μέθοδος Air Pluviation δίνει τις μικρότερες τιμές

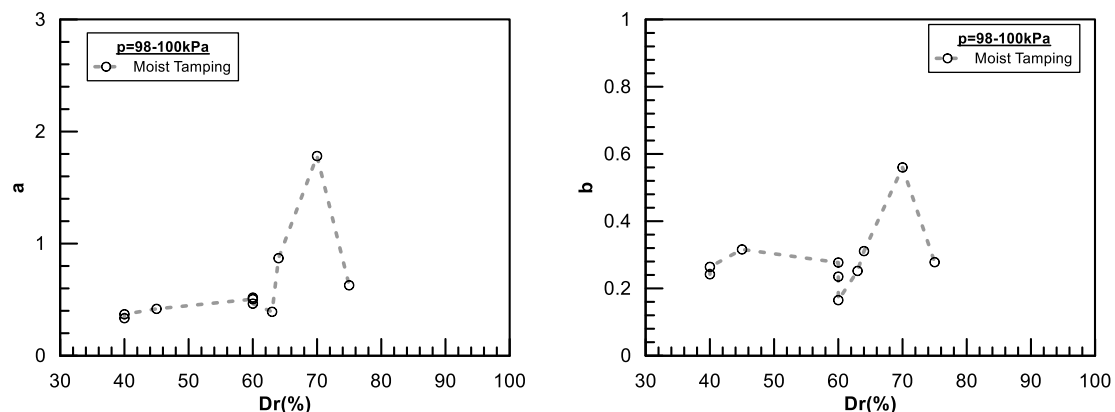
συντελεστών  $a, b$  ενώ, η μέθοδος Wet Vibration τις μεγαλύτερες. Λόγω έλλειψης στοιχείων για τη μέθοδο Moist Tamping από τον προηγούμενο ερευνητή, στο **Σχήμα 2.9** παρουσιάζεται μία ομαδοποίηση αποτελεσμάτων τριαξονικών δοκιμών από άλλους ερευνητές για διαφορετικά είδη άμμου με κοινή πάντα τάση στερεοποίησης.



**Σχήμα 2.7:** Αποτελέσματα τριαξονικών δοκιμών σε άμμο Toyoura των Tatsuoka et al. (1986) για διαφορετικές μεθόδους παρασκευής δοκιμίου.



**Σχήμα 2.8:** Αποτελέσματα δοκιμών απλής διάτμησης σε άμμο Sengenagata των Tatsuoka et al. (1986) για διαφορετικές μεθόδους παρασκευής δοκιμίου.

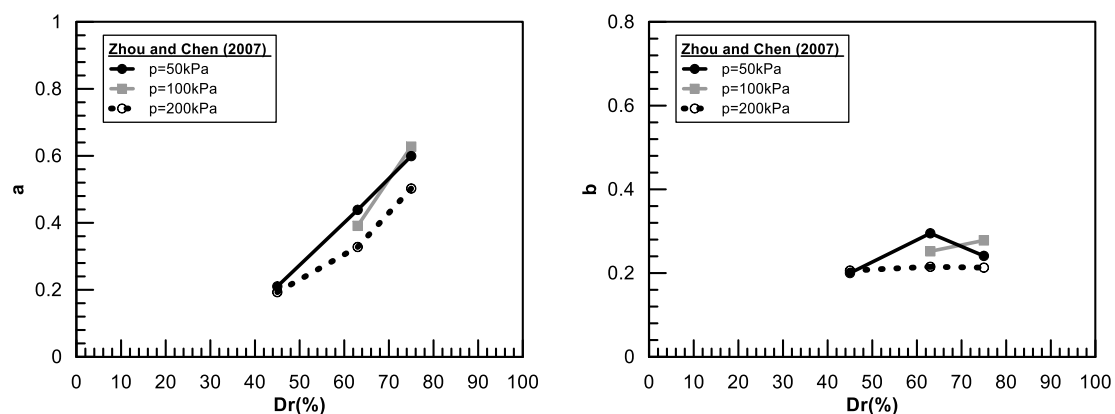


**Σχήμα 2.9:** Αποτελέσματα τριαξονικών δοκιμών διαφόρων άμμων για δοκίμια παρασκευασμένα με Moist Tamping.

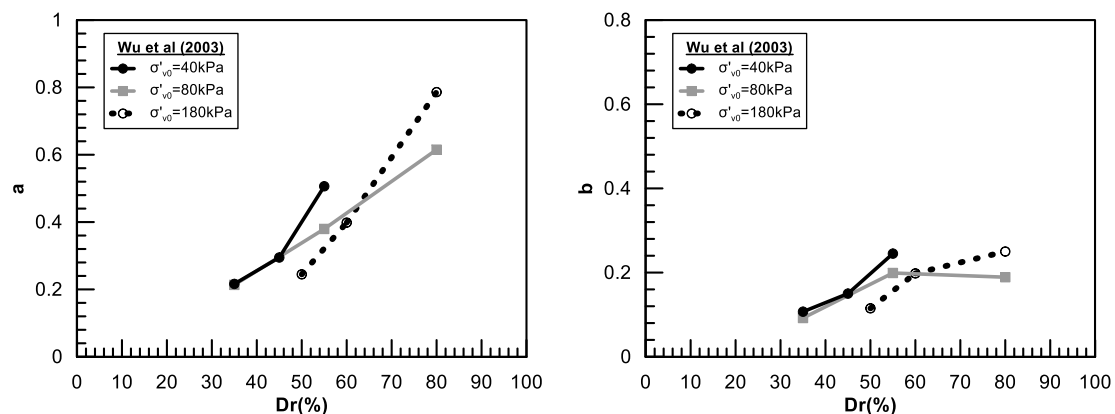
Από τα αποτελέσματα των Σχημάτων 2.7 έως 2.9, φαίνεται τελικά να είναι αποδεκτή η ομαδοποίηση των αποτελεσμάτων για τις μεθόδους Air και Wet Pluviation καθώς και Moist Tamping, αφού δίνουν παρόμοιες τιμές των παραμέτρων  $a$ ,  $b$ . Επιπλέον, όπως προαναφέρθηκε, οι τρεις αυτές μέθοδοι παρασκευής προσομοιώνουν καλύτερα τη δημιουργία φυσικών αποθέσεων και επομένως, βρίσκονται πιο κοντά στο πεδίο ενδιαφέροντός μας.

#### 2.4.2 Επίδραση τάσης στερεοποίησης

Προκειμένου να διερευνηθεί η επίδραση του  $\sigma'_{v0}$  στους συντελεστές  $a$  και  $b$  παρουσιάζονται στο Σχήμα 2.10 και στο Σχήμα 2.11 τα πειραματικά δεδομένα των Zhou and Chen (2007) και των Wu et al. (2003), οι οποίοι πραγματοποίησαν δοκιμές ρευστοποίησης με διαφορετικές αρχικές τάσεις στερεοποίησης.

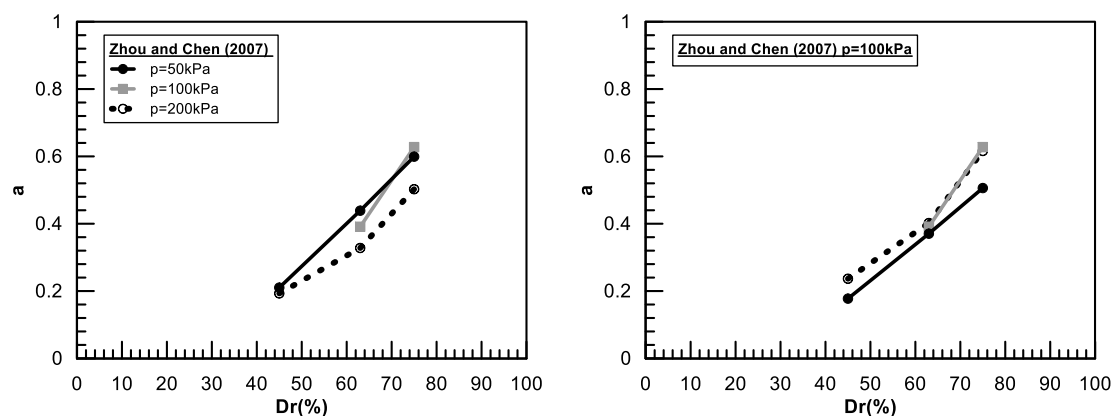


**Σχήμα 2.10:** Αποτελέσματα τριαξονικών δοκιμών των Zhou and Chen (2007).

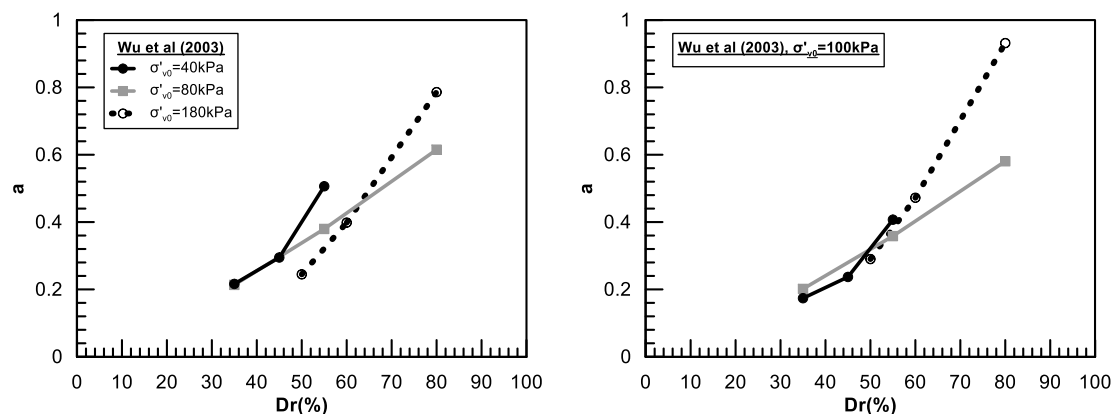


Σχήμα 2.11: Αποτελέσματα δοκιμών απλής διάτμησης των Wu et al. (2003).

Από τα εν λόγω αποτελέσματα φαίνεται ότι η τάση στερεοποίησης επηρεάζει συστηματικά μόνο την τιμή του  $a$  και όχι του  $b$ . Επιπλέον, παρατηρείται ότι η επίδραση στις καμπύλες ρευστοποίησης είναι αντίστοιχη με αυτή του συντελεστή  $K_\sigma$  (Σχήμα 2.3), δηλαδή: αύξηση της τάσης προκαλεί μετατόπιση προς τα κάτω, (μείωση του  $a$ ), χωρίς στροφή. Έτσι, τα παραπάνω πειραματικά δεδομένα ανάγονται σε ατμοσφαιρική πίεση χρησιμοποιώντας την αναλυτική σχέση (2.6) που προτάθηκε από τους Bouckonvalas and Paradimitriou (2006). Τα νέα διαγράμματα του συντελεστή  $a$  συγκρίνονται με τα αρχικά στα Σχήματα 2.12 και 2.13. Παρατηρείται ότι πράγματι οι καμπύλες έχουν πλησιάσει μεταξύ τους και επομένως η σχέση (2.6) μπορεί να χρησιμοποιηθεί για την αναγωγή όλων των πειραματικών δεδομένων σε κοινή τάση, ίση με την ατμοσφαιρική πίεση.



Σχήμα 2.12: Αποτελέσματα τριαξονικών δοκιμών των Zhou and Chen (2007) πριν και μετά την εφαρμογή του διορθωτικού συντελεστή  $K_\sigma$ .



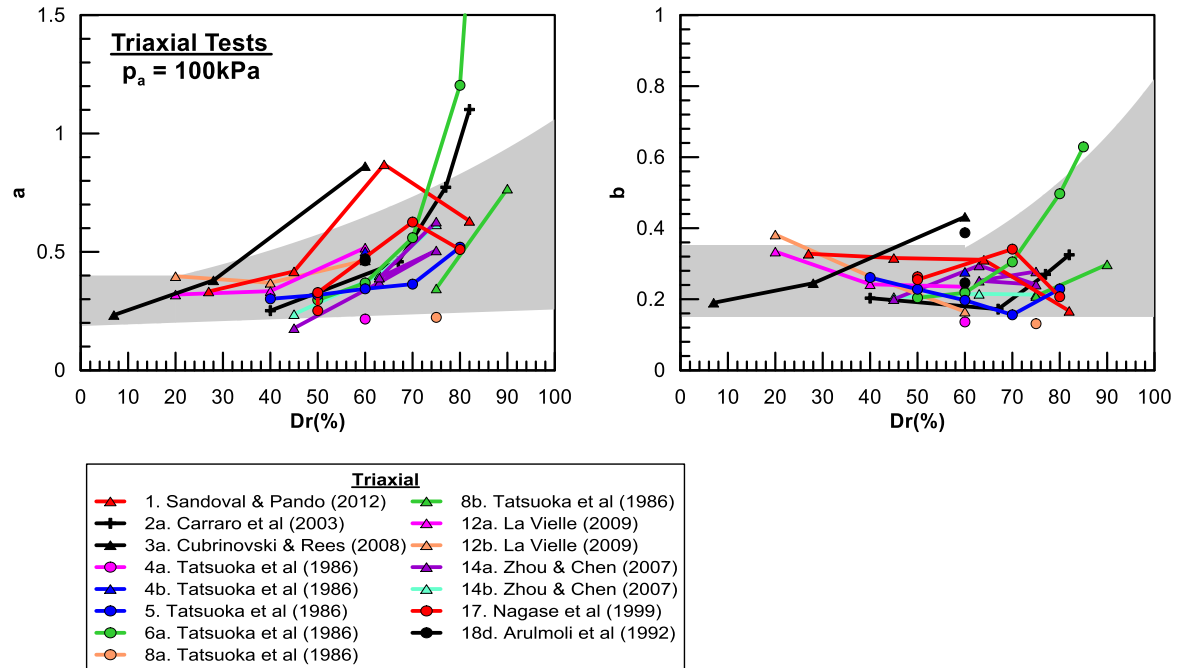
**Σχήμα 2.13:** Αποτελέσματα δοκιμών απλής διάτμησης των Wu et al. (2003) πριν και μετά την εφαρμογή του διορθωτικού συντελεστή  $K_{\sigma}$ .

### 2.4.3 Επίδραση σχετικής πυκνότητας

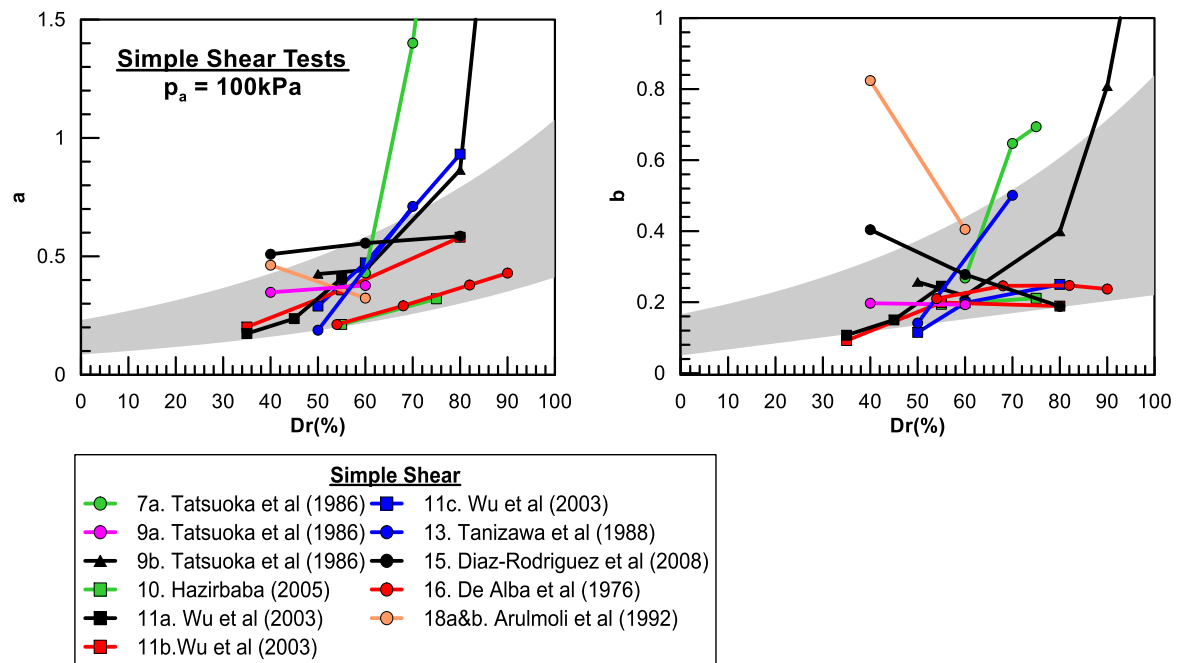
Η επίδραση της σχετικής πυκνότητας διερευνάται στα **Σχήματα 2.14** και **2.15**, μετά την αναγωγή όλων των πειραματικών αποτελεσμάτων σε τάση στερεοποίησης ίση προς την ατμοσφαιρική πίεση. Για τις τριαξονικές δοκιμές έχουν ομαδοποιηθεί οι διαθέσιμες μέθοδοι παρασκευής AP, MT και SD ενώ για τις δοκιμές απλής διάτμησης έχουν ομαδοποιηθεί οι μέθοδοι AP, WP και MT.

Από τα συνολικά διαγράμματα που έχουν προκύψει κατ' αυτό τον τρόπο προκύπτει ότι υπάρχει σημαντική διασπορά στις τιμές των  $a$  και  $b$ , ειδικά για την περίπτωση των δοκιμών διάτμησης. Παρά ταύτα, για πρακτικές εφαρμογές, μπορούμε να θεωρήσουμε ότι οι εν λόγω συντελεστές κινούνται σε ένα συγκεκριμένο εύρος τιμών, και μάλιστα φαίνεται να αυξάνονται συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας. Λίγα μόνο σημεία, τα οποία αφορούν δοκίμια μεγάλης σχετικής πυκνότητας ( $D_r > 60\%$ ), φαίνεται να βρίσκονται εκτός αυτού του εύρους (**Σχήματα 2.14** και **2.15**). Συγκεκριμένα, συστηματικά φαίνεται να αποκλίνουν τα πειραματικά δεδομένα των Tatsuoka et al. (1986) (ήτοι οι δοκιμές 6a, 7a και 9b), για τα οποία υπάρχουν λίγα διαθέσιμα σημεία κυρίως μάλιστα για λίγους κύκλους  $N_L$  και δεν είναι απόλυτα αντιπροσωπευτική η προσέγγισή τους από δι-παραμετρική καμπύλη.





Σχήμα 2.14: Συνολικά αποτελέσματα τριαξονικών δοκιμών για καθαρές άμμους μετά την αναγωγή των τάσεων στερεοποίησης στην ατμοσφαιρική πίεση και προτεινόμενα εύρη τιμών.



Σχήμα 2.15: Συνολικά αποτελέσματα δοκιμών απλής διάτμησης για καθαρές άμμους μετά την αναγωγή των τάσεων στερεοποίησης στην ατμοσφαιρική πίεση και προτεινόμενα εύρη τιμών.

Πιο συγκεκριμένα για τις τριαξονικές δοκιμές (Σχήμα 2.14):

- το  $a$  κυμαίνεται στο εύρος  $a = 0.2 \div 0.5$  για  $D_r < 50\%$  και έπειτα  $a = 0.2 \div 1.0$ , ενώ
- το  $b$  κυμαίνεται στο εύρος  $b = 0.16 \div 0.36$  για  $D_r < 60\%$  και στο εύρος  $b = 0.16 \div 0.80$  για πιο πυκνές άμμους,

ενώ αντίστοιχα για τις δοκιμές απλής διάτμησης (Σχήμα 2.15):

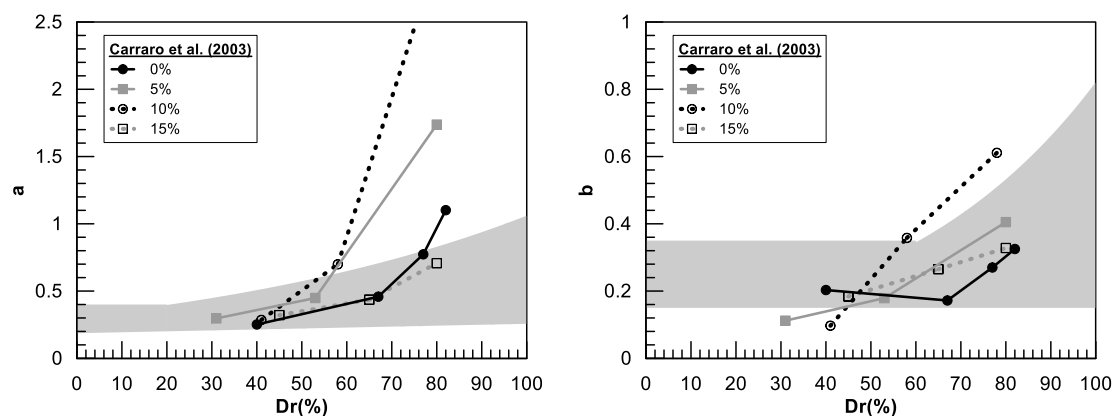
- το  $a$  κυμαίνεται στο εύρος  $a = 0.10 \div 0.50$  για  $D_r < 60\%$  και στο εύρος  $a = 0.15 \div 1.00$  για πιο πυκνές άμμους
- το  $b$  κυμαίνεται στο εύρος  $b = 0.05 \div 0.40$  για  $D_r < 60\%$  και στο εύρος  $b = 0.15 \div 0.80$  για πιο πυκνές άμμους.

Τέλος επισημαίνεται η διαπίστωση ότι δεν φαίνεται να ισχύει η αντιστοιχία μεταξύ  $CSR_{SS} - CSR_{TX}$ , που περιγράφηκε στην εισαγωγή ( $CSR_{SS} \approx 0.65 \cdot CSR_{TX}$ ). Για το λόγο αυτό, τα αποτελέσματα για κάθε είδος δοκιμής θα συνεχίσουν να εξετάζονται χωριστά, αφού δεν θεωρήθηκε σκόπιμο να πραγματοποιηθεί περεταίρω ομαδοποίησή τους.

#### 2.4.4 Επίδραση ποσοστού ιλύος

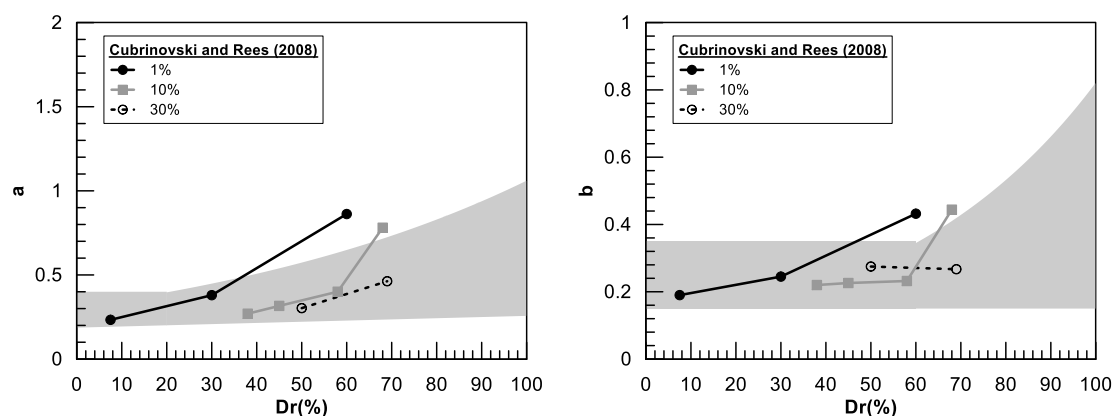
Στην ενότητα αυτή, μελετήθηκαν τα πειραματικά αποτελέσματα τεσσάρων ερευνητικών ομάδων οι οποίες ασχολήθηκαν με την επίδραση των προσμίξεων ιλύος στη συμπεριφορά του ρευστοποιήσιμου υλικού.

Οι Carraro et al. (2003) πραγματοποίησαν τριαξονικές δοκιμές σε δοκίμια με ποσοστό ιλύος 0, 5, 10 και 15%, και τα αποτελέσματα υπό την μορφή των συντελεστών  $a$  και  $b$  παρουσιάζονται στο **Σχήμα 2.16**. Διαπιστώνεται ότι αύξηση του ποσοστού ιλύος οδηγεί σε αύξηση της αντοχής μέχρι κάποιο οριακό σημείο ( $FC = 10\%$ ), ενώ για  $FC = 15\%$  παρατηρείται εκ νέου μείωση στα επίπεδα της καθαρής άμμου. Όσον αφορά στις τιμές των  $a$  και  $b$ , από το **Σχήμα 2.16** προκύπτει ότι ο συντελεστής  $b$  κυμαίνεται από 0.10 έως 0.60, ενώ το  $a$  παρουσιάζει απότομη αύξηση με αύξηση του  $D_r$  και για την τιμή  $FC = 10\%$  φτάνει έως το 2.7.



**Σχήμα 2.16:** Πειραματικά αποτελέσματα των τριαξονικών δοκιμών Carraro et al. (2003) με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100kPa$ .

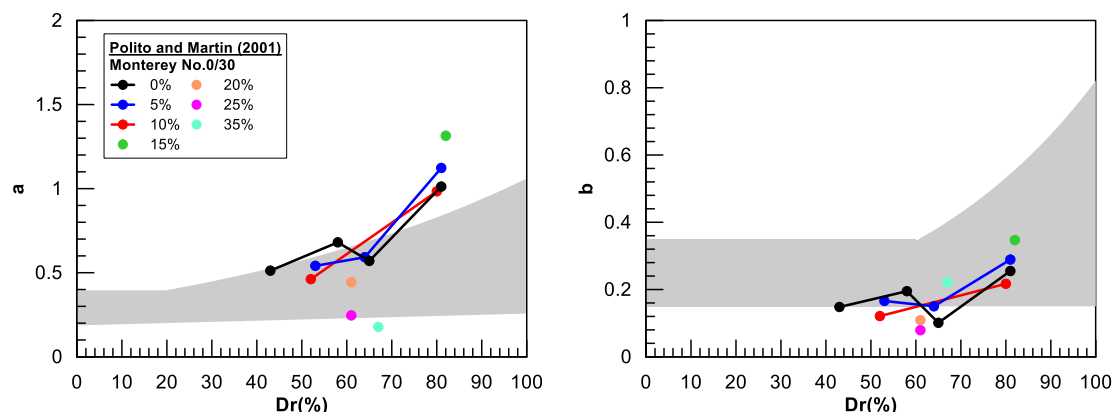
Οι Cubrinovski and Rees (2008) πραγματοποίησαν πειράματα σε δοκίμια με περιεκτικότητα ιλύος 1, 10 και 30% όπου παρατηρήθηκε εξαρχής μείωση της αντοχής με την αύξηση του ποσοστού ιλύος (Σχήμα 2.17). Όσον αφορά τις τιμές των  $a$  και  $b$ , από το Σχήμα 2.17 προκύπτει ότι το  $a$  κυμαίνεται στο εύρος  $a = 0.2 \div 0.8$  και το  $b$  στο εύρος  $b = 0.2 \div 0.4$ .



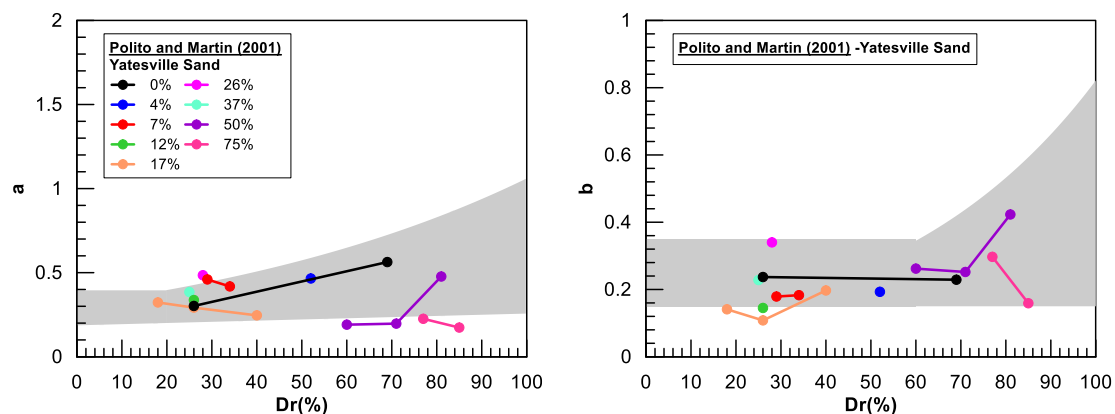
**Σχήμα 2.17:** Πειραματικά αποτελέσματα των τριαξονικών δοκιμών Cubrinovski and Rees (2008) με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100kPa$ .

Οι Polito and Martin (2001) διεξήγαγαν δύο σειρές πειραμάτων σε άμμο Monterey No. 0/30 (Σχήμα 2.18) και σε άμμο Yatesville. Υποστήριξαν ότι για κάθε άμμο υπάρχει ένα οριακό ποσοστό ιλύος (limiting fines content) για τιμές μικρότερες από το οποίο η ύπαρξη ιλύος δεν φαίνεται να επηρεάζει την αντοχή του υλικού, ενώ για τιμές μεγαλύτερες δεν μπορούμε να θεωρήσουμε ότι υπάρχει αμμώδης εδαφικός σκελετός και η συμπεριφορά αλλάζει εντελώς. Για την άμμο Monterey No. 0/30 οι συντελεστές  $a$  κινούνται σε παρόμοια εύρη μέχρι το οριακό ποσοστό  $f_{lim} = 25\%$  και στη συνέχεια μειώνονται, ενώ στους

συντελεστές  $b$  δεν παρατηρείται κάποια επίδραση του ποσοστού ιλύος. Τα συμπεράσματα είναι αντίστοιχα για την άμμο Yatesville ( $f_{lim} = 36\%$ ).



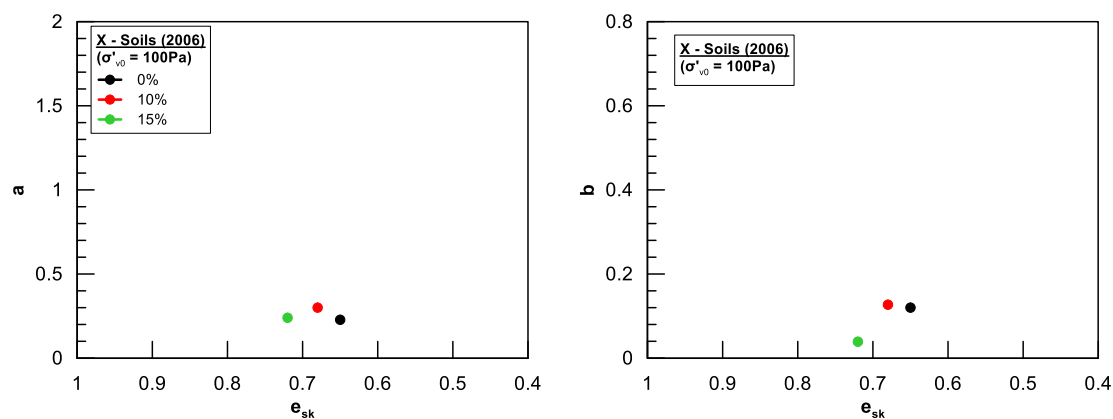
**Σχήμα 2.18:** Πειραματικά αποτελέσματα των τριαξονικών δοκιμών Polito and Martin (2001) για άμμο Monterey No. 0/30 με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100kPa$ .



**Σχήμα 2.19:** Πειραματικά αποτελέσματα των τριαξονικών δοκιμών Polito and Martin (2001) για άμμο Yatesville με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100kPa$ .

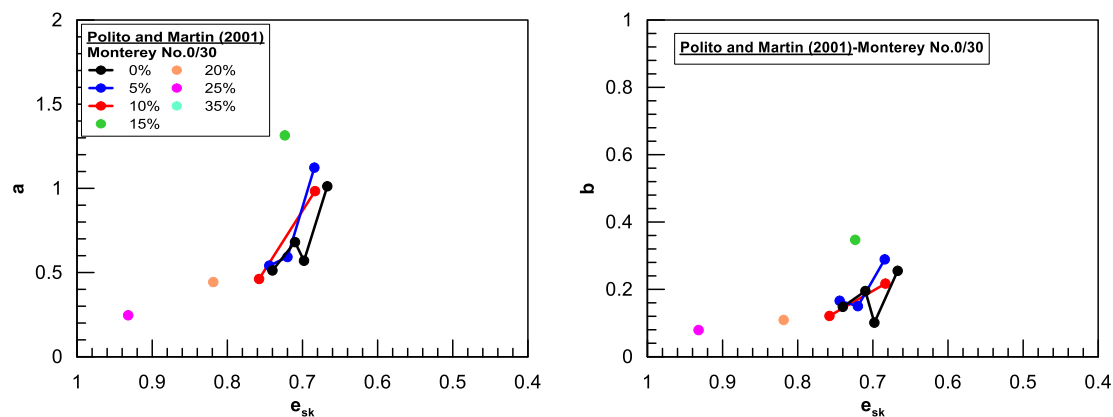
Τέλος, η Georgiannou (2006) πραγματοποίησε δοκιμές στρεπτικής διάτμησης με  $K_0 = 1.0$  σε δοκίμια με περιεκτικότητα ιλύος 0, 5, 10 και 15% και τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $300$  kPa που ισοδυναμούν με τριαξονικές δοκιμές ρευστοποίησης. Όσον αφορά τα πειραματικά δεδομένα, όλα τα δοκίμια καθαρής άμμου κυμαίνονται σε σχετικές πυκνότητες  $D_r = 55 \div 65\%$ , ωστόσο υπάρχει μεγάλη αβεβαιότητα στον υπολογισμό του  $D_r$  καθώς αυτό υπολογίζεται εμμέσως από τα  $e_{min}$  και  $e_{max}$  που διατίθενται. Ως εκ τούτου δεν εξετάζονται οι τιμές των  $a$  και  $b$  σε διαγράμματα συναρτήσεως της σχετικής πυκνότητας, παρά μόνο σε συνάρτηση με τον δείκτη πόρων του εδαφικού σκελετού  $e_{sk}$  (κόκκων άμμου), ο οποίος υπολογίσθηκε βάσει της εξίσωσης 2.7 (Σχήμα 2.20). Οι καμπύλες ρευστοποίησης που έχουν προκύψει από τα αποτελέσματα των συγκεκριμένων δοκιμών μπορούν να αναζητηθούν στο Παράρτημα Α. Οι διαφοροποιήσεις που εμφανίζονται στα πειραματικά

αποτελέσματα από δοκιμές με  $\sigma'_{v0} = 50, 100, 300$  kPa έχουν εξηγηθεί θεωρώντας μία στροφή περί σημείου στην γραμμή της κρίσιμης κατάστασης και μία οριακή τάση στερεοποίησης η οποία παίζει καθοριστικό ρόλο στην τελική συμπεριφορά του υλικού. Λόγω περιορισμένου αριθμού πειραματικών αποτελεσμάτων κάτι τέτοιο δεν ήταν δυνατόν να επιβεβαιωθεί στα πλαίσια αυτής της διερεύνησης.



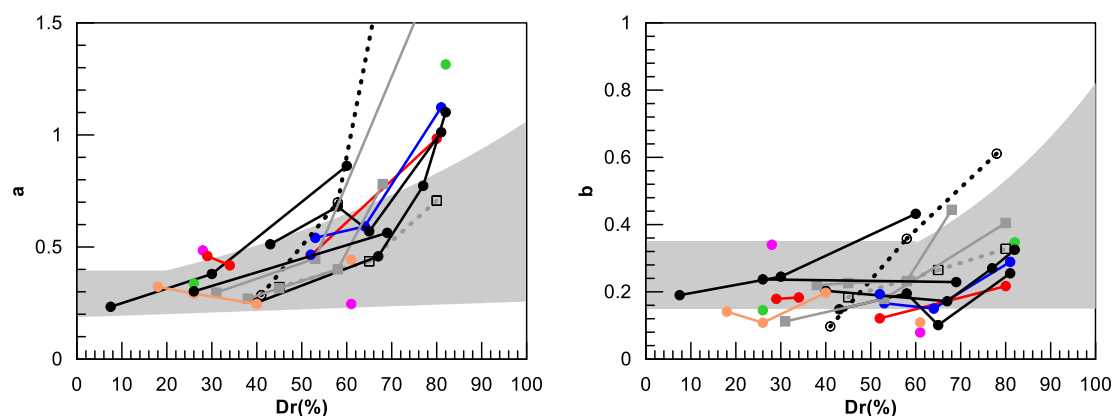
**Σχήμα 2.20:** Πειραματικά αποτελέσματα τριαξονικών δοκιμών Georgiannou et al (2006) (πρόγραμμα X-Soils) για άμμο M31 σε συνάρτηση με το  $e_{sk}$  με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100$  kPa.

Συνολικά παρατηρούμε ότι δεν υπάρχει κάποιο ενιαίο συμπέρασμα που να συνδέει τα πειραματικά αποτελέσματα όλων των ερευνητών, τουλάχιστον όταν γίνεται θεώρηση βάσει της σχετικής πυκνότητας  $D_r$ . Έτσι, στη συνέχεια, εξετάστηκαν οι παράμετροι  $a$  και  $b$  συναρτήσει του  $e_{sk}$ . Με αυτή τη θεώρηση, στα πειραματικά αποτελέσματα των Polito and Martin (2001) για άμμο Monterey No. 0/30 φαίνεται οι καμπύλες να ταυτίζονται για μικρά ποσοστά ιλύος (Σχήμα 2.21). Πρόκειται όμως ξανά για μεμονωμένα συμπεράσματα αφού δεν παρατηρείται καμία συστηματικότητα στα αποτελέσματα των υπολοίπων ερευνητών. Ίσως πάντως αν υπήρχαν πειράματα για δοκίμια με δεδομένο δείκτη πόρων εδαφικού σκελετού και διαφορετικά ποσοστά ιλύος να μπορούσαμε να διακρίνουμε την επίδραση του FC (%) (αν υπάρχει όντως επίδραση για δεδομένο  $e_{sk}$ ).



**Σχήμα 2.21:** Πειραματικά αποτελέσματα των τριαξονικών δοκιμών Polito and Martin (2001) για άμμο Monterey No. 0/30 σε συνάρτηση με το  $e_{sk}$  με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100kPa$ .

Τελικά εξετάστηκε η πιθανότητα το ποσοστό ιλύος να μην επιδρά στην αντοχή με κάποιο συγκεκριμένο τρόπο και να μπορούν να επεκταθούν τα εύρη τιμών που έχουν προκύψει για τις καθαρές άμμους και στις ιλυώδεις. Για το σκοπό αυτό ελέγχθηκε αν οι συντελεστές  $a, b$  των ιλυωδών άμμων εμπίπτουν στα όρια συναρτήσεων της σχετικής πυκνότητας  $D_r$  που προσδιορίστηκαν από τριαξονικές δοκιμές σε καθαρές άμμους (Σχήμα 2.22). Αξίζει να σημειωθεί εδώ πώς έγινε μία απόπειρα να εξεταστεί το εύρος τιμών των  $a, b$  ως προς τη σχετική πυκνότητα του σκελετού καθαρής άμμου ( $D_{rsk}$ ), καθώς θεωρητικά τουλάχιστον φαίνεται πως αυτό το μέγεθος είναι συμβατό με τη σχετική πυκνότητα των καθαρών άμμων. Η προσέγγιση όμως αυτή περισσότερο περιέπλεξε παρά ξεκαθάρισε τα συμπεράσματα, λόγω κυρίως αντικειμενικών αβεβαιοτήτων στον υπολογισμό του  $D_{rsk}$ .



**Σχήμα 2.22:** Σύγκριση συνολικών αποτελεσμάτων για ιλυώδεις άμμους με τις τιμές των  $a, b$  που προέκυψαν για καθαρές με τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 100kPa$ .

Το συμπέρασμα που προκύπτει από το Σχήμα 2.22 είναι ότι η πλειονότητα των τιμών του συντελεστή  $a$  συμβαδίζει με το αντίστοιχο άνω όριο για καθαρές άμμους, ενώ ο εκθέτης  $b$  είναι ίσος και μικρότερος από το κάτω όριο των τιμών για καθαρές άμμους. Ο συνδυασμός

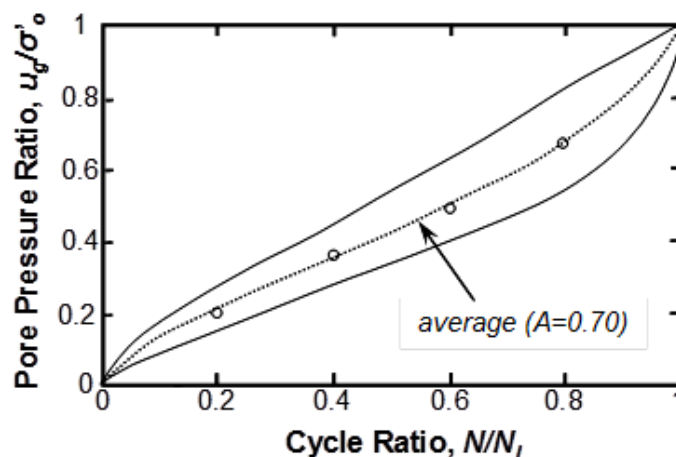
των ανωτέρω υποδηλώνει ότι οι ιλυώδεις άμμοι έχουν κατά μέσο όρο μεγαλύτερη αντίσταση σε ρευστοποίηση, χωρίς όμως η διαφορά αυτή να είναι τόσο μεγάλη ώστε να επιβάλλει ξεχωριστή διαχείριση των ιλυωδών άμμων. Τα πράγματα είναι βέβαια διαφορετικά για αμμώδεις ιλεις, οι οποίες όμως δεν συμπεριλαμβάνονται στα κατεχοχόν ρευστοποιήσιμα εδάφη και δεν εξετάζονται στην παρούσα εργασία.

## 2.5 Συσώρευση υπερπίεσης πόρων

Οι εργαστηριακές δοκιμές μπορούν ακόμη να χρησιμοποιηθούν για τη συσχέτιση του λόγου υπερπίεσης πόρων  $r_u$  με τον κανονικοποιημένο λόγο  $N/N_L$ , παρέχοντας ουσιαστικά μια εικόνα για την ιστορία ανάπτυξης της μέσης (ανά κύκλο φόρτισης) υπερπίεσης πόρων μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης. Οι Seed et al. (1976) στηριζόμενοι στα πειραματικά αποτελέσματα των DeAlba et al. (1976) προτείνουν την προσέγγιση των παραπάνω αποτελεσμάτων με την ακόλουθη εμπειρική εξίσωση (Σχήμα 2.23) :

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left[ \left( \frac{N_{EQ}}{N_L} \right)^{1/(2A)} \right] \quad (2.10)$$

όπου A εμπειρικός συντελεστής με προτεινόμενη μέση τιμή  $A = 0.7$ .



**Σχήμα 2.23:** Εξέλιξη του λόγου υπερ-πίεσης πόρων  $r_u$  σε συνάρτηση με τον λόγο  $N/N_L$  (Seed et al. 1976)

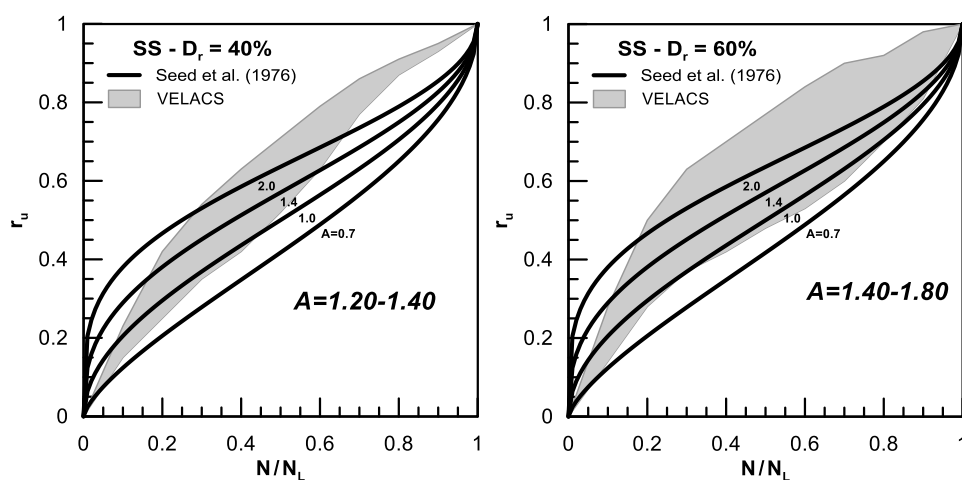
Σύμφωνα με πιο πρόσφατες έρευνες (Bouckovalas et al. 2011; Iai and Koizumi 1986; PHRI 1997), ο συντελεστής A μπορεί να πάρει τιμές μεγαλύτερες από 0.7, ανάλογα με το είδος της δοκιμής και τα χαρακτηριστικά του δοκιμίου (σχετική πυκνότητα, τάση στερεοποίησης και περιεκτικότητα σε ιλύ).

Για την εκτίμηση των πιθανών τιμών που μπορεί να πάρει η παράμετρος  $A$  και των παραγόντων που την επηρεάζουν, χρησιμοποιήθηκαν τα πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος VELACS (1992), καθώς και του ερευνητικού προγράμματος X-SOILS που πραγματοποιήθηκε στο Εργαστήριο Εδαφομηχανικής του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου (2006).

### 2.5.1 Πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος VELACS (Arulmoli et al. 1992)

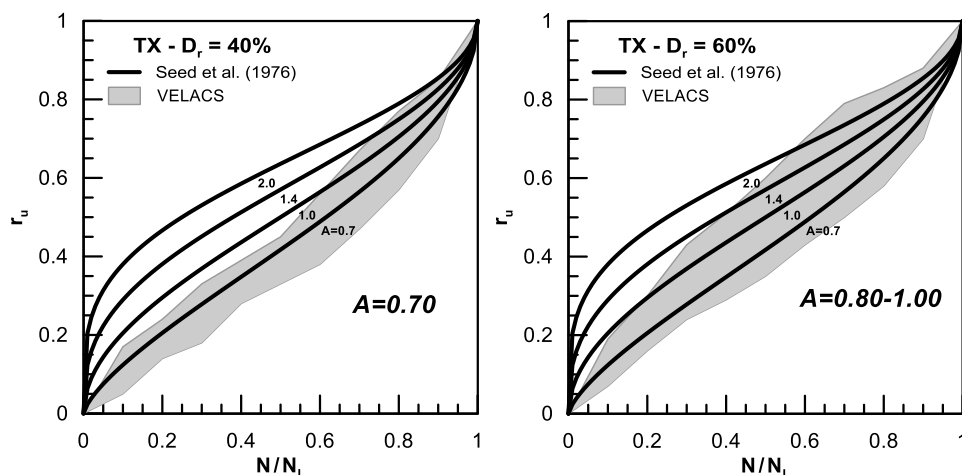
Οι Arulmoli et al. (1992) πραγματοποίησαν δοκιμές απλής ανακυκλικής διάτμησης και τριαξονικές ανακυκλικές δοκιμές σε άμμο Nevada #120, με σχετικές πυκνότητες  $D_r = 40\%$  και  $60\%$  και διαφορετικές αρχικές τάσεις στερεοποίησης ( $\sigma'_{v0} = 80$  και  $160$  kPa για SS και  $\rho' = 40, 80$  και  $160$  kPa για TX).

Στα Σχήματα 2.24 και 2.25 φαίνονται τα εύρη του  $r_u$  ως προς τον λόγο  $N/N_L$  ομαδοποιημένα ως προς το είδος της δοκιμής και την πυκνότητα, μαζί με την εμπειρική εξίσωση (2.10) για τιμές του συντελεστή  $A = 0.7, 1.0, 1.4$  και  $2.0$ .



**Σχήμα 2.24:** Σύγκριση μεταξύ πειραματικών καμπυλών  $r_u - N/N_L$  δοκιμών απλής διάτμησης (VELACS, 1992) με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης για διάφορες τιμές του  $A$ .





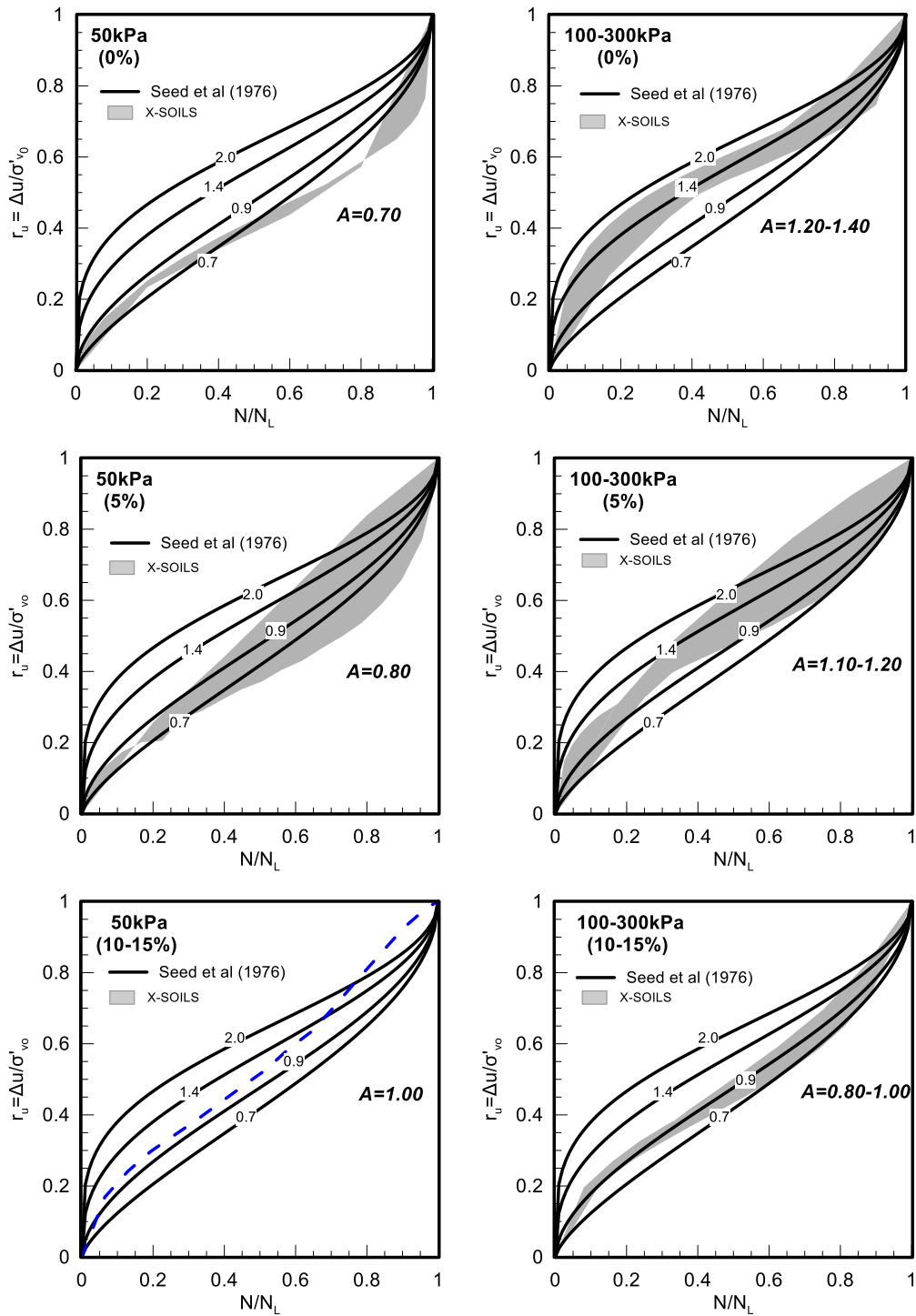
**Σχήμα 2.25:** Σύγκριση μεταξύ πειραματικών καμπυλών  $r_u - N/N_L$  τριαξονικών δοκιμών (VELACS, 1992) με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης για διάφορες τιμές του  $A$ .

Παρατηρούμε ότι η προτεινόμενη τιμή  $A = 0.7$  είναι συμβατή μόνο με τα αποτελέσματα από τριαξονική δοκιμή για  $D_r = 40\%$ . Οι τιμές του εκθέτη αυξάνονται συστηματικά και φτάνουν έως και το  $A = 2.0$  για μεγαλύτερες τιμές του  $D_r$  καθώς και για δοκιμές απλής διάτμησης.

### 2.5.2 Πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος X-SOILS (Georgiannou 2006)

Τα πειραματικά αποτελέσματα προέκυψαν από δοκιμές ανακυκλικής στρεπτικής διάτμησης κοίλου δοκιμίου σε άμμο από την έρημο της Αιγύπτου M31, με περιεκτικότητες ιλύος 0, 5, 10, 15% για τάσεις στερεοποίησης 50, 100 και 300 kPa. Στο **Σχήμα 2.26** φαίνονται και πάλι τα εύρη του  $r_u$  ως προς τον λόγο  $N/N_L$  ομαδοποιημένα ως προς την τάση στερεοποίησης και το ποσοστό ιλύος.

Παρατηρούμε ότι η προτεινόμενη τιμή του  $A = 0.7$  είναι συμβατή μόνο σε καθαρή άμμο και μικρή τάση στερεοποίησης (50kPa). Με την αύξηση της τάσης στερεοποίησης η τιμή του  $A$  για καθαρές άμμους σχεδόν διπλασιάζεται. Όσον αφορά στο ποσοστό ιλύος, για μικρές τάσεις στερεοποίησης αύξηση του FC (%) οδηγεί σε αύξηση της παραμέτρου  $A$  ενώ για μεγαλύτερες τάσεις η επίδραση αυτή αντιστρέφεται. Επιπλέον, οι δοκιμές του X-Soils (2006) για  $\sigma'_{v0} = 100\text{kPa}$  είναι συγκρίσιμες με τις τριαξονικές δοκιμές του VELACS (1992) για  $D_r = 60\%$  και τα αποτελέσματα των δύο ερευνητικών προγραμμάτων είναι συμβατά για αυτές τις περιπτώσεις.



**Σχήμα 2.26:** Σύγκριση μεταξύ πειραματικών καμπυλών  $r_u - N/N_L$  δοκιμών ανακυκλικής στρεπτικής διάτμησης (X-SOILS, 2006) με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης για διάφορες τιμές του  $A$ .

## 2.6 Συμπεράσματα

Συνοψίζοντας, στο κεφάλαιο αυτό μελετήθηκαν οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν από πειραματικά δεδομένα και προέκυψαν τα ακόλουθα συμπεράσματα:

### Ι. Για τις Καμπύλες ρευστοποίησης [CSR-N<sub>L</sub>]:

(α) Μπορεί να υιοθετηθεί εξίσωση δύναμης δύο παραμέτρων της παρακάτω μορφής για τη μαθηματική περιγραφή των καμπυλών:

$$CSR = aN_L^{-b}$$

(β) Εξίσωση τριών παραμέτρων της παρακάτω μορφής αποδεικνύεται καταλληλότερη για το 8% μονάχα του συνόλου των δοκιμών και συνήθως περιγράφει τη συμπεριφορά δοκιμών μεγάλης σχετικής πυκνότητας ( $D_r > 67\%$ ):

$$CSR = c + aN_L^{-b}$$

(γ) Οι μέθοδοι παρασκευής των εδαφικών δοκιμών οι οποίες προσομοιώνουν πιστότερα τη φυσική διαδικασία αποθέσεων (δηλαδή οι Air / Wet Pluviation και Moist Tamping) οδηγούν σε κοινές τιμές των συντελεστών  $a$  και  $b$  της παραπάνω εξίσωσης, οι οποίες μάλιστα αποτελούν ένα κάτω όριο των συντελεστών που προκύπτουν από τις υπόλοιπες μεθόδους.

(δ) Η επίδραση της τάσης στερεοποίησης του δοκιμίου στις καμπύλες ρευστοποίησης προκύπτει αντίστοιχη με αυτή που έχει περιγραφεί από τους Seed and Harder (1990) (συντελεστής  $K_o$ ).

(ε) Μετά την ομαδοποίηση των παραπάνω μεθόδων παρασκευής δοκιμών (γ) και την απαλοιφή της επίδρασης της τάσης στερεοποίησης (δ) προτείνονται για τους συντελεστές  $a$ ,  $b$  της παραπάνω εξίσωσης κοινά εύρη τιμών για καθαρές και ιλυώδεις άμμους τα οποία εξαρτώνται μόνο από το είδος της δοκιμής και τη σχετική πυκνότητα του υλικού (Σχήματα 2.14, 2.15, 2.22). Συγκεκριμένα για δοκιμές απλής διάτμησης, οι οποίες προσομοιώνουν πιο πιστά την απόκριση του εδαφικού στοιχείου στη φύση, οι τιμές των συντελεστών κυμαίνονται στα εύρη  $a = 0.1 \div 1.0$  και  $b = 0.05 \div 0.85$ .

(στ) Στο εύρος σχετικών πυκνοτήτων που μας ενδιαφέρει ( $40\% < D_r < 60\%$ ) οι τιμές των συντελεστών (για δοκιμές απλής διάτμησης) παραμένουν ουσιαστικά σταθερές και κυμαίνονται σε εύρος  $a = 0.30 \pm 0.20$  και  $b = 0.25 \pm 0.20$ . Για μεγαλύτερες σχετικές πυκνότητες οι τιμές των συντελεστών καθώς και η διασπορά των πειραματικών αποτελεσμάτων αυξάνονται.

(ζ) Οι τιμές των συντελεστών για τριαξονικές δοκιμές είναι προσαυξημένες κατά περίπου  $10 \div 20\%$ .

Τελικώς, γνωρίζοντας μόνο τη σχετική πυκνότητα ενός εδαφικού υλικού μπορεί να «προβλεφθεί» με ικανοποιητική ακρίβεια η καμπύλη ρευστοποίησής του με χρήση μίας μέσης τιμής των συντελεστών  $a, b$  που έχουν προκύψει από εργαστηριακές δοκιμές απλής διάτμησης.

## II. Για τη συσσώρευση υπερπίεσης πόρων:

(α) Η μορφή της καμπύλης  $r_u - N/N_L$  που προκύπτει από τα πειραματικά αποτελέσματα είναι συμβατή για την πλειοψηφία των περιπτώσεων με την εξίσωση (2.10) των Seed et al. (1976).

(β) Για τριαξονικές δοκιμές, η ανωτέρω διερεύνηση καταλήγει σε προτεινόμενες τιμές του εκθέτη  $A = 0.7 \div 1.0$ .

(γ) Για δοκιμές απλής διάτμησης, οι τιμές του συντελεστή  $A$  είναι μεγαλύτερες, δηλαδή  $A = 1.2 \div 2.0$ .

(δ) Για καθαρές άμμους αύξηση της τάσης στερεοποίησης οδηγεί έως και σε διπλασιασμό της τιμής του εκθέτη  $A$ .

(ε) Αύξηση της σχετικής πυκνότητας οδηγεί σε αύξηση του  $A$ .

(στ) Το ποσοστό υλός δεν έχει μονοσήμαντη επίδραση στον εκθέτη  $A$ , για μικρές τάσεις στερεοποίησης αύξηση του  $FC$  (%) οδηγεί σε αύξησή του  $A$ , ενώ για μεγάλες τάσεις στερεοποίησης η επίδραση είναι αντίστροφη.



# Κεφάλαιο 3

## Αριθμητική προσομοίωση ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου

---

### 3.1 Γενικά

Αντικείμενο του παρόντος κεφαλαίου είναι η εκτίμηση των καμπυλών ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου από αριθμητικές αναλύσεις. Για το σκοπό αυτό, πραγματοποιούνται παραμετρικές αριθμητικές αναλύσεις ανακυκλικής απλής διάτμησης με χρήση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand και ακολουθεί αντίστοιχη επεξεργασία και διερεύνηση με αυτή των πειραματικών αποτελεσμάτων του Κεφαλαίου 2. Συγκεκριμένα, εξετάζεται η μορφή των καμπυλών ρευστοποίησης, η προσέγγισή τους με την δι-παραμετρική αναλυτική σχέση καθώς και η επίδραση επ' αυτών της σχετικής πυκνότητας και της αρχικής τάσης στερεοποίησης. Επιπλέον, διερευνάται ο ρυθμός συσσώρευσης υπερπιέσεων πόρων έως την ρευστοποίηση και η αναλυτική του έκφραση μέσω της εξίσωσης (2.10) των Seed et al. (1976).

### 3.2 Καταστατικό προσομοίωμα NTUA-Sand

Η απόκριση της ρευστοποιήσιμης άμμου προσομοιώνεται με το εξελιγμένο καταστατικό προσομοίωμα NTUA-Sand, το οποίο αναπτύχθηκε και ενσωματώθηκε στον κώδικα Πεπερασμένων Διαφορών FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua) στο Εργαστήριο Θεμελιώσεων του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου (Paradimitriou & Bouckovalas 2002; Andrianopoulos et al. 2010; Karamitros 2010). Πρόκειται για ένα καταστατικό προσομοίωμα βασισμένο στη θεωρία της Κρίσιμης Κατάστασης και της Πλαστικότητας που αναπτύχθηκε με σκοπό να προσομοιώσει ικανοποιητικά την απόκριση μη-συνεκτικών εδαφών υπό ανακυκλική διάτμηση σε μικρές, μεσαίες και μεγάλες παραμορφώσεις καθώς και σε συνθήκες ρευστοποίησης. Επισημαίνεται ότι προσομοιώνει αποτελεσματικά τόσο μονοτονικές όσο και ανακυκλικές φορτίσεις ενσωματώνοντας τα παρακάτω βασικά χαρακτηριστικά:

- Περιλαμβάνει τρεις επιφάνειες στο χώρο των τάσεων: την επιφάνεια Διαστολικότητας, Κρίσιμης Κατάστασης και την Οριακή, που αντιστοιχούν στην Γραμμή

Αλλαγής Φάσης, Κρίσιμης Κατάστασης και Οριακής Αντοχής, φάσεις από τις οποίες διέρχεται το υλικό κατά τη διάρκεια της διατμητικής του φόρτισης. Στο **Σχήμα 3.1** φαίνονται οι μορφές των επιφανειών του προσομοιώματος για τριαξονική εντατική κατάσταση καθώς και οι προβολές των επιφανειών στο επίπεδο  $\pi$  (αποκλίνον επίπεδο) σε συνδυασμό με το νόμο προβολής του προσομοιώματος.

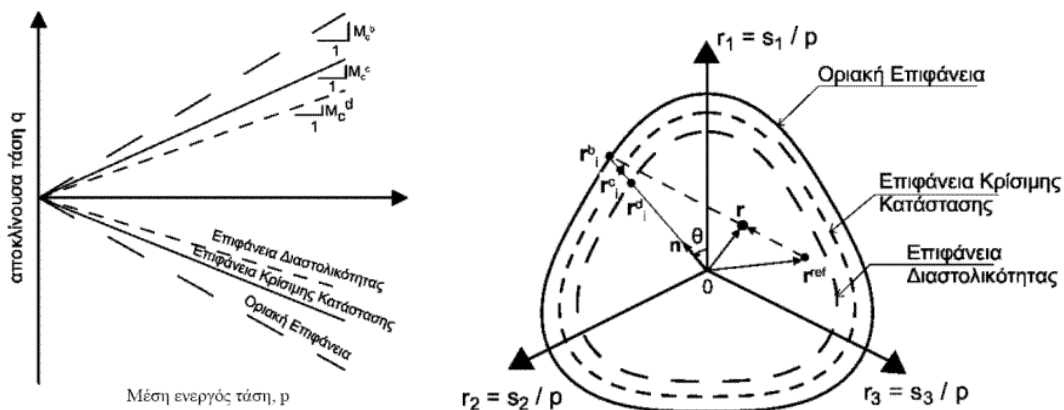
- Οι κλίσεις της επιφάνειας Διαστολικότητας και της Οριακής επιφάνειας,  $M_c^d$  και  $M_c^b$  αντίστοιχα, ορίζονται μέσω της παραμέτρου κατάστασης  $\psi = e - e_{cs}$  (όπου  $e$  ο δείκτης πόρων και  $e_{cs}$  ο δείκτης πόρων στην Κρίσιμη Κατάσταση για την ίδια ενεργό τάση  $p'$ ) μέσω της οποίας λαμβάνεται υπόψη τόσο η επίδραση της σχετικής πυκνότητας όσο και της αρχικής ενεργού τάσης με ένα μοναδικό σετ παραμέτρων. Η κλίση  $M_c^c$  εισάγεται ως παράμετρος του προσομοιώματος.
- Η θεώρηση σημειακής επιφάνειας διαρροής και η επακόλουθη απουσία ελαστικής περιοχής, τροποποίηση που εισήχθη από τους Andrianopoulos et al. (2010). Αποτέλεσμα αυτού είναι η ελαστοπλαστική απόκριση του υλικού σε κάθε υπολογιστικό βήμα και η ομαλή μετάβαση σε μεγάλες παραμορφώσεις αποκομίζοντας οφέλη αριθμητικής ευστάθειας και εξοικονόμησης υπολογιστικού χρόνου.
- Η χρήση καταστατικού προσομοιώματος τύπου Ramberg–Osgood για την «ελαστική» απόκριση άμμων σε μικρές παραμορφώσεις, λαμβάνοντας υπόψη την μείωση του μέτρου διάτμησης και την επακόλουθη υστερητική απόσβεση.
- Η χρήση ενός εμπειρικού δείκτη που εκφράζει μακροσκοπικά την επίδραση της αλλαγής της δομής στο μέτρο πλαστικών παραμορφώσεων προβλέποντας με ακρίβεια την ανάπτυξη υπερπίεσεων πόρων και την εκδήλωση της ρευστοποίησης.

Ο **Πίνακας 3.1** συνοψίζει το σύνολο των εξισώσεων του καταστατικού προσομοιώματος και τις βασικές παραμέτρους που το ορίζουν. Παρατηρείται ότι το προσομοίωμα απαιτεί τη βαθμονόμηση 16 συνολικά αδιάστατων και θετικών παραμέτρων από τις οποίες οι 14 αναφέρονται σε μονοτονική φόρτιση και οι λοιπές 2 σε ανακυκλική. Όσον αφορά τη διαδικασία βαθμονόμησης, οι τιμές των παραμέτρων προκύπτουν από επί τόπου και εργαστηριακές δοκιμές για τις 10 από τις 16 παραμέτρους και από δοκιμαστικές αναλύσεις (trial-and-error) που προσομοιώνουν πειραματικά αποτελέσματα για τις υπόλοιπες 6. Ο **Πίνακας 3.2** συνοψίζει τις τιμές των παραμέτρων, για δύο διαφορετικές βαθμονομήσεις μαζί με μια επιγραμματική περιγραφή της φυσικής τους σημασίας.

Η αρχική βαθμονόμηση του προσομιώματος έχει πραγματοποιηθεί από τους Andrianopoulos et al. (2010), για άμμο τύπου Nevada. Για τον σκοπό αυτό χρησιμοποιήθηκαν τα πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος VELACS (Arulmoli et al. 1992), και συγκεκριμένα: δοκιμές συντονισμού στήλης εδάφους με  $p_0' = 40 \div 320$  kPa και ανακυκλικές δοκιμές ρευστοποίησης (απλής διάτμησης και τριαξονικές) με  $p_0' = 40 \div 160$  kPa και σχετικές πυκνότητες  $D_r = 40$  και  $60$  %. Η ακρίβεια της εν λόγω βαθμονόμησης έχει επαληθευτεί μέσω της επιτυχούς σύγκρισης πειραματικών αποτελεσμάτων και αριθμητικών αναλύσεων τόσο σε επίπεδο εδαφικού στοιχείου, όσο και σε μεγάλης κλίμακας πειράματα φυγοκεντριστή που έχουν πραγματοποιηθεί με άμμο Nevada.

Λαμβάνοντας υπ' όψη ότι οι καμπύλες ρευστοποίησης της άμμου Nevada διαφοροποιούνται από τα αντίστοιχα εύρη τιμών για τα υπόλοιπα πειραματικά δεδομένα του Κεφαλαίου 2, πραγματοποιήθηκε, στα πλαίσια της διδακτορικής διατριβής του Ιωάννη Τσιάπα, μια δεύτερη βαθμονόμηση του προσομιώματος με βάση τις δοκιμές ρευστοποίησης των DeAlba et al. (1976). Υπενθυμίζεται ότι οι DeAlba et al. (1976) πραγματοποίησαν δοκιμές σε σεισμική τράπεζα με τάση  $\sigma'_{v0} = 55$  kPa και για σχετικές πυκνότητες  $D_r = 54, 68, 82$  και  $90$  %. Πιο συγκεκριμένα, υπήρξε μεταβολή σε 4 παραμέτρους που αφορούν στο πλαστικό μέτρο κράτυνσης, με στόχο τη μεταβολή της καμπύλης ρευστοποίησης. Θα πρέπει να τονιστεί ότι πέραν των τεσσάρων αυτών αλλαγών οι υπόλοιπες παράμετροι παρέμειναν ίδιες με την αρχική βαθμονόμηση.

Σημειώνεται ότι, χάριν συντομίας, η αναφορά στις παραπάνω βαθμονομήσεις θα γίνεται πλέον ως «VELACS» και «DeAlba».



**Σχήμα 3.1:** Επιφάνειες του προσομιώματος στο χώρο  $p - q$  και η προβολή τους στο επίπεδο  $\pi$ .



Πίνακας 3.1: Εξισώσεις προσομοιώματος NTUA-Sand.

Περιγραφή	Εξίσωση	Σταθερές
Κλίση της Οριακής Επιφάνειας για τριαξονική θλίψη (TC)	$M_c^b = M_c^c + k_c^b \langle -\psi \rangle$ (2.11)	$M_c^c, k_c^b$
Κλίση της Επιφάνειας Διαστολικότητας για TC	$M_c^d = M_c^c + k_c^d \psi$ (2.12)	$k_c^d$
Γραμμή Κρίσιμης Κατάστασης	$\psi = e - e_{cs} = e - \Gamma_{cs} + \lambda \ln(p)$ (2.13)	$\Gamma_{cs}, \lambda$
Γενίκευση των επιφανειών στον χώρο των τάσεων	$M_0^{c,b,d} = g(\theta, c^c) M_c^{c,b,d}$ (2.14)	$c = M_e^c / M_c^c$
Σχήμα των επιφανειών του προσομοιώματος στο επίπεδο π	$g(\theta, c) = \frac{4c}{(1+c) - (1-c)\cos(3\theta)} - \left[ \frac{(1+c) - (1-c)\cos(3\theta)}{2} \right]$ (2.15)	
Γωνία Lode $\theta$	$\cos(3\theta) = (3/2)\sqrt{3}(r_{ij}r_{ij}r_{ij}) / (0.5r_{ij}r_{ij})^{3/2}$ (2.16)	
Μοναδιαίο διάνυσμα για τη διεύθυνση φόρτισης	$n_{ij} = r_{ij}^{IP} / \sqrt{r_{kl}^{IP} r_{kl}^{IP}}$ (2.17)	
Συζυγές σημείο στις επιφάνειες του προσομοιώματος	$r_{ij}^{IP,c,b,d} = \sqrt{2/3} M_0^{c,b,d} n_{ij}$ (2.18)	
Απόσταση συζυγούς σημείου από την τρέχουσα κατάσταση	$d^{c,b,d} = (r_{ij}^{IP,c,b,d} - r_{ij}) n_{ij}$ (2.19)	
Απόσταση αναφοράς	$d_{ref}^{b,d} = \sqrt{2/3} (M_0^{b,d} + M_{\theta+\pi}^{b,d})$ (2.20)	
Αρχικό μέτρο διάτμησης	$G_{max} = B p_a \sqrt{p/p_a} / (0.3 + 0.7e)$ (2.21)	$B$
Εφαπτομενικό μέτρο διάτμησης	$G_t = G_{max} / T$ (2.22)	$a_1, \gamma_1$
	$T = 1 + \left( \frac{1}{a_1} - 1 \right) \left( \frac{\sqrt{0.5(r_{ij} - r_{ij}^{ref})(r_{ij} - r_{ij}^{ref})}}{a_1 (G_{max}^{LR} / p^{LR}) \gamma_1} \right)$ (2.23)	
Εφαπτομενικό μέτρο ισότροπης συμπίεσης	$K_t = (2/3) G_t (1 + \nu) / (1 - 2\nu)$ (2.24)	$\nu$
Επαύξηση "ελαστικών" παραμορφώσεων	$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \dot{\epsilon}_{ij}^c + (\dot{\epsilon}_{vol}^c / 3) \delta_{ij} = (\dot{s}_{ij} / 2G_t) + (\dot{p} / K_t) \delta_{ij}$ (2.25)	
Επαύξηση πλαστικών παραμορφώσεων	$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \dot{\epsilon}_{ij}^p + (\dot{\epsilon}_{vol}^p / 3) \delta_{ij} = \langle \Lambda \rangle R_{ij}$ (2.26)	
Διεύθυνση φόρτισης	$L_{ij} = n_{ij} - (V/3) \delta_{ij} = n_{ij} - (n_{kl} r_{kl} / 3) \delta_{ij}$ (2.27)	
Διεύθυνση επαυξητικής πλαστικής παραμόρφωσης	$R_{ij} = n_{ij} + (D/3) \delta_{ij}$ (2.28)	
Επαύξηση της ενεργού τάσης	$\dot{\sigma}_{ij} = 2G_t \dot{\epsilon}_{ij} + K_t \dot{\epsilon}_{vol} \delta_{ij} - \langle \Lambda \rangle (2G_t n_{ij} + K_t D \delta_{ij})$ (2.29)	
Δείκτης φόρτισης	$\Lambda = \frac{2G_t n_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - V K_t \dot{\epsilon}_{vol}}{K_p + 2G_t - V K_t D}$ (2.30)	
Συντελεστής διαστολικότητας	$D = A_0 d^d \left( 2 - \sqrt{\langle d^d \rangle / d_{ref}^d} \right)$ (2.31)	$A_0$
Πλαστικό μέτρο κράτυνσης	$K_p = \rho h_b h_f d^b$ (2.32)	
Εξίσωση νόμου παρεμβολής	$h_b = h_0 \left  d^b / d_{ref}^b \right ^{A_1} / \left\langle 1 - \left  d^b / d_{ref}^b \right  \right\rangle^{A_2}$ (2.33)	$h_0, A_1, A_2$
Επίδραση της αλλαγής της δομής	$h_f = \left( 1 + \langle f_p \rangle^2 \right) / \left( 1 + \langle f_{ij} n_{ij} \rangle^{B_2} \right)$ (2.34)	$B_2, N_0$
	$\dot{f}_p = N \dot{\epsilon}_{vol}^p$ (2.35)	
	$\dot{f}_{ij} = -N \langle -\dot{\epsilon}_{vol}^p \rangle \left[ \left( 4 \max  f_p ^2 \right) n_{ij} + f_{ij} \right]$ (2.36)	
	$N = N_0 \left( \sigma_{1,o} / p_a \right) \langle -\psi_o \rangle$ (2.37)	

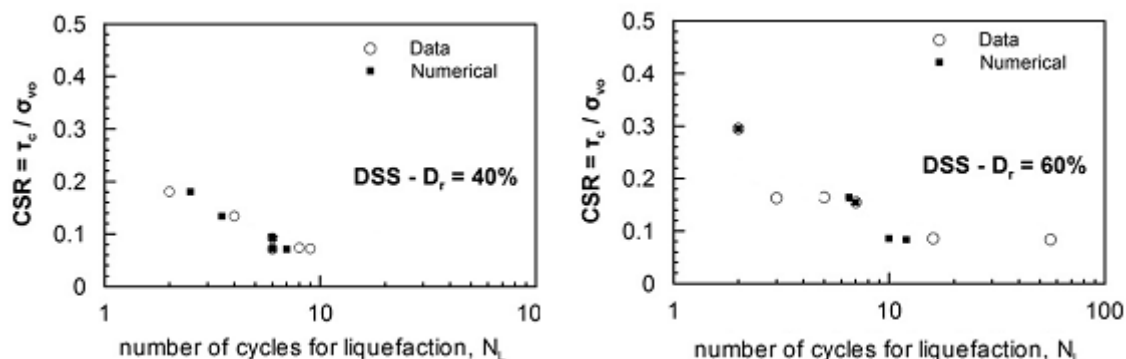
**Πίνακας 3.2:** Παράμετροι προσομοιώματος NTUA-Sand για τις βαθμονομήσεις «VELACS» και «DeAlba»: φυσική σημασία και τιμές.

#	Φυσική Σημασία	VELACS	DeAlba
$M_c^c$	Κλίση της επιφάνειας Κρίσιμης Κατάστασης για τριαξονική θλίψη (TC)	1.25	
c	Λόγος της κλίση της επιφάνειας Κρίσιμης Κατάστασης για τριαξονικό εφελκισμό (TE) προς την αντίστοιχη κλίση για τριαξονική θλίψη (TC)	0.72	
$\Gamma_{cs}$	Δείκτης πόρων στην Κρίσιμη Κατάσταση για $p=1\text{kPa}$	0.910	
$\lambda$	Κλίση της γραμμής Κρίσιμης Κατάστασης στο επίπεδο $[e-\ln p]$	0.022	
B	Σταθερά του ελαστικού μέτρου διάτμησης	600*	
$\nu$	Λόγος Poisson	0.33	
$k_c^b$	Επίδραση του $\psi$ στην κλίση της Οριακής Επιφάνειας για TC	1.45	
$k_c^d$	Επίδραση του $\psi$ στην κλίση της Επιφάνειας Διαστολικότητας για TC	0.30	
$\gamma_1$	Χαρακτηριστική διατμητική παραμόρφωση	0.025%	
$\alpha_1$	Ρυθμός απομείωσης του ελαστικού μέτρου διάτμησης	0.6*	
$A_0$	Σταθερά του συντελεστή διαστολικότητας	0.8	
$N_0$	Σταθερά της επίδρασης της αλλαγής της δομής	40000	
$h_0$	Σταθερά του πλαστικού μέτρου κράτυνσης	70000	45000
$A_1$	Εκθέτης στον αριθμητή του νόμου παρεμβολής	3	3.5
$A_2$	Εκθέτης στον παρονομαστή του νόμου παρεμβολής	1	5
$B_2$	Εκθέτης της εξίσωσης για την επίδρασης της αλλαγής της δομής	1	2

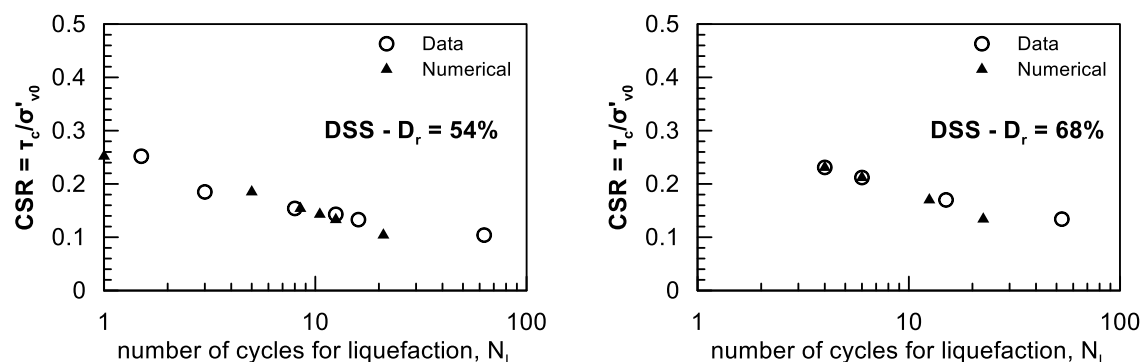
\* για μονοτονική φόρτιση:  $B = 180$ ,  $\alpha_1 = 1.0$

Στα διαγράμματα  $[CSR - N/N_L]$  των **Σχημάτων 3.2** και **3.3** συγκρίνονται πειραματικά αποτελέσματα από ανακυκλικές δοκιμές απλής διάτμησης των Arulmoli et al. (1992) για  $\sigma'_{v0} = 160\text{kPa}$  και  $D_r = 40$  και  $60\%$  και των DeAlba et al. (1976) για  $\sigma'_{v0} = 55\text{kPa}$  και  $D_r = 54$  και  $68\%$  με τις αντίστοιχες αριθμητικές προβλέψεις. Είναι φανερό ότι επαληθεύεται η ακρίβεια του καταστατικού προσομοιώματος και των βαθμονομήσεών του και για τις δύο περιπτώσεις. Στη συνέχεια, στο **Σχήμα 3.4** αξιολογούνται οι καμπύλες απομείωσης του τέμνοντος μέτρου διάτμησης ( $G/G_{max}$ ) και της ανάπτυξης υστερητικής απόσβεσης ( $\xi$ ) με την αύξηση της ανακυκλικής διατμητικής παραμόρφωσης ( $\gamma$ ) που προέκυψαν από τις δύο διαφορετικές βαθμονομήσεις του προσομοιώματος NTUA-Sand. Τα αριθμητικά αποτελέσματα έχουν προκύψει από στραγγιζόμενες δοκιμές ανακυκλικής απλής διάτμησης για  $\sigma'_{v0} = 200\text{ kPa}$  και  $D_r = 60\%$  και η σύγκριση γίνεται με τις πειραματικές καμπύλες των Vucetic and Dobry (1991) για δείκτη πλασσιμότητας  $PI = 0\%$ . Παρατηρείται ότι οι καμπύλες

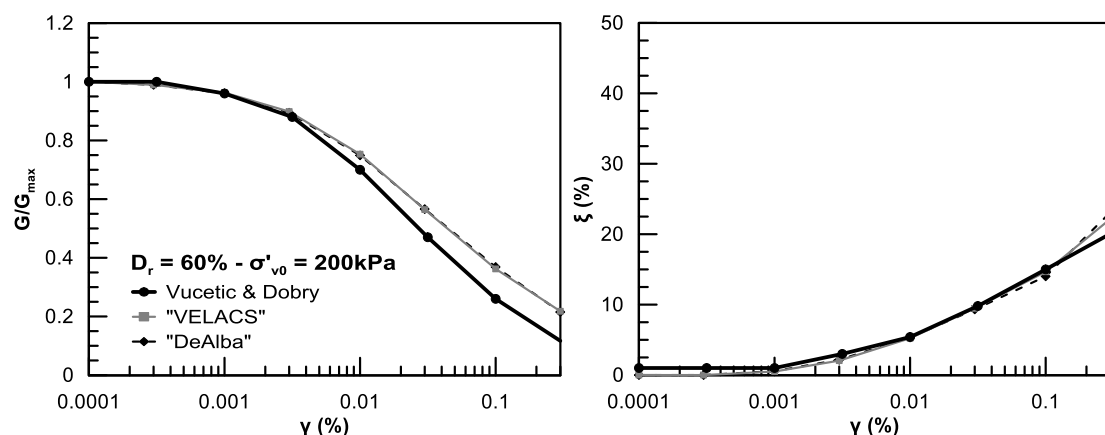
για τις δύο βαθμονομήσεις πρακτικά ταυτίζονται και συγκρίνονται ικανοποιητικά με τις πειραματικές καμπύλες της βιβλιογραφίας.



**Σχήμα 3.2:** Σύγκριση καμπυλών ρευστοποίησης αριθμητικής προσομοίωσης (Numerical) για τη βαθμονόμηση «VELACS» του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand με τα ακριβή πειραματικά δεδομένα (Data) των Arulmoli et al. (1992) για  $\sigma'_{v0} = 160$  kPa και  $D_r = 40$  και  $60\%$ .



**Σχήμα 3.3:** Σύγκριση καμπυλών ρευστοποίησης αριθμητικής προσομοίωσης (Numerical) για τη βαθμονόμηση «DeAlba» του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand με τα ακριβή πειραματικά δεδομένα (Data) των DeAlba et al. (1976) για  $\sigma'_{v0} = 55$  kPa και  $D_r = 54$  και  $68\%$ .



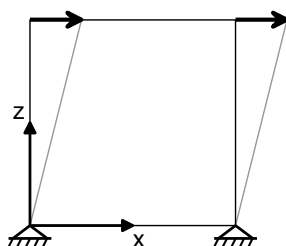
**Σχήμα 3.4:** Σύγκριση αποτελεσμάτων αριθμητικής προσομοίωσης με το καταστατικό προσομοίωμα NTUA - Sand (και για τις δύο ομάδες παραμέτρων «VELACS» και «DeAlba») σε όρους  $G/G_{max} - \gamma$  και  $\xi - \gamma$  για  $PI = 0\%$  με τις καμπύλες Vucetic and Dobry (1991).

### 3.3 Παραμετρική διερεύνηση

#### 3.3.1 Περιγραφή αριθμητικών αναλύσεων

Για την αριθμητική προσομοίωση των ανακυκλικών δοκιμών απλής διάτμησης χρησιμοποιήθηκε ο κώδικας Πεπερασμένων Διαφορών σε δύο διαστάσεις FLAC version 7 (Itasca, 2011) και το καταστατικό προσομοίωμα NTUA-Sand με τις δύο διαθέσιμες βαθμονομήσεις για τα πειραματικά αποτελέσματα του ερευνητικού προγράμματος VELACS (Arulmoli et al. 1992) και των DeAlba et al. (1976). Το εδαφικό στοιχείο αναπαριστάται από στοιχείο διαστάσεων  $1\text{ m} \times 1\text{ m}$  με αρθρώσεις σε όλους τους κόμβους του, όπως φαίνεται στο **Σχήμα 3.5**. Οι παραπάνω συνοριακές συνθήκες αποτρέπουν την ογκομετρική παραμόρφωση του στοιχείου επιτρέποντας έτσι την ανάπτυξη υπερπίεσεων και την επίτευξη ρευστοποίησης.

Σε πρώτη φάση, επιβάλλονται οι αρχικές ενεργές τάσεις με συντελεστή ουδέτερων ωθήσεων  $K_0 = 0.5$  και εν συνεχεία το στοιχείο παραμορφώνεται με σταθερό βήμα διατμητικής παραμόρφωσης ίσο προς  $\Delta\gamma = 10^{-4} \%$ . Αυτό επιτυγχάνεται με την εφαρμογή σταθερής ταχύτητας στους άνω κόμβους, αποδεσμεύοντας τους βαθμούς ελευθερίας κατά την οριζόντια διεύθυνση. Οι δοκιμές πραγματοποιούνται με ελεγχόμενη τάση (stress controlled tests). Συγκεκριμένα, σε κάθε κύκλο φόρτισης η φορά της ταχύτητας αντιστρέφεται μόλις η διατμητική τάση πάρει την τιμή που αντιστοιχεί στην επιθυμητή τιμή του λόγου CSR. Κριτήριο ρευστοποίησης για τον καθορισμό του  $N_L$ , είναι ο λόγος υπερπίεσης πόρων  $r_u$  να γίνει ίσος με τη μονάδα.

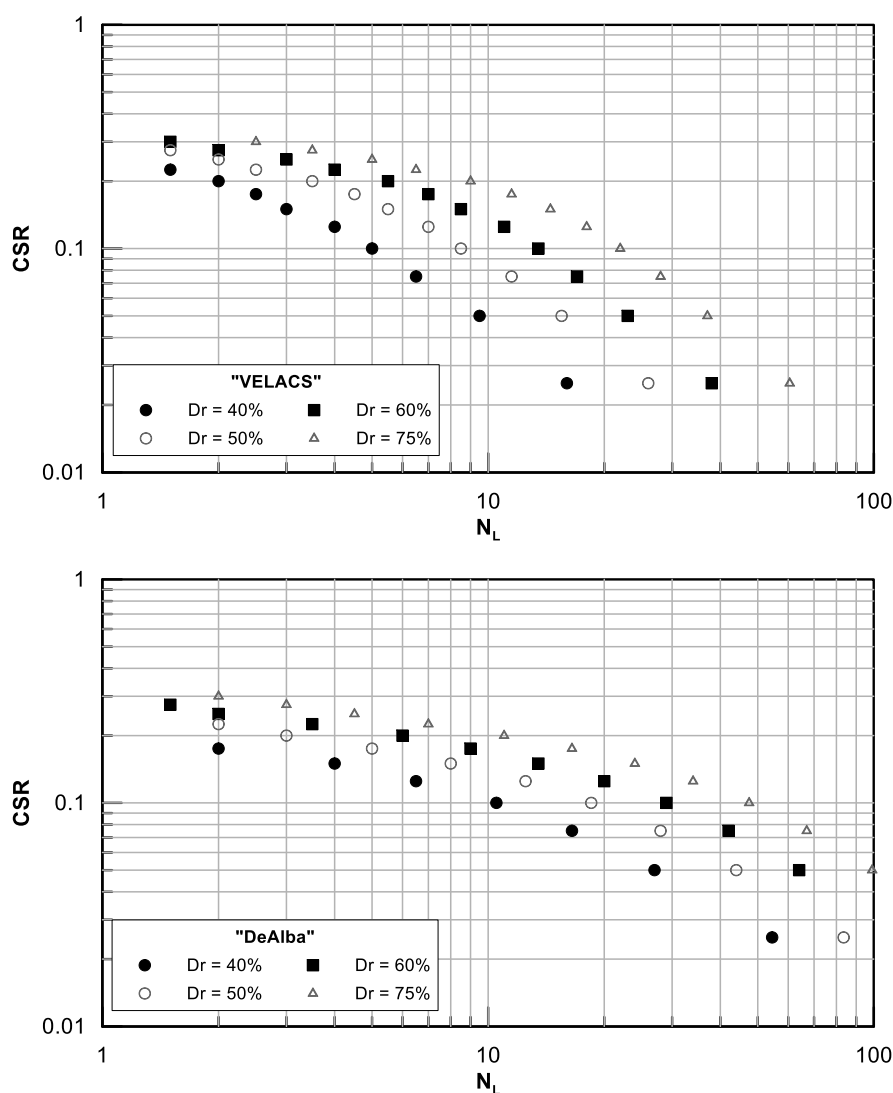


**Σχήμα 3.5:** Επιβαλλόμενες συνοριακές συνθήκες ανακυκλικών δοκιμών απλής διάτμησης στο FLAC

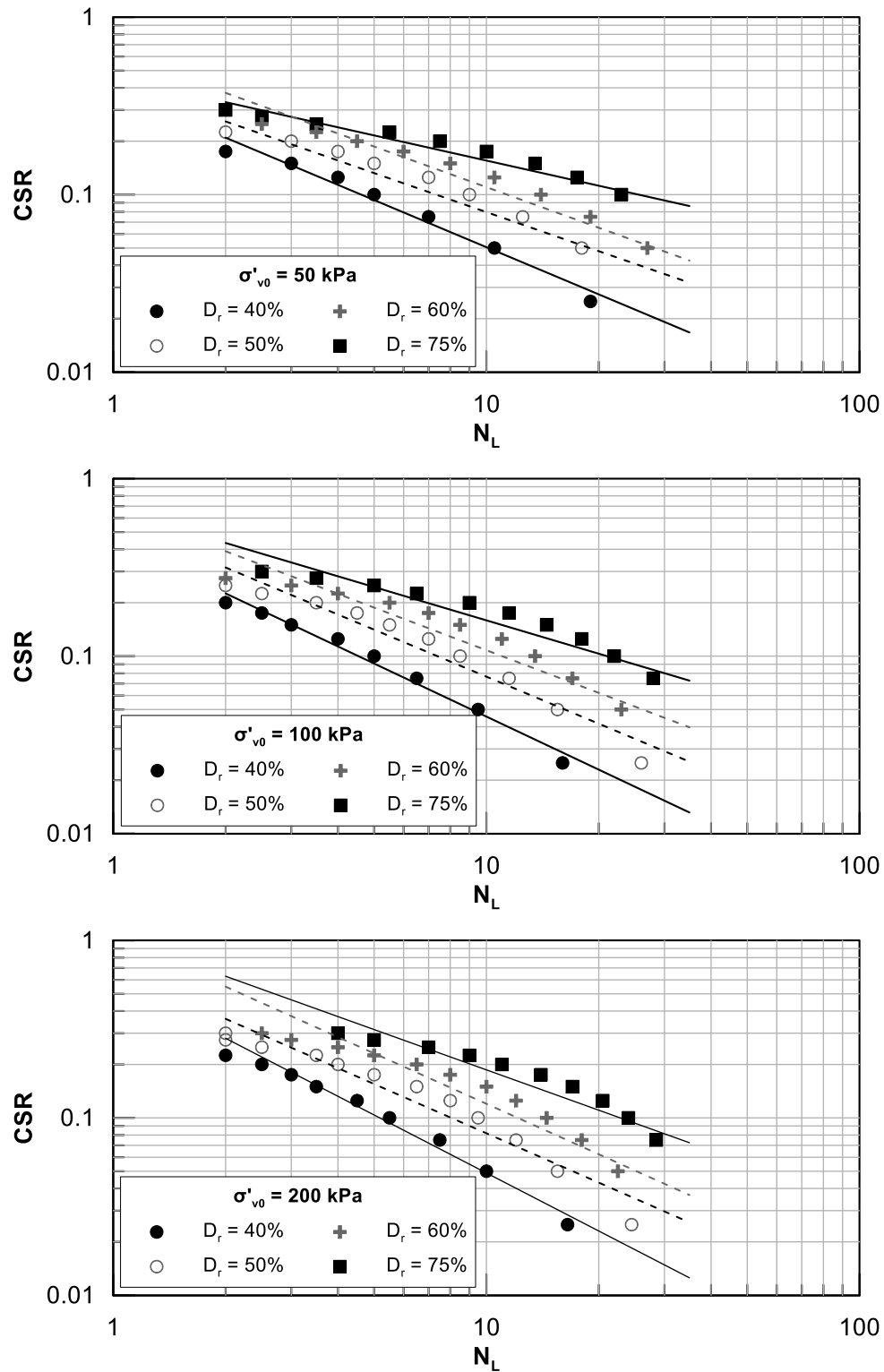
Για κάθε διαφορετική βαθμονόμηση του προσομοιώματος πραγματοποιήθηκαν αναλύσεις για σχετικές πυκνότητες  $D_r = 40, 50, 60$  και  $75\%$  και αρχική κατακόρυφη τάση  $\sigma'_v = 50, 100$  και  $200\text{ kPa}$ . Κάθε δοκιμή επαναλήφθηκε για 12 επίπεδα ανακυκλικής τάσης στο εύρος  $\text{CSR} = 0.025 \div 0.300$ , για τα οποία προσδιορίστηκε ο απαιτούμενος αριθμός κύκλων για ρευστοποίηση καθώς και η καμπύλη συσσώρευσης υπερπίεσεων πόρων έως την ρευστοποίηση.

### 3.3.2 Προσομοίωση καμπυλών αντίστασης σε ρευστοποίηση

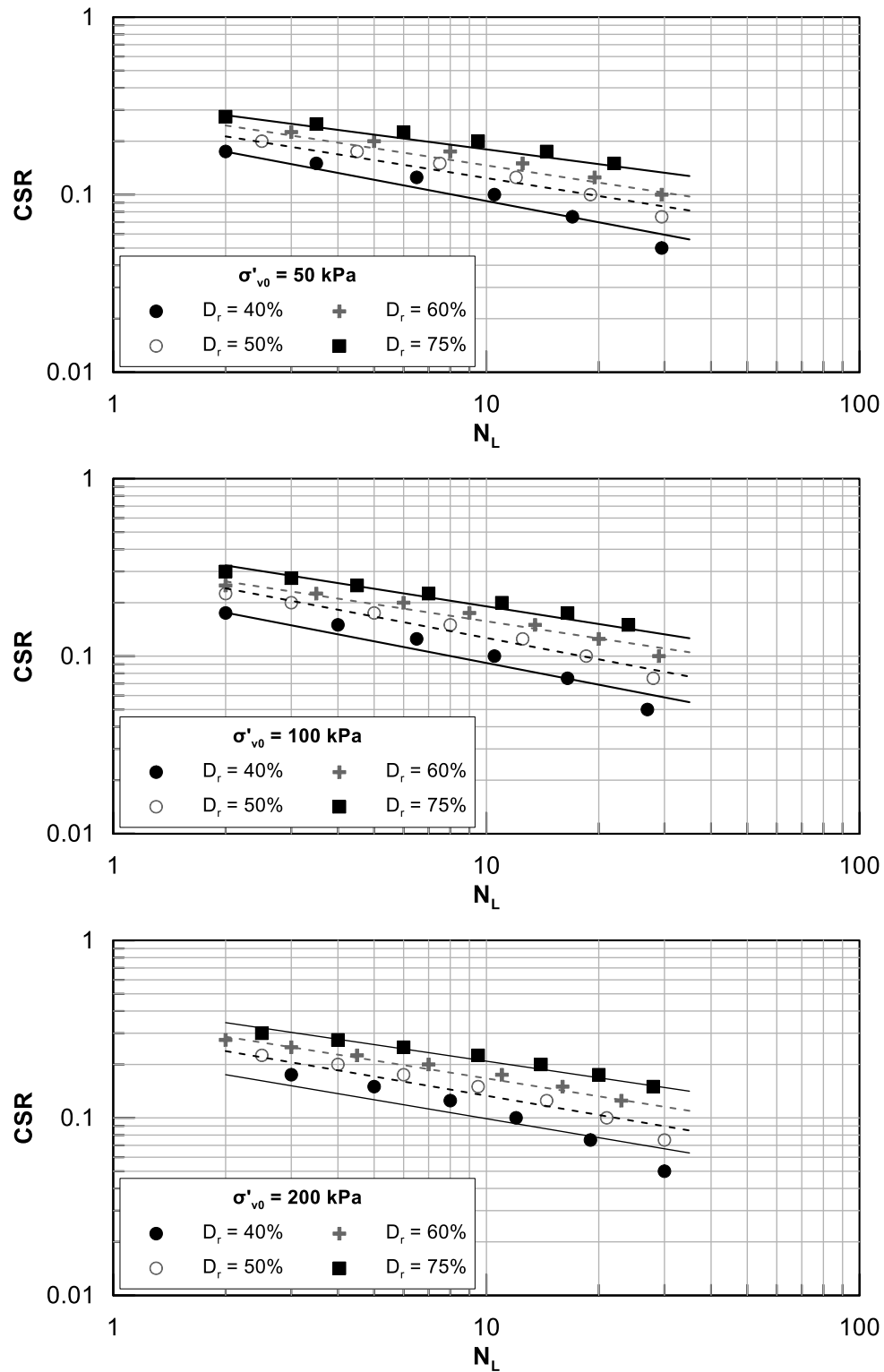
Στο **Σχήμα 3.6** παρουσιάζονται τυπικές καμπύλες ρευστοποίησης, σε διπλά λογαριθμικό διάγραμμα, όπως προκύπτουν από τις αριθμητικές αναλύσεις για τις δύο ομάδες παραμέτρων. Παρατηρείται ότι οι καμπύλες ρευστοποίησης δεν βρίσκονται πάνω σε ευθεία και μάλιστα παρουσιάζουν καμπυλότητα προς την αρχή των αξόνων, η οποία είναι αντίθετη με αυτή των πειραματικών αποτελεσμάτων. Η αντίθεση αυτή, η οποία είναι πιο έντονη στην περίπτωση των παραμέτρων «VELACS», έχει θεωρητικό κυρίως ενδιαφέρον (που θα πρέπει να απασχολήσει τους κηδεμόνες του προσομοιώματος), μια και στο εύρος κύκλων πρακτικού ενδιαφέροντος ( $N_L = 2 - 30$ ) τα αριθμητικά αποτελέσματα μπορούν να προσεγγιστούν ικανοποιητικά από ευθεία γραμμή, δηλαδή από εξίσωση δύναμης δύο παραμέτρων (Σχέση 2.8), όπως φαίνεται στα **Σχήματα 3.7** και **3.8**.



**Σχήμα 3.6:** Αριθμητικές καμπύλες ρευστοποίησης για ανακυκλικές δοκιμές απλής διάτμησης που έχουν προκύψει από το καταστατικό προσομοίωμα NTUA-Sand, για  $D_r = 40, 50, 60$  &  $75\%$  και  $\sigma'_{v0} = 100$  kPa (βαθμονόμηση «VELACS» και «DeAlba»).



**Σχήμα 3.7:** Αριθμητικές καμπύλες ρευστοποίησης από δοκιμές απλής διάτμησης με χρήση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand (βαθμονόμηση «VELACS») και 2-παραμετρική προσέγγιση αυτών για  $D_r = 40, 50, 60$  και  $75\%$  και  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  &  $200$  kPa.



**Σχήμα 3.8:** Αριθμητικές καμπύλες ρευστοποίησης από δοκιμές απλής διάτμησης με χρήση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand (βαθμονόμηση «DeAlba») και 2-παραμετρική προσέγγιση αυτών για  $D_r = 40, 50, 60$  και  $75\%$  και  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  &  $200$  kPa.

Τα χαρακτηριστικά των δοκιμών ( $\sigma'_{v0}$  και  $D_r$ ) και οι τιμές των συντελεστών  $a$ ,  $b$  της 2-παραμετρικής προσέγγισης των καμπυλών συγκεντρώνονται στον πίνακα που ακολουθεί (**Πίνακας 3.3**). Υπενθυμίζεται ότι για τις καμπύλες ρευστοποίησης που προέκυψαν από πειραματικά αποτελέσματα δοκιμών απλής διάτμησης έχουν προσδιοριστεί κοινά εύρη των συντελεστών  $a = 0.1 \div 0.7$  και  $b = 0.05 \div 0.5$  για  $D_r < 75\%$ . Επομένως, παρατηρείται ότι οι συντελεστές των «αριθμητικών» καμπυλών «DeAlba» βρίσκονται εντός του εύρους των συνήθων φυσικών εδαφών ενώ αντίθετα οι συντελεστές της βαθμονόμησης «VELACS» αποτελούν ένα άνω όριο του προαναφερθέντος εύρους.

**Πίνακας 3.3:** Συντελεστές  $a, b$  2-παραμετρικής προσέγγισης αριθμητικών καμπυλών ρευστοποίησης για τη βαθμονόμηση «VELACS» και την βαθμονόμηση «DeAlba».

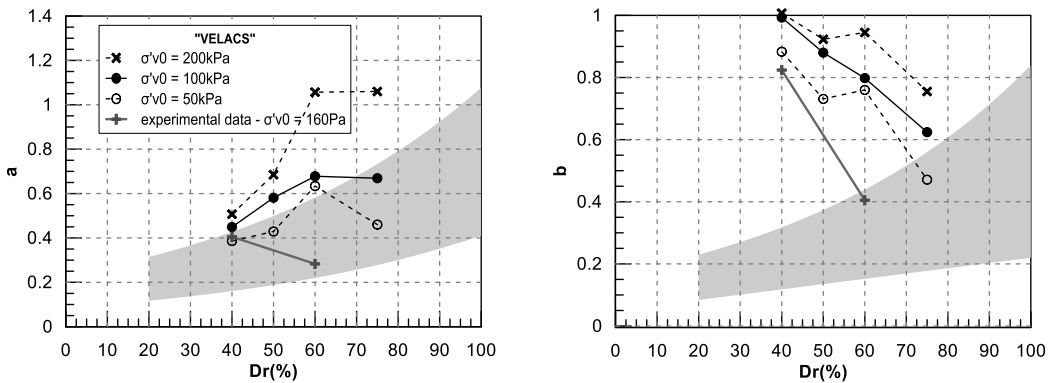
$\sigma'_{v0}$	$D_r$ %	VELACS		DeAlba	
		$a$	$b$	$a$	$b$
50	40	0.386	0.883	0.23	0.398
50	50	0.429	0.731	0.269	0.336
50	60	0.634	0.760	0.307	0.322
50	75	0.46	0.471	0.339	0.276
100	40	0.449	0.993	0.233	0.406
100	50	0.581	0.88	0.318	0.400
100	60	0.678	0.798	0.329	0.321
100	75	0.669	0.624	0.408	0.330
200	40	0.507	1.007	0.224	0.355
200	50	0.685	0.923	0.305	0.36
200	60	1.057	0.945	0.362	0.336
200	75	1.060	0.755	0.427	0.311

**Επίδραση σχετικής πυκνότητας.** \_ Οι τιμές των συντελεστών  $a$  και  $b$ , που αντιστοιχούν στις δύο βαθμονομήσεις παρουσιάζονται στα **Σχήματα 3.9** και **3.10** συναρτήσεως της σχετικής πυκνότητας  $D_r$ , με ξεχωριστή καμπύλη για κάθε τιμή του  $\sigma'_{v0}$ . Στα ίδια σχήματα φαίνεται και το εύρος τιμών των  $a$  και  $b$  που αντιστοιχεί στα πειραματικά αποτελέσματα (Κεφάλαιο 2). Όπως φαίνεται στο **Σχήμα 3.9**, η ομάδα παραμέτρων «VELACS» προβλέπει αύξηση του συντελεστή  $a$  με την αύξηση της σχετικής πυκνότητας, γεγονός που συμφωνεί με την γενικότερη τάση των πειραματικών αποτελεσμάτων, αλλά έρχεται όμως σε αντίθεση με τα πειραματικά δεδομένα των Arulmoli et al. (1992), τα οποία δείχνουν μείωση του συντελεστή (Παράρτημα Α: Δοκιμές 18a, 18b). Αντίθετα, ο συντελεστής  $b$  μειώνεται αυξανόμενης της σχετικής πυκνότητας, γεγονός που συμφωνεί με τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα, αλλά έρχεται σε αντίθεση με τη γενικότερη τάση του συνόλου των πειραματικών αποτελεσμάτων.

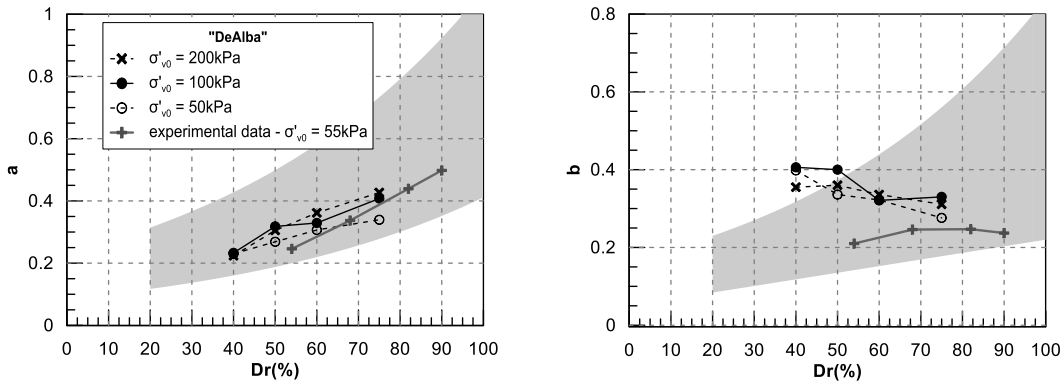


Για την ομάδα παραμέτρων «DeAlba» (Σχήμα 3.10) παρατηρείται αύξηση του συντελεστή  $a$  με την αύξηση της σχετικής πυκνότητας αντίστοιχα με το συνολικό εύρος των πειραματικών αποτελεσμάτων αλλά και των πειραματικών αποτελεσμάτων των DeAlba et al. (1976) (Παράρτημα Α: Δοκιμές 16), ενώ η επίδραση στο  $b$  είναι αντίστροφη για όλες τις τάσεις στερεοποίησης. Η τάση αυτή του συντελεστή  $b$  είναι αντίθετη με αυτή που έχει διαπιστωθεί από τα πειραματικά αποτελέσματα και παρατηρείται και για τις δύο ομάδες παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος. Παρόλα αυτά, για την βαθμονόμηση «DeAlba» η μείωση του  $b$  με την πυκνότητα είναι πολύ μικρή και όπως φαίνεται στο Σχήμα 3.10 οι τιμές των παραμέτρων  $a$ ,  $b$  εντάσσονται ικανοποιητικά μέσα στα εύρη που έχουν εκτιμηθεί από πειραματικά δεδομένα.

Ανεξαρτήτως του εύρους τιμών των συντελεστών που έχει προσδιοριστεί για την πλειοψηφία των φυσικών αμμωδών εδαφών, αξίζει να σημειωθεί ότι και οι δύο βαθμονομήσεις παρουσιάζουν όμοια συμπεριφορά με τα αντίστοιχα εργαστηριακά αποτελέσματα στον οποίων την προσομοίωση σκοπεύουν (Σχήματα 3.9 και 3.10).

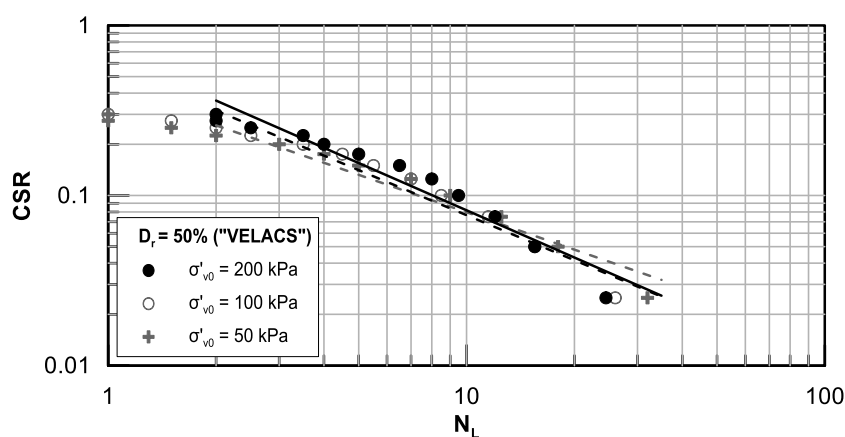


Σχήμα 3.9: Σύγκριση συντελεστών εξίσωσης για διαφορετικές τάσεις στερεοποίησης με τα προτεινόμενα εύρη τιμών για παραμέτρους «VELACS» καθώς και με τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα.

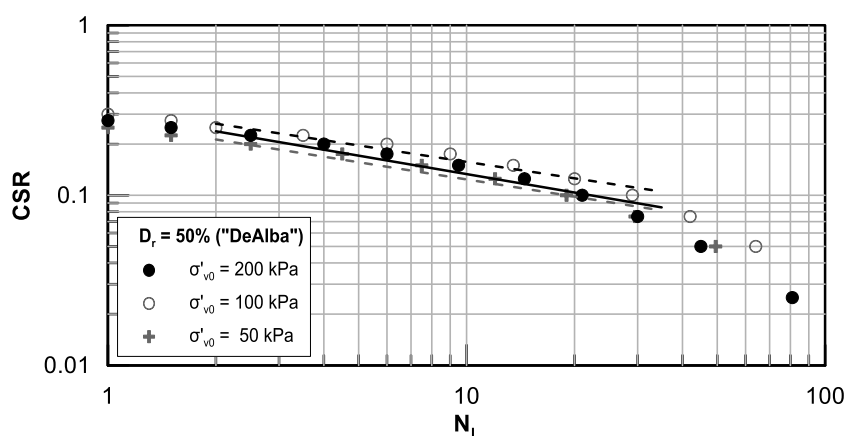


Σχήμα 3.10: Σύγκριση συντελεστών εξίσωσης για διαφορετικές τάσεις στερεοποίησης με τα προτεινόμενα εύρη τιμών για παραμέτρους «DeAlba» καθώς και με τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα.

**Επίδραση τάσης στερεοποίησης.** Για την βαθμονόμηση «VELACS» (Σχήμα 3.9), η τιμή των  $a$  και  $b$  αυξάνεται ελαφρώς με την αύξηση της αρχικής τάσης, ενώ για την βαθμονόμηση «DeAlba» (Σχήμα 3.10) και οι δύο συντελεστές παρουσιάζουν μικρή και μη συστηματική διαφοροποίηση με την τάση στερεοποίησης. Επιπλέον, στα Σχήματα 3.11 και 3.12, παρουσιάζονται ενδεικτικά οι καμπύλες ρευστοποίησης για  $D_r = 50\%$  και για τάσεις στερεοποίησης 50, 100 και 200kPa και παρατηρείται ότι, πράγματι, αυτές σχεδόν ταυτίζονται και για τις δύο περιπτώσεις βαθμονομήσεων. Κατ'επέκταση των παραπάνω, θεωρείται ότι η τάση στερεοποίησης δεν έχει επίδραση στις καμπύλες ρευστοποίησης και επομένως, δεν έχει νόημα να γίνει αναγωγή των αριθμητικών προβλέψεων στην ίδια τάση στερεοποίησης (π.χ. μέσω του συντελεστή  $K_\sigma$  και της Εξίσωσης 2.5).

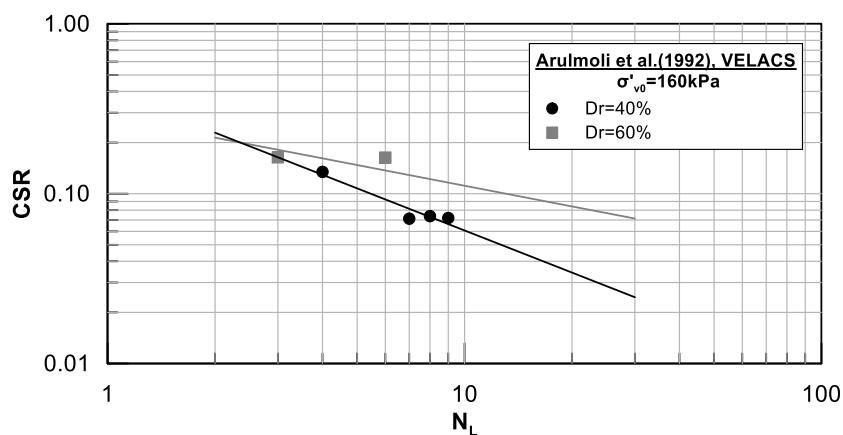


**Σχήμα 3.11:** Σύγκριση καμπυλών ρευστοποίησης για διαφορετικές τάσεις στερεοποίησης και ίδια σχετική πυκνότητα  $D_r = 50\%$  για παραμέτρους «VELACS».

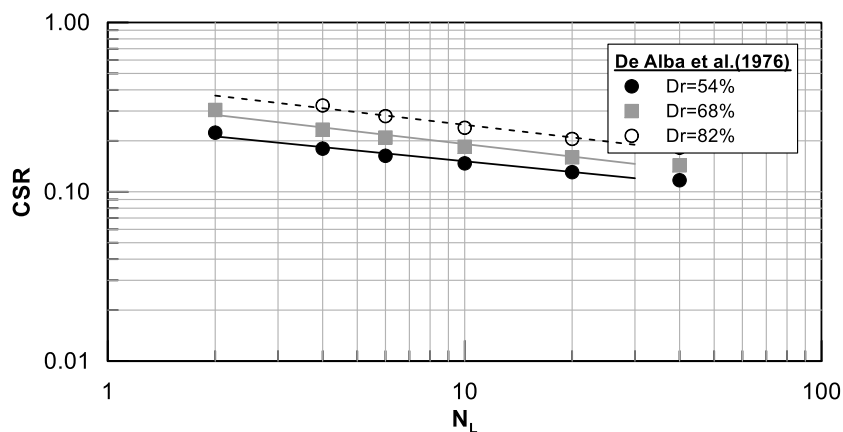


**Σχήμα 3.12:** Σύγκριση καμπυλών ρευστοποίησης για διαφορετικές τάσεις στερεοποίησης και ίδια σχετική πυκνότητα  $D_r = 50\%$  για παραμέτρους «DeAlba».

Εν συνεχεία, στα **Σχήματα 3.13** και **3.14** παρουσιάζονται τα πειραματικά αποτελέσματα των δοκιμών απλής διάτμησης που πραγματοποιήθηκαν από τους Arulmoli et al. (1992) και τους DeAlba et al. (1976) αντίστοιχα και οι καμπύλες ρευστοποίησης που προσεγγίστηκαν στο Κεφάλαιο 2. Διαπιστώνεται ότι οι καμπύλες που προσεγγίζουν τα αριθμητικά αποτελέσματα προσομοιώνουν με ικανοποιητική ακρίβεια τη μορφή των πραγματικών εργαστηριακών αποτελεσμάτων.



**Σχήμα 3.13:** Σύγκριση πειραματικών αποτελεσμάτων και αντίστοιχων καμπυλών ρευστοποίησης για διαφορετικές σχετικές πυκνότητες και ίδια τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 160\text{kPa}$  των δοκιμών απλής διάτμησης των Arulmoli et al. (ερευνητικό πρόγραμμα "VELACS").



**Σχήμα 3.14:** Σύγκριση πειραματικών αποτελεσμάτων και αντίστοιχων καμπυλών ρευστοποίησης για διαφορετικές σχετικές πυκνότητες και ίδια τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 55\text{kPa}$  των δοκιμών απλής διάτμησης των DeAlba et al. 1976.

### 3.3.3 Προσομοίωση συσσώρευσης υπερπίεσεων πόρων

Στη συνέχεια, εξετάζεται ο ρυθμός μεταβολής της υπερπίεσης πόρων έως την ρευστοποίηση που προβλέπεται από τις αριθμητικές αναλύσεις. Στα **Σχήματα 3.15** και **3.16** συγκρίνεται το εύρος του  $r_u$  συναρτήσει του λόγου  $N/N_L$  για κάθε δοκιμή (δηλαδή για δεδομένα  $D_r$  και  $\sigma'_{v0}$ ) με την αναλυτική σχέση των Seed et al. (1976) για τιμές του εκθέτη

$A = 0.7, 1.0, 1.4$  και  $2.0$  (Εξίσωση 2.10). Στα ίδια σχήματα όπως και στους πίνακες που ακολουθούν (Πίνακες 3.4 και 3.5) επισημαίνονται οι εκτιμώμενες τιμές του εκθέτη  $A$ , που αντιστοιχούν στα αριθμητικά αποτελέσματα.

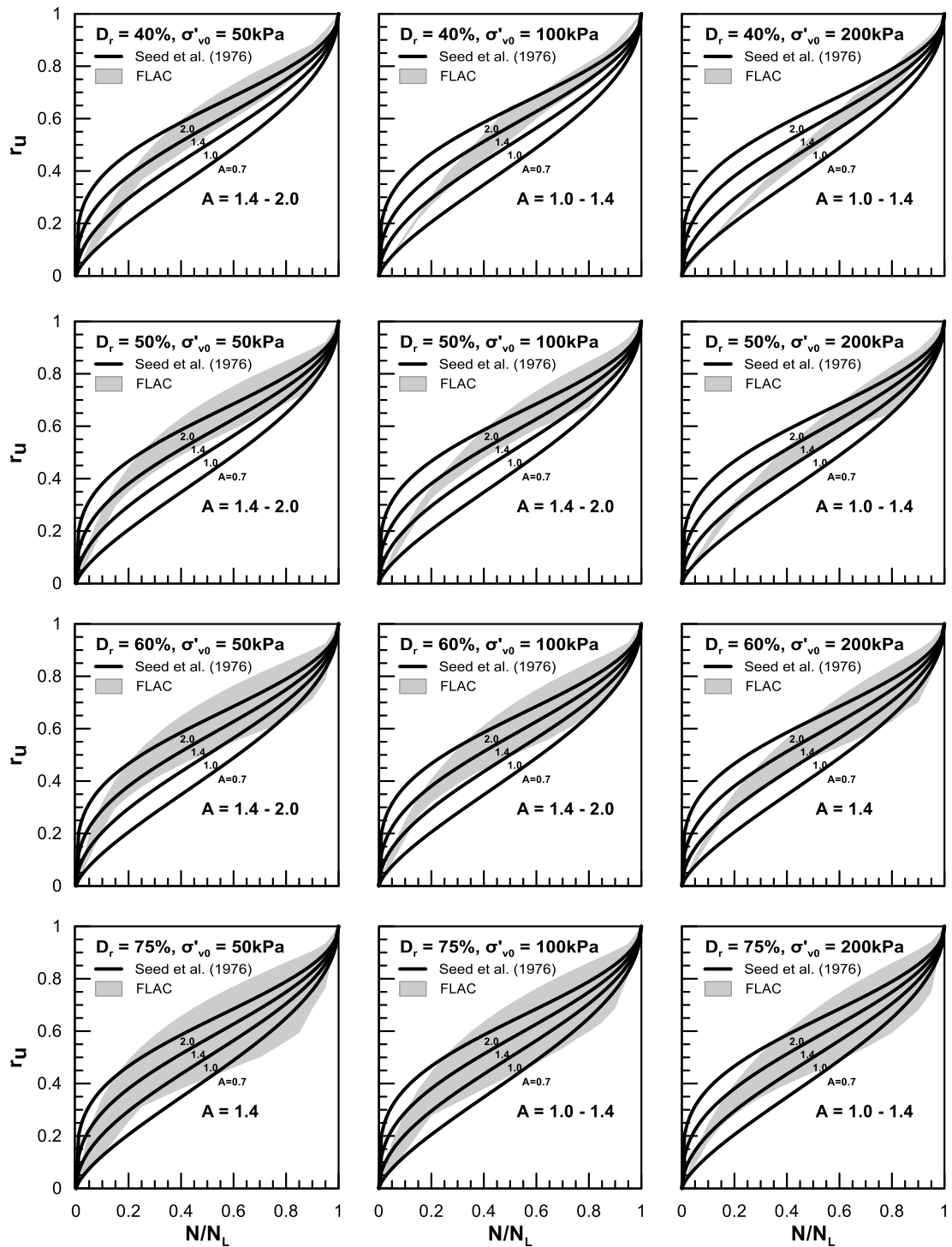
Θα πρέπει να σημειωθεί ότι η μορφή του εύρους των  $r_u$  δεν μπορεί να περιγράψει, σε όλες τις περιπτώσεις, ικανοποιητικά από την αναλυτική σχέση των Seed et al. (1976) για σταθερή τιμή του  $A$ . Προκειμένου όμως να χρησιμοποιηθεί η ευρέως αποδεκτή προαναφερθείσα σχέση προτείνεται ένα εύρος τιμών του εκθέτη, ο οποίος διαφοροποιείται από μικρά σε μεγάλα  $N/N_c$ . Έτσι, ο εκθέτης  $A$  κυμαίνεται σε ένα εύρος τιμών  $A = 1.0 \div 2.0$  για την βαθμονόμηση «VELACS» και παρουσιάζει μείωση για την βαθμονόμηση «DeAlba» σε  $A = 0.7 \div 1.4$ . Παρατηρείται, επίσης, μικρή μείωση του εκθέτη για αύξηση της τάσης στερεοποίησης, η οποία είναι πιο έντονη για τις μικρές σχετικές πυκνότητες. Αντίστοιχη επίδραση (μείωση) στις τιμές του  $A$  φαίνεται να έχει και η αύξηση της σχετικής πυκνότητας για τα αποτελέσματα «VELACS», ενώ τα αποτελέσματα «DeAlba» παρουσιάζουν αντίστροφη τάση. Υπενθυμίζεται, τέλος, πως για τα πειραματικά αποτελέσματα δοκιμών απλής διάτμησης του ερευνητικού προγράμματος «VELACS» ο εκθέτης  $A$  λαμβάνει τιμές που κυμαίνονται στο εύρος  $A = 1.0 \div 2.0$  και επομένως παρατηρείται συμβατότητα με το αντίστοιχο αριθμητικό προσομοίωμα.

**Πίνακας 3.4** Τιμές εκθέτη  $A$  για ομάδα παραμέτρων «VELACS».

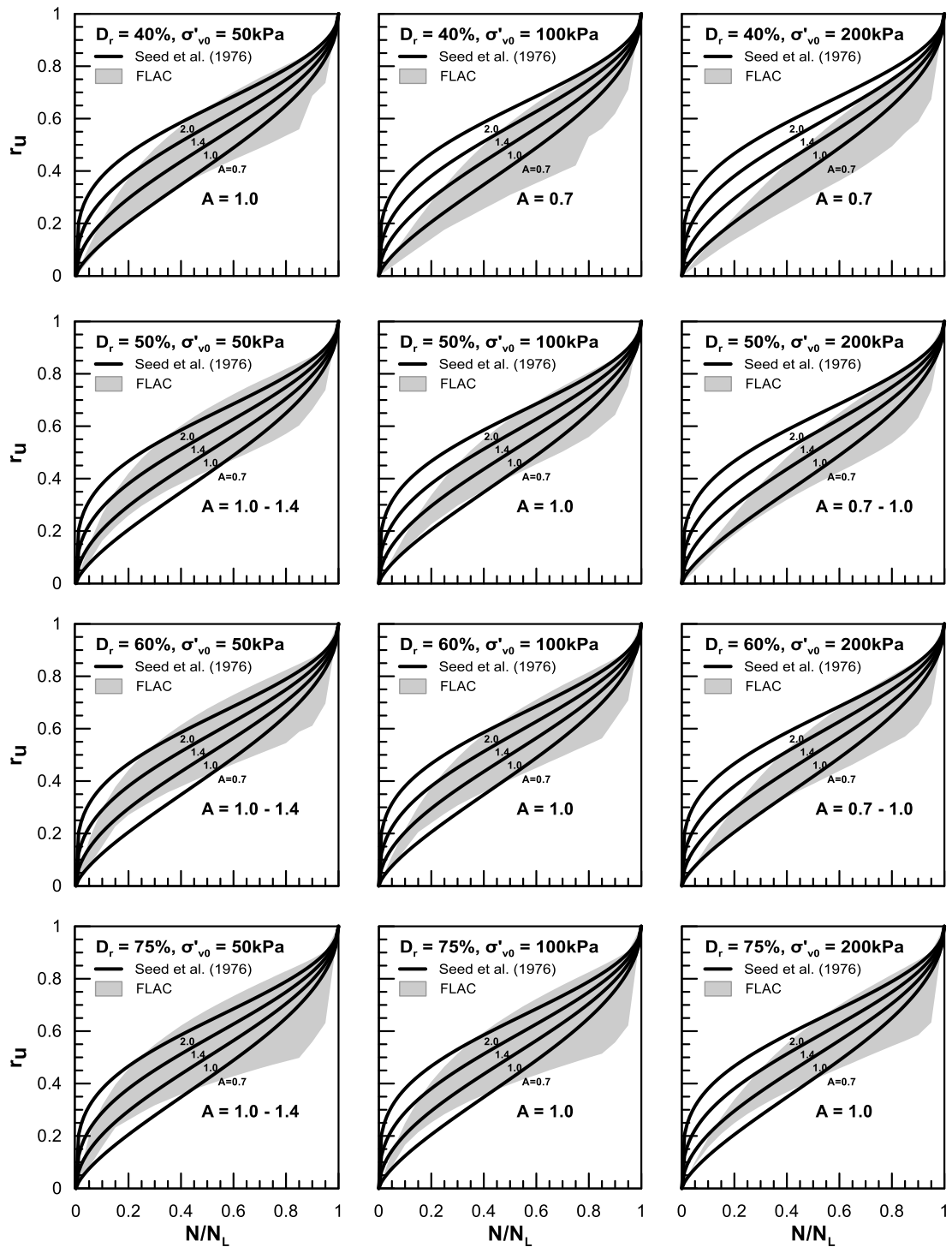
"VELACS"	Τιμές εκθέτη $A$		
	$\sigma'_{v0} = 50$ kPa	$\sigma'_{v0} = 100$ kPa	$\sigma'_{v0} = 200$ kPa
$D_r = 40\%$	1.4 - 2.0	1.0 - 1.4	1.0 - 1.4
$D_r = 50\%$	1.4 - 2.0	1.4 - 2.0	1.0 - 1.4
$D_r = 60\%$	1.4 - 2.0	1.4 - 2.0	1.4
$D_r = 75\%$	1.4	1.0 - 1.4	1.0 - 1.4

**Πίνακας 3.5** Τιμές εκθέτη  $A$  για ομάδα παραμέτρων «DeAlba».

"DeAlba"	Τιμές εκθέτη $A$		
	$\sigma'_{v0} = 50$ kPa	$\sigma'_{v0} = 100$ kPa	$\sigma'_{v0} = 200$ kPa
$D_r = 40\%$	1.0	0.7	0.7
$D_r = 50\%$	1.0 - 1.4	1.0	0.7 - 1.0
$D_r = 60\%$	1.0 - 1.4	1.0	0.7 - 1.0
$D_r = 75\%$	1.0 - 1.4	1.0	1.0



Σχήμα 3.15: Ρυθμός μεταβολής υπερπίεσης πόρων  $r_u$  ως προς  $N/N_L$  και τιμές του εκθέτη  $A$  για τη βαθμονόμηση «VELACS».



Σχήμα 3.16: Ρυθμός μεταβολής υπερπίεσης πόρων  $r_u$  ως προς  $N/N_L$  και τιμές του εκθέτη  $A$  για τη βαθμονόμηση «DeAlba».

### 3.4 Συμπεράσματα

Συνοψίζοντας, στο κεφάλαιο αυτό πραγματοποιήθηκαν αριθμητικές παραμετρικές αναλύσεις δοκιμών απλής διάτμησης εδαφικού στοιχείου χρησιμοποιώντας το καταστατικό προσομοίωμα NTUA-Sand με τις δύο υπάρχουσες βαθμονομήσεις: «VELACS» (ομάδα πειραματικών δεδομένων για Nevada Sand) και «DeAlba» (ομάδα πειραματικών δεδομένων για Monterey Sand). Από τα αποτελέσματα των αναλύσεων παρατηρούνται τα ακόλουθα:

#### I. Για τις Καμπύλες ρευστοποίησης [CSR-N<sub>L</sub>]:

(α) Σε διπλά λογαριθμική κλίμακα, οι καμπύλες ρευστοποίησης στρέφουν τα κοίλα προς τα κάτω, αντίθετα με τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα τα οποία παρουσιάζουν γραμμική (δι-λογαριθμική) μεταβολή ή στρέφουν τα κοίλα προς τα άνω. Η ανωτέρω συμπεριφορά είναι αισθητή κυρίως στην βαθμονόμηση VELACS.

(β) Στο εύρος κύκλων ενδιαφέροντος ( $N_L = 2 - 30$ ), οι καμπύλες ρευστοποίησης μπορούν να εκφραστούν προσεγγιστικά από εκθετική (power) εξίσωση 2 παραμέτρων (προσεγγίζονται ικανοποιητικά από ευθεία).

(γ) Υιοθετώντας την παραπάνω προσέγγιση προκύπτουν συντελεστές που κυμαίνονται στα εύρη:

- $a = 0.22 \div 0.42$  και  $b = 0.32 \div 0.40$  για τη βαθμονόμηση «DeAlba».
- $a = 0.40 \div 1.10$  και  $b = 0.60 \div 1.00$  για τη βαθμονόμηση «VELACS».

(δ) Τα αντίστοιχα εύρη των πειραματικών δεδομένων του Κεφαλαίου 2 είναι  $a = 0.1 \div 1.0$  και  $b = 0.05 \div 0.85$ . Επομένως, οι συντελεστές της βαθμονόμησης «DeAlba» εντάσσονται καλύτερα στα προσδιορισθέντα πειραματικά εύρη τιμών του Κεφαλαίου 2, ενώ οι αντίστοιχες τιμές της βαθμονόμησης «VELACS» λειτουργούν ως ένα άνω όριο για το συγκεκριμένο εύρος.

(ε) Διαπιστώνεται αύξηση της αντίστασης έναντι ρευστοποίησης για αύξηση της σχετικής πυκνότητας και για τις δύο βαθμονομήσεις του προσομοιώματος (μετατόπιση της καμπύλης ρευστοποίησης προς τα πάνω) όπως παρατηρήθηκε και στις πειραματικές καμπύλες του Κεφαλαίου 2. Πιο συγκεκριμένα:

- υπάρχει μικρή αύξηση του συντελεστή  $a$  και για τις δύο βαθμονομήσεις
- ο συντελεστής  $b$  είναι ουσιαστικά σταθερός για τα αποτελέσματα «DeAlba» (βασικά παρουσιάζει μικρή μείωση), ενώ για τα αποτελέσματα «VELACS» υπάρχει σημαντική μείωση με αύξηση του  $D_r$  (ομοίως με τα αντίστοιχα πειραματικά τα οποία όμως βρίσκονται εκτός του τελικού εύρους).

(στ) Αντίθετα, η αρχική τάση στερεοποίησης δεν φαίνεται να επιδρά σημαντικά στην αντοχή σε ρευστοποίηση τόσο για τα δεδομένα «DeAlba» όσο και για τα «VELACS».

## **II. Για τη συσσώρευση υπερπίεσης πόρων:**

(α) Η μορφή της καμπύλης που προσδιορίζεται από τα αριθμητικά αποτελέσματα δεν είναι σε όλες τις περιπτώσεις συμβατή με την εξίσωση των Seed et al. (1976) και γι' αυτό το λόγο θεωρείται αντιπροσωπευτικό να υιοθετηθούν διαφορετικές τιμές του εκθέτη  $A$  για μικρές και μεγάλες τιμές του λόγου  $N/N_L$ .

(β) Οι εκτιμώμενες τιμές του εκθέτη  $A$ , και για τις 2 βαθμονομήσεις, συμφωνούν με το αντίστοιχο εύρος πειραματικών τιμών του Κεφαλαίου 2, με τις τιμές για «VELACS» ( $A = 1.0 \div 2.0$ ) να είναι λίγο μεγαλύτερες σε σχέση με αυτές για «DeAlba» ( $A = 0.7 \div 1.4$ ).

(γ) Η επίδραση της σχετικής πυκνότητας δεν είναι η ίδια και για τις δύο βαθμονομήσεις. Για τα δεδομένα «VELACS» αύξηση του  $D_r$  συνεπάγεται μικρή μείωση του  $A$ , ενώ για τα «DeAlba» συμβαίνει το αντίστροφο.

(δ) Αύξηση της τάσης στερεοποίησης οδηγεί σε μικρή μείωση του  $A$  και για τις δύο υπάρχουσες βαθμονομήσεις.





# Κεφάλαιο 4

## Αριθμητική προσομοίωση ρευστοποίησης εδαφικής στήλης

---

### 4.1 Γενικά

Η μέχρι στιγμής προσέγγιση του φαινομένου της ρευστοποίησης ήταν εστιασμένη στην απόκριση εδαφικών δοκιμών για την περίπτωση των εργαστηριακών ανακυκλικών δοκιμών του Κεφαλαίου 2 καθώς και για την περίπτωση της αριθμητικής προσομοίωσης δοκιμών ανακυκλικής απλής διάτμησης του Κεφαλαίου 3. Κοινό χαρακτηριστικό των παραπάνω δοκιμών είναι η διατήρηση ελεγχόμενης - σταθερής επιβαλλόμενης τάσης μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης, κάτι που δεν παρατηρείται στην απόκριση πραγματικών εδαφικών σχηματισμών αφού η αναπτυσσόμενη τάση και παραμόρφωση στα διάφορα σημεία του πεδίου εξαρτώνται από τη συνολική απόκριση του συστήματος. Λόγω της θεμελιώδους αυτής διαφοράς, κρίθηκε αναγκαίο να διερευνηθεί στο παρόν κεφάλαιο η ρευστοποίηση εδαφικής στήλης υποβαλλόμενης σε σταθερή αρμονική διέγερση στη βάση της και να διαπιστωθεί κατά πόσο αποκλίνει ή όχι από την συμπεριφορά του «στοιχείου». Για το σκοπό αυτό πραγματοποιήθηκαν αριθμητικές αναλύσεις διαφοροποιώντας τις παραμέτρους που αναμένεται να επηρεάζουν την απόκριση και καταστρώθηκε μεθοδολογία ώστε να προσεγγιστούν καμπύλες ρευστοποίησης και καμπύλες συσσώρευσης υπερπίεσης πόρων συγκρίσιμες με αυτές των προηγούμενων κεφαλαίων.

### 4.2 Αριθμητική Μεθοδολογία

Οι αριθμητικές αναλύσεις πραγματοποιούνται με τον κώδικα Πεπερασμένων Διαφορών FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua) version 7 (Itasca 2007) και η απόκριση της ρευστοποίησης άμμου προσομοιώνεται με το καταστατικό προσομοίωμα NTUA - Sand, το οποίο αναπτύχθηκε και ενσωματώθηκε στον κώδικα FLAC στο Εργαστήριο Θεμελιώσεων του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου και έχει περιγραφεί αναλυτικά στο Κεφάλαιο 3. Στη συνέχεια, ακολουθεί μια σύντομη περιγραφή των βασικών αρχών που διέπουν τη λειτουρ-

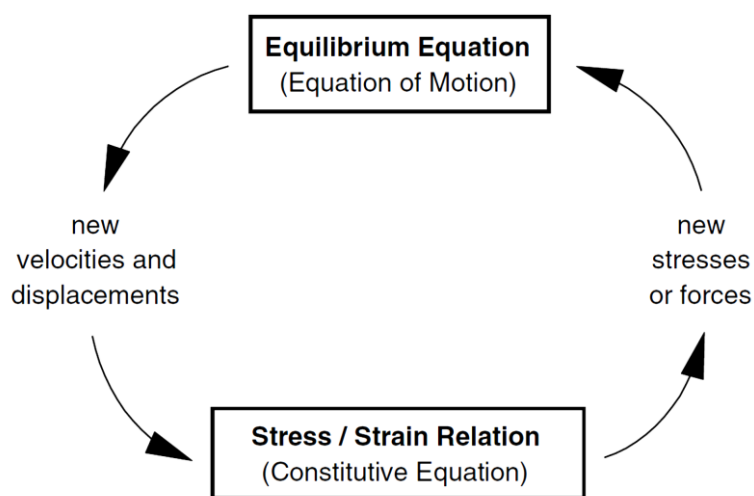
γία του εν λόγω λογισμικού και ακολουθεί περιγραφή της αριθμητικής προσομοίωσης της στήλης εδάφους.

**Το λογισμικό Πεπερασμένων Διαφορών FLAC.** Το λογισμικό FLAC είναι ένα πρόγραμμα Πεπερασμένων Διαφορών μη-πεπλεγμένης μορφής (explicit finite difference method) με εφαρμογή σε υπολογιστικά προβλήματα γεωτεχνικής φύσης. Παρέχει τη δυνατότητα επίλυσης προβλημάτων που σχετίζονται κυρίως με συνεχή μέσα σε δύο ή τρεις διαστάσεις. Το συνεχές μέσο διακριτοποιείται σε τμήματα πεπερασμένων διαστάσεων, τα οποία στο FLAC ονομάζονται ζώνες (zones), ενώ οι εξισώσεις ισορροπίας επιλύονται στα σημεία που ορίζουν το δίκτυο των ζωνών, δηλαδή στους κόμβους (gridpoints). Κάθε ζώνη ακολουθεί κάποιο γραμμικό ή μη - γραμμικό καταστατικό νόμο συμπεριφοράς, ο οποίος είτε είναι ενσωματωμένος στο πρόγραμμα (π.χ. Mohr-Coulomb) είτε εισάγεται εξολοκλήρου από το χρήστη (π.χ. NTUA-Sand) σύμφωνα με τον οποίο υπολογίζονται οι τάσεις και οι παραμορφώσεις κάτω από τις επιβαλλόμενες δυνάμεις/μετατοπίσεις και συνοριακές συνθήκες.

Στη μέθοδο των πεπερασμένων διαφορών κάθε παράγωγος της διαφορικής εξίσωσης κίνησης αντικαθίσταται από μια αλγεβρική έκφραση με όρους τις μεταβλητές του προβλήματος (τάσεις, παραμορφώσεις) σε διακεκριμένα σημεία στο χώρο, χωρίς να απαιτείται ο καθορισμός ενός νόμου μεταβολής για αυτές στο εσωτερικό των στοιχείων - ζωνών. Στο **Σχήμα 4.1** φαίνεται ένας τυπικός κύκλος υπολογισμών του FLAC (timestep). Συγκεκριμένα, ξεκινώντας από μία δεδομένη παραμορφωσιακή κατάσταση (μετακινήσεις κόμβων) υπολογίζονται οι επαυξητικές παραμορφώσεις για μία δεδομένη αρχική ταχύτητα. Στη συνέχεια υπολογίζονται οι τάσεις που αναπτύσσονται σε κάθε ζώνη σύμφωνα με το χρησιμοποιούμενο κάθε φορά καταστατικό προσομοίωμα και μέσω των τάσεων υπολογίζονται οι δυνάμεις στους κόμβους. Αν οι δυνάμεις αυτές τείνουν να μηδενιστούν, θεωρούμε ότι το σύστημα βρίσκεται σε ισορροπία υπό σταθερή ταχύτητα. Σε αντίθετη περίπτωση, οι μη ισορροπούσες δυνάμεις των κόμβων (unbalanced force) δημιουργούν κομβικές επιταχύνσεις, ξεκινάει νέος κύκλος υπολογισμών και η διαδικασία συνεχίζεται επαναληπτικά έως ότου επιτευχθεί σύγκλιση.

Η ειδοποιός διαφορά της μη-πεπλεγμένης μεθόδου που χρησιμοποιείται στο εν λόγω πρόγραμμα σε σχέση με τις πεπλεγμένες μεθόδους που χρησιμοποιούνται συνήθως στα προγράμματα Πεπερασμένων Στοιχείων (implicit/finite element method) είναι ότι κατά τη διάρκεια ενός υπολογιστικού βήματος οι τιμές των μεταβλητών που χρησιμοποιούνται στις εξισώσεις παραμένουν σταθερές. Κάτι τέτοιο καθίσταται δυνατό με την υιοθέτηση επαρκώς

μικρού βήματος ολοκλήρωσης ( $\Delta t_{crit}$ ) ώστε η ταχύτητα μετάδοσης του «φυσικού μετώπου» να είναι μικρότερη από την «υπολογιστική ταχύτητα». Αντίθετα στις πεπλεγμένες μεθόδους κάθε στοιχείο αλληλεπιδρά με τα γειτονικά του κατά τη διάρκεια ενός υπολογιστικού βήματος και απαιτούνται αρκετές επαναλήψεις έως ότου επιτευχθεί ισορροπία. Μεγάλο πλεονέκτημα των μεθόδων Πεπερασμένων Διαφορών αποτελεί το γεγονός ότι οι εξισώσεις του προβλήματος μορφώνονται και επιλύονται σε κάθε υπολογιστικό βήμα χωρίς να απαιτείται η μόρφωση και στη συνέχεια η αντιστροφή ενός συνολικού μητρώου δυσκαμψίας του συστήματος, όπως συμβαίνει με τα Πεπερασμένα Στοιχεία.

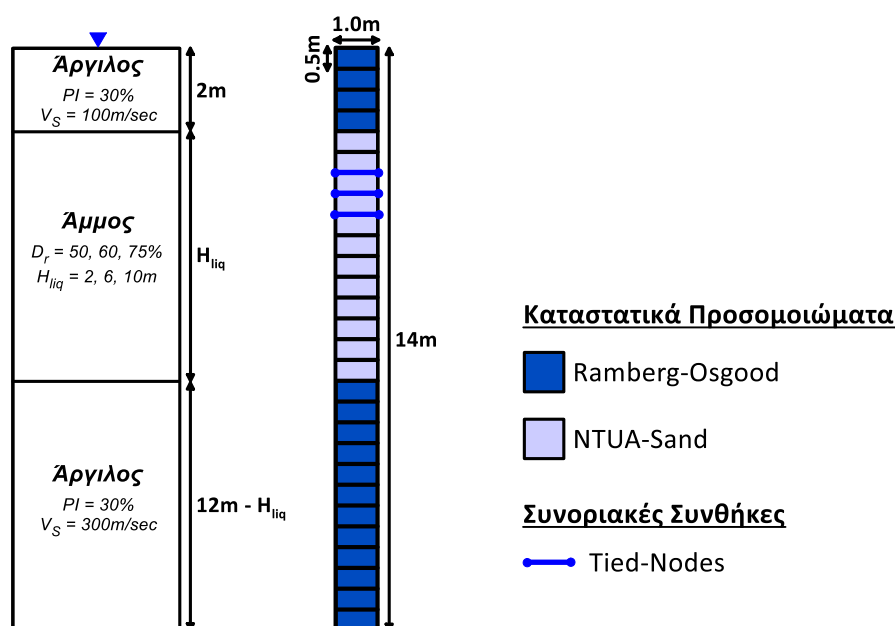


**Σχήμα 4.1:** Μη πεπλεγμένη διαδικασία υπολογισμού που χρησιμοποιείται στον κώδικα FLAC.

**Εδαφική Τομή.** Η εδαφική τομή που επιλέχθηκε για την ακόλουθη διερεύνηση αποτελεί μία ιδεατή τομή τριών στρώσεων όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.2**. Έχει συνολικό πάχος 14m, με τα δύο ανώτερα μέτρα να αποτελούνται από αργιλικό έδαφος και τα υπόλοιπα 12m να αποτελούνται από ρευστοποιήσιμη άμμο μεταβλητού πάχους επί μίας βάσης από άργιλο. Η στάθμη του υδροφόρου ορίζοντα λαμβάνεται στην επιφάνεια του εδάφους.

Για τα δύο αργιλικά στρώματα θεωρούνται ίδια φυσικά χαρακτηριστικά, αποτελούμενα από την ξηρή ( $\rho_d$ ) και κορεσμένη πυκνότητα ( $\rho_{kor}$ ), το λόγο του Poisson ( $\nu$ ) και το συντελεστή ουδέτερων ωθήσεων ( $K_0$ ). Διαφοροποιήσεις υιοθετούνται ως προς τα μηχανικά τους χαρακτηριστικά με μεγαλύτερες τιμές του μέτρου ελαστικότητας ( $E$ ) για την υποκείμενη στρώση προκειμένου να αποδοθεί η αύξηση της αντοχής συναρτήσει του βάθους. Λόγω των σχέσεων ελαστικότητας διαφορετικές τιμές προκύπτουν για το μέτρο ισότροπης συμπίεσης ( $K$ ), το μέτρο διάτμησης ( $G_{max}$ ) καθώς και την ταχύτητα διάδοσης διατμητικού κύματος ( $V_s$ ). Εξάιρεση αποτελεί η αστράγγιστη διατμητική αντοχή για την οποία ορίζεται κοινή τιμή ( $C_u = 100kPa$ ) και για τα δύο στρώματα, αγνοώντας την επίδραση του βάθους. Η

μεγάλη αυτή τιμή του  $C_u$  αποκλείει ουσιαστικά το ενδεχόμενο αστοχίας των αργιλικών στρώσεων, καθώς στις αναλύσεις που πραγματοποιούνται το ενδιαφέρον εστιάζεται στην συμπεριφορά της ρευστοποιήσιμης άμμου.



**Σχήμα 4.2:** Εδαφική τομή και κάνναβος Πεπερασμένων Διαφορών για την αριθμητική προσομοίωση της σεισμικής απόκρισης.

Συγκεκριμένα για τις δύο αργιλικές στρώσεις λαμβάνονται:

- $\rho_x = 1.6 \text{ Mgr/m}^3$ ,  $\rho_{\text{κορ}} = 2 \text{ Mgr/m}^3$ , πορώδες  $n = 0.40$
- εξαιρετικά μικρός συντελεστής διαπερατότητας  $k = 4.9 \times 10^{-9} \text{ m/s}$  και δείκτης πλαστιμότητας  $PI = 30\%$
- $\nu = 0.30$  και λόγος ουδετέρων ωθήσεων  $K_0 = 0.5$

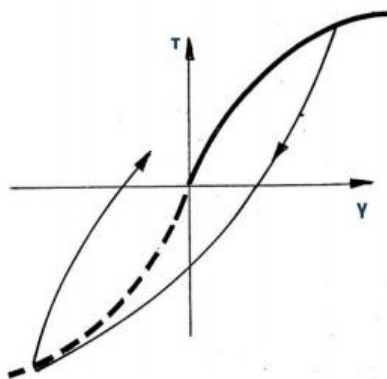
Τέλος, για την υπερκείμενη στρώση θεωρείται  $\nu = 0.33$  και  $G_{\text{max}} = 22.5 \text{ MPa}$  που αντιστοιχεί σε  $V_s = 100 \text{ m/s}$ , ενώ για την υποκείμενη στρώση θεωρείται  $\nu = 0.33$  και  $G_{\text{max}} = 180 \text{ MPa}$  που αντιστοιχεί σε  $V_s = 300 \text{ m/s}$ .

Όσον αφορά στα χαρακτηριστικά της άμμου, θεωρούνται:

- $\rho_x = 1.6 \text{ Mgr/m}^3$ ,  $\rho_{\text{κορ}} = 2 \text{ Mgr/m}^3$ , πορώδες  $n = 0.40$
- συντελεστής διαπερατότητας  $k = 6 \times 10^{-5} \text{ m/s}$
- $\nu = 0.33$  και  $K_0 = 0.5$
- ελάχιστος και μέγιστος δείκτης κενών αυτός της άμμου Nevada, ήτοι  $e_{\text{min}} = 0.511$  και  $e_{\text{max}} = 0.887$  για τον προσδιορισμό της σχετικής πυκνότητας η οποία αποτελεί παράμετρο της διερεύνησης.

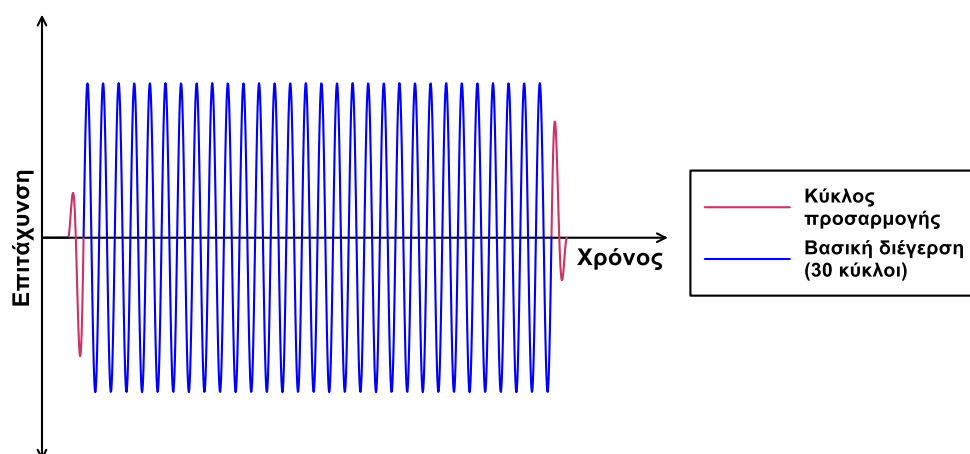
**Αριθμητικό προσομοίωμα.** Το αριθμητικό προσομοίωμα αναπαριστά μία εδαφική στήλη πλάτους ενός μέτρου και αποτελείται από μία σειρά 28 τετρακομβικών στοιχείων διαστάσεων (πλάτος × ύψος)  $1\text{m} \times 0.5\text{m}$  κατά την κατακόρυφη διεύθυνση. Η διακριτοποίηση του καννάβου των Πεπερασμένων Διαφορών φαίνεται στο **Σχήμα 4.2**. Όσον αφορά στις συνοριακές συνθήκες χρησιμοποιούνται αρθρώσεις στους δύο κόμβους της βάσης καθώς και συνθήκη συζευγμένων κόμβων (Tied Nodes) για τα υπόλοιπα στοιχεία. Όπως φαίνεται ενδεικτικά για τρία στοιχεία της στρώσης της άμμου, «ιδεατά καλώδια» συνδέουν τους ακραίους κόμβους και επιβάλλουν σε αυτούς την ίδια μετακίνηση ανά στάθμη. Υλοποιούνται στον κώδικα με στοιχεία τύπου «cables» που διαθέτουν πολύ μικρή διατομή, πολύ μικρή πυκνότητα και πολύ μικρό μέτρο ελαστικότητας ώστε να μην επηρεάζουν την απόκριση της στήλης, αλλά να εξασφαλίζουν ότι δύο κόμβοι με την ίδια υψομετρική στάθμη έχουν πάντοτε την ίδια οριζόντια μετατόπιση (όπως στο ελεύθερο πεδίο).

Για την προσομοίωση της ρευστοποίησης της αμμώδους στρώσης υιοθετείται το καταστατικό προσομοίωμα κρίσιμης κατάστασης NTUA-Sand με τις δύο βαθμονομήσεις που έχουν περιγραφεί αναλυτικά στο προηγούμενο κεφάλαιο (βαθμονόμηση «DeAlba» και «VELACS»). Για την ελαστική, μη-γραμμική απόκριση των δύο αργιλικών στρώσεων στις μικρές παραμορφώσεις χρησιμοποιείται το προσομοίωμα των Ramberg & Osgood (1943) συνδυασμένο με το κριτήριο αστοχίας Mohr-Coulomb στις μεγαλύτερες παραμορφώσεις. Το εν λόγω προσομοίωμα μπορεί να προσεγγίσει ικανοποιητικά τόσο την απομείωση του μέτρου διάτμησης ( $G$ ), όσο και την αύξηση του ποσοστού κρίσιμης υστερητικής απόσβεσης ( $\xi$ ) συναρτήσει της διατμητικής παραμόρφωσης ( $\gamma$ ) του εδάφους, όπως φαίνεται και από το **Σχήμα 4.3**. Έχει ενσωματωθεί και αυτό στον κώδικα πεπερασμένων διαφορών FLAC ως UDM (User Defined Model), όπως παρουσιάζεται λεπτομερώς σε ερευνητικές εκθέσεις του Τομέα Γεωτεχνικής του ΕΜΠ (Paradimitriou and Bouckovalas 2002, Andrianopoulos 2006). Τέλος σημειώνεται ότι η βαθμονόμηση του έχει πραγματοποιηθεί βάσει των πειραματικών καμπυλών ( $G/G_{\max} - \gamma$ ) και ( $\xi - \gamma$ ) των Vucetic & Dobry (1991) για τον αντίστοιχο δείκτη πλαστιμότητας που υιοθετήθηκε για το αργιλικό υλικό ( $PI = 30\%$ ).



**Σχήμα 4.3:** Ελαστικό-υστερητική, μη γραμμική συμπεριφορά εδάφους σε ανακυκλική φόρτιση με βάση το μοντέλο Ramberg-Osgood.

Στη συνέχεια περιγράφονται συνοπτικά δύο βασικά στοιχεία της δυναμικής ανάλυσης με το πρόγραμμα FLAC, αυτά της διέγερσης και της απόσβεσης. Η διέγερση εισάγεται ως χρονοϊστορία επιβαλλόμενης επιτάχυνσης στη βάση της εδαφικής στήλης, η οποία θεωρείται άκαμπτη (rigid base) με αποτέλεσμα τα προσπίπτοντα κύματα στη βάση του καννάβου να υφίστανται πλήρη ανάκλαση, χωρίς να διαχωρίζονται σε διερχόμενα και ανακλώμενα. Όπως έχει ήδη προαναφερθεί, πρόκειται για σταθερή ημιτονοειδή διέγερση 30 κύκλων συγκεκριμένης περιόδου ( $T$ ), της οποίας προηγείται και ακολουθεί ένας κύκλος προσαρμογής που έχει στόχο τη σταδιακή αύξηση του πλάτους έως την προδιαγεγραμμένη τιμή και τον σταδιακό μηδενισμό του αντιστοίχως (**Σχήμα 4.4**). Με τον τρόπο αυτό επιτυγχάνεται η «διόρθωση βάσης» (baseline correction) απουσία της οποίας ενδέχεται να προκύψουν μη μηδενικές ταχύτητες και παραμένουσες μετακινήσεις μετά το πέρας της δόνησης. Επιπρόσθετα για λόγους αριθμητικής ευστάθειας προηγείται ένα «ήσυχο» χρονικό διάστημα 0.5 δευτερολέπτων πριν την έναρξη της διέγερσης.



**Σχήμα 4.4:** Χρονοϊστορία επιβαλλόμενης διέγερσης στη βάση της εδαφικής στήλης.

Ως γνωστόν, η απόσβεση των εδαφικών σχηματισμών είναι υστερητικού τύπου με κύριο χαρακτηριστικό την ανεξαρτησία της από το συχνοτικό περιεχόμενο της διέγερσης. Σε δυναμικές αναλύσεις, όπως αυτές που πραγματοποιούνται με το πρόγραμμα FLAC, χρησιμοποιείται συνήθως συχνοτικά εξαρτημένη απόσβεση τύπου Rayleigh. Παρότι όμως οι δύο παράμετροι που συνιστούν την απόσβεση Rayleigh, ήτοι η μάζα και η δυσκαμψία, εξαρτώνται από την συχνότητα ως προς την απορρόφηση ενέργειας που προβλέπουν, ο συνδυασμός τους προκύπτει ουσιαστικά ανεξάρτητος από αυτή για ένα συγκεκριμένο εύρος συχνοτήτων.

Πιο συγκεκριμένα, υπενθυμίζεται ο ορισμός του μητρώου απόσβεσης Rayleigh [C] για ένα πολυβάθμιο σύστημα:

$$[C] = a[M] + b[K] \quad (4.1)$$

όπου [M] το μητρώο μάζας και [K] το μητρώο δυσκαμψίας ενώ α, b είναι σταθερές αναλογίας των παραπάνω μεγεθών.

Για ένα σύστημα με απόσβεση ανάλογη της μάζας οι ιδιομορφικοί λόγοι απόσβεσης είναι αντιστρόφως ανάλογοι της ιδιοσυχνότητας:

$$\xi_i = \frac{a}{2} \frac{1}{\omega_i} \quad (4.2)$$

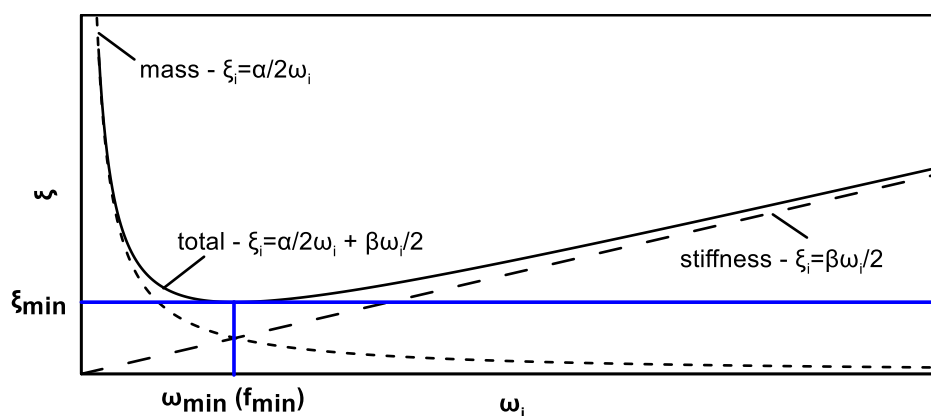
Ενώ για ένα σύστημα με απόσβεση ανάλογη της δυσκαμψίας οι ιδιομορφικοί λόγοι απόσβεσης προκύπτουν ευθέως ανάλογοι της ιδιοσυχνότητας:

$$\xi_i = \frac{\beta}{2} \omega_i \quad (4.3)$$

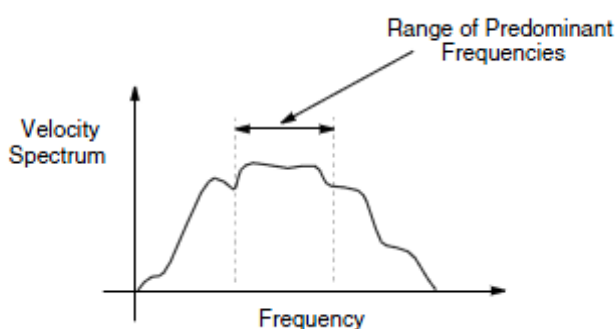
Στο **Σχήμα 4.5** παρουσιάζεται η γραφική παράσταση των παραπάνω σχέσεων καθώς και του συνδυασμού τους, που αντιστοιχεί στη χρησιμοποιούμενη συνολική απόσβεση Rayleigh. Είναι εμφανής η περιοχή σταθερού λόγου απόσβεσης γύρω από μία «κεντρική» συχνότητα  $f_{\min}$ , η οποία αντιστοιχεί στον ελάχιστο λόγο απόσβεσης  $\xi_{\min}$ . Για εδαφικά υλικά κυμαίνεται μεταξύ 2% – 5% και για τις παρούσες αναλύσεις υιοθετείται η τιμή  $\xi_{\min} = 2\%$ . Τα  $f_{\min}$  και  $\xi_{\min}$  αποτελούν τις παραμέτρους που εισάγονται στο FLAC και για τον προσδιορισμό της συχνότητας ακολουθείται μια τυποποιημένη διαδικασία που προτείνεται από τις οδηγίες του προγράμματος. Συγκεκριμένα, πραγματοποιείται μία αρχική δυναμική ανάλυση με μηδενική απόσβεση και προσδιορίζεται το φάσμα ταχυτήτων στην επιφάνεια της εδαφικής στήλης ούτως ώστε να ευρεθεί η δεσπόζουσα περίοδος γύρω από την οποία η



φασματική ταχύτητα λαμβάνει σχετικώς σταθερές τιμές. Η περίοδος αυτή αντιστοιχεί στην άγνωστη παράμετρο  $f_{min}$  που αναζητούμε (Σχήμα 4.6).



**Σχήμα 4.5:** Μεταβολή των ιδιομορφικών λόγων απόσβεσης με την ιδιοσυχνότητα για τρεις περιπτώσεις (α) απόσβεση ανάλογη της μάζας, (β) απόσβεση ανάλογη της δυσκαμψίας και (γ) συνολική απόσβεση Rayleigh.



**Σχήμα 4.6:** Τυπικό φάσμα ταχυτήτων με «πλατό» γύρω από τη δεσπόζουσα περίοδο (περίπου 1/3 του φάσματος), περιοχή συχνοτήτων στην οποία η απόσβεση Rayleigh θεωρείται ανεξάρτητη της συχνότητας.

**Παραμετρικές Αναλύσεις.** Οι ομάδες αναλύσεων που πραγματοποιήθηκαν με την παραπάνω αριθμητική μεθοδολογία διαφοροποιούνται ως προς τη βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA-Sand, το πάχος της ρευστοποιήσιμης στρώσης (H), την σχετική πυκνότητα της άμμου ( $D_r$ ) και την περίοδο της διέγερσης (T). Κάθε ομάδα αποτελείται κατά μέσο όρο από 4 αναλύσεις που διαφέρουν ως προς την τιμή της μέγιστης επιβαλλόμενης επιτάχυνσης ( $a_{max}$ ), οι τιμές της οποίας επιλέχθηκαν για κάθε ομάδα μετά από δοκιμαστικές αναλύσεις (trial and error) ώστε οι κύκλοι ρευστοποίησης που προκύπτουν να εντάσσονται στο εύρος πρακτικού ενδιαφέροντος  $N_L = 2 - 30$ .

Οι αναλύσεις που πραγματοποιήθηκαν κατηγοριοποιούνται ως εξής:

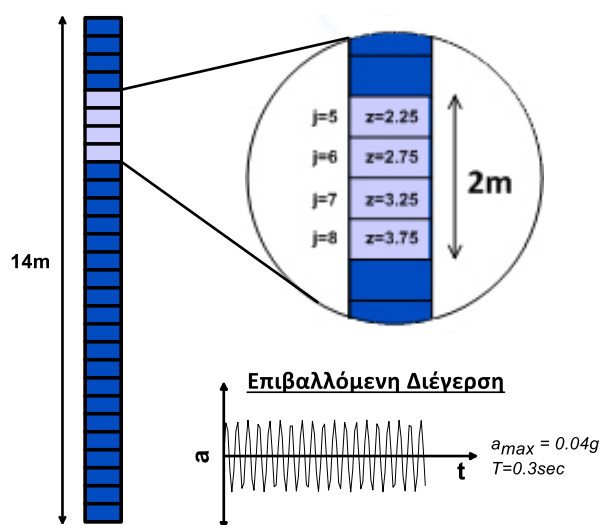
- Βαθμονόμηση «DeAlba»,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.3\text{sec}$  για  $H = 2, 6, 10\text{m}$ .
- Βαθμονόμηση «DeAlba»,  $T = 0.3\text{ sec}$ ,  $H = 6\text{m}$  για  $D_r = 50\%, 75\%$ .
- Βαθμονόμηση «DeAlba»,  $D_r = 60\%$ ,  $H = 10\text{m}$  για  $T = 0.5\text{sec}$ .
- βαθμονόμηση «VELACS» ,  $T = 0.3\text{sec}$ ,  $H = 6\text{m}$ , για  $D_r = 50\%, 60\%, 75\%$ .

Συνολικά, πραγματοποιήθηκαν 39 αναλύσεις, που συνιστούν 9 ομάδες αναλύσεων.

### 4.3 Παραμετρική διερεύνηση καμπυλών ρευστοποίησης

#### 4.3.1 Προσδιορισμός καμπυλών ρευστοποίησης

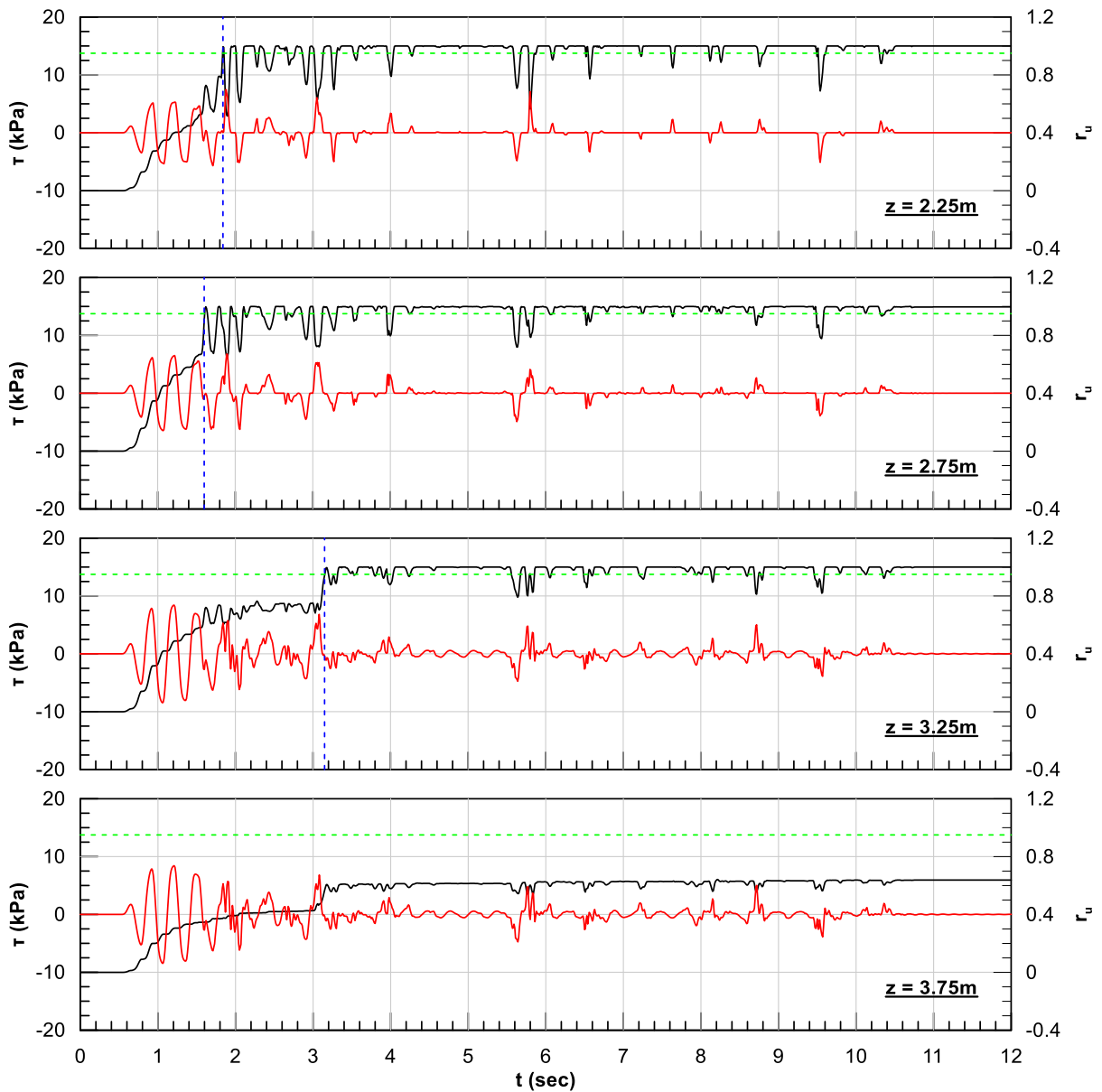
Για την περιγραφή της διαδικασίας που ακολουθήθηκε κατά την επεξεργασία των αποτελεσμάτων και την εξαγωγή των καμπυλών ρευστοποίησης της εδαφικής στήλης επιλέγεται να παρουσιαστεί ενδεικτικά μία ανάλυση, που αντιστοιχεί σε βαθμονόμηση «DeAlba»,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.3\text{sec}$ ,  $H = 2\text{m}$  και  $a_{\max} = 0.04\text{g}$  (Σχήμα 4.7).



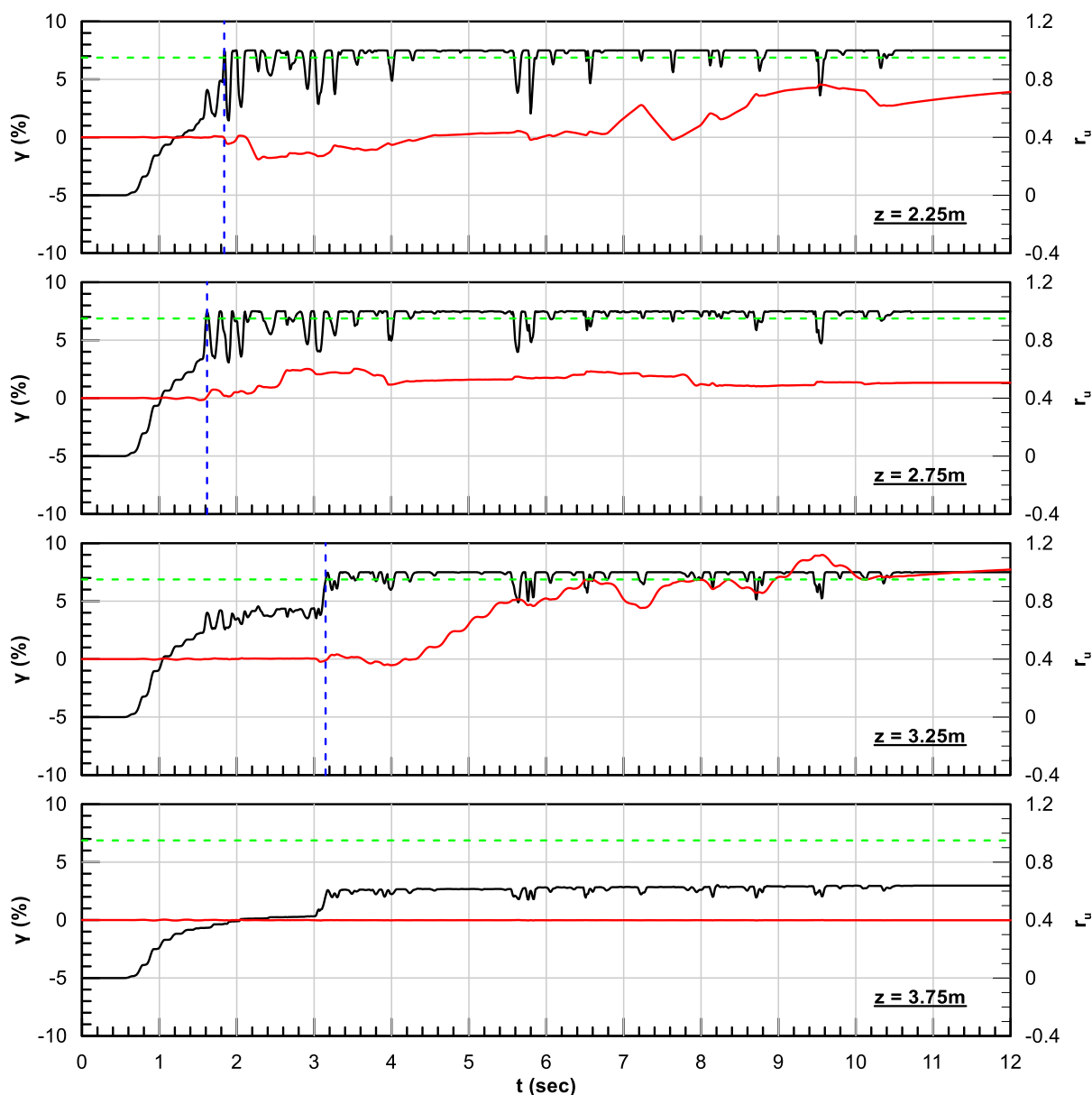
Σχήμα 4.7: Λεπτομέρεια καννάβου και επιβαλλόμενη διέγερση της ενδεικτικής ανάλυσης.

Τα εξαγόμενα αποτελέσματα παρουσιάζονται γραφικά ως χρονοϊστορίες διατμητικής τάσης (Σχήμα 4.8) και διατμητικής παραμόρφωσης (Σχήμα 4.9) μαζί με τον λόγο υπερπίεσης πόρων στα διάφορα βάθη καθ' ύψος της ρευστοποιήσιμης στρώσης, τα οποία αντιστοιχούν στο μέσο ύψος κάθε ζώνης (zone) του καννάβου. Παρατηρείται ότι τα χαρακτηριστικά της αρμονικής διέγερσης (πλάτος επιτάχυνσης και περίοδος) μεταβάλλονται κατά τη διάδοση της προς την επιφάνεια, οδηγώντας σε αντίστοιχη μεταβολή του πλάτους της αναπτυσσόμενης διατμητικής τάσης στα διάφορα στοιχεία καθ' ύψος της στήλης. Επιπλέον η τάση σε

κάθε στοιχείο μεταβάλλεται συναρτήσει του χρόνου καθώς συσσωρεύεται σταδιακά υπερπίεση πόρων και η τελική εικόνα που προκύπτει διαφέρει σημαντικά από αυτή της σταθερής και ελεγχόμενης τάσης που ισχύει στις δοκιμές απλής ανακυκλικής διάτμησης.



**Σχήμα 4.8:** Χρονοϊστορίες διατμητικής τάσης ( $\tau$ ) και λόγου υπερπίεσης πόρων ( $r_u$ ) καθ' ύψος της ρευστοποιήσιμης στρώσης για την ενδεικτική ανάλυση με παραμέτρους  $H = 2\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.04g$ .



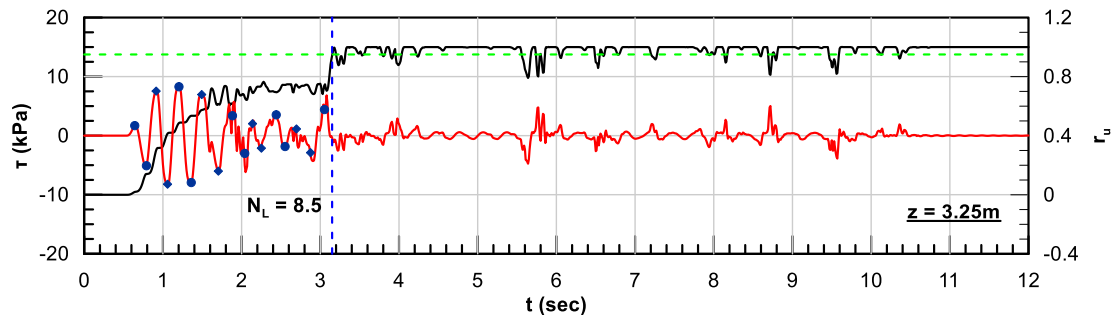
**Σχήμα 4.9:** Χρονοϊστορίες διατμητικής παραμόρφωσης ( $\gamma$ ) και λόγου υπερπίεσης πόρων ( $r_u$ ) καθ' ύψος της ρευστοποιήσιμης στρώσης για την ενδεικτική ανάλυση με παραμέτρους  $H = 2\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.04g$ .

Στα παραπάνω διαγράμματα σημειώνεται με διακεκομμένη μπλε γραμμή το θεωρούμενο σημείο ρευστοποίησης, που αντιστοιχεί στην χρονική στιγμή που για πρώτη φορά ο λόγος υπερπίεσης πόρων εξισώνεται με 0.95. Παρατηρείται ότι το κατώτατο στοιχείο ( $z = 3.75\text{m}$ ) δεν ρευστοποιείται αφού  $r_u \approx 0.60$  και  $\gamma \approx 0\%$ , κάτι που ισχύει σε όλες τις αναλύσεις και οφείλεται στο γεγονός ότι το συγκεκριμένο στοιχείο βρίσκεται σε επαφή με την αργιλική βάση και περιορίζεται κινηματικά από αυτή.

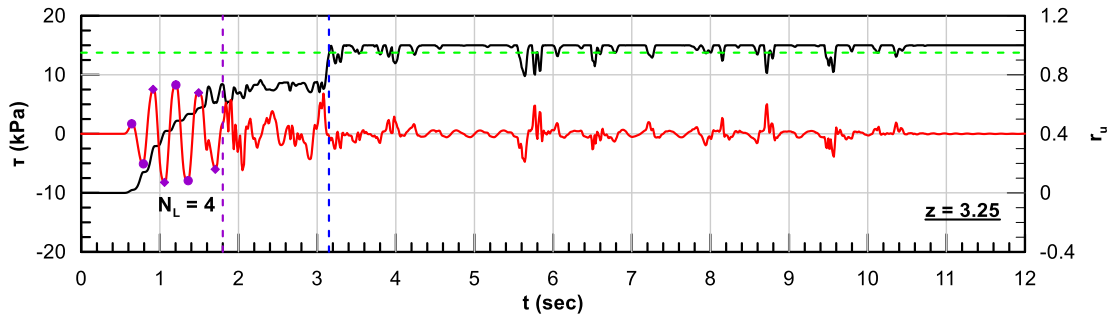
Επόμενο βήμα για τη μόρφωση των καμπυλών ρευστοποίησης αποτελεί ο προσδιορισμός ενός ζεύγους τιμών [CSR –  $N_L$ ] για κάθε ρευστοποιημένο στοιχείο της στήλης. Το  $N_L$

εκτιμάται, όπως φαίνεται για το στοιχείο σε βάθος  $z = 3.25\text{m}$  στο **Σχήμα 4.10**, ως ο αριθμός των ημιτονοειδών κύκλων του διαγράμματος διατμητικής τάσης μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης. Αντίστοιχα, το CSR εκτιμάται ως ο μέσος όρος των ακραίων τιμών διατμητικής τάσης που σημειώνονται στο ίδιο σχήμα εξαιρουμένου του πρώτου μισού κύκλου, καθώς αποτελεί κύκλο προσαρμογής.

Σε πολλές περιπτώσεις παρατηρείται πως η χρονοϊστορία ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων παρουσιάζει ένα «πλατώ», ένα διάστημα δηλαδή όπου το  $r_u$  παραμένει σταθερό χωρίς να έχει επέλθει ρευστοποίηση της στρώσης ( $r_u < 0.95$ ). Σε αυτό το διάστημα παρατηρείται έντονη μείωση του πλάτους της τάσης ενώ «χάνεται» η καθαρή ημιτονοειδής μορφή των κύκλων γεγονός που καθιστά δύσκολο τον προσδιορισμό των ακραίων τιμών για την εκτίμηση του CSR. Εξαιτίας των παραπάνω, στις περιπτώσεις αυτές τα ζεύγη [CSR- $N_L$ ] υπολογίστηκαν και με ένα δεύτερο, εναλλακτικό τρόπο όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.11**, όπου ως στιγμή της ρευστοποίησης λαμβάνεται το σημείο όπου σταθεροποιείται για πρώτη φορά το  $r_u$ . Τα αποτελέσματα που προκύπτουν, παρότι δεν φαίνεται να αλλάζουν ουσιαστικώς τη μορφή και την κλίση της προκύπτουσας καμπύλης ρευστοποίησης, δημιουργούν μία συσσώρευση σημείων σε συγκεκριμένα εύρη τιμών  $N_L$  ( $N_L = 3.5 - 5.0$ ) και δεν προσφέρονται για αξιόπιστο προσδιορισμό των καμπυλών ρευστοποίησης. Για το λόγο αυτό υιοθετείται η αρχική θεώρηση που περιγράφηκε παραπάνω.



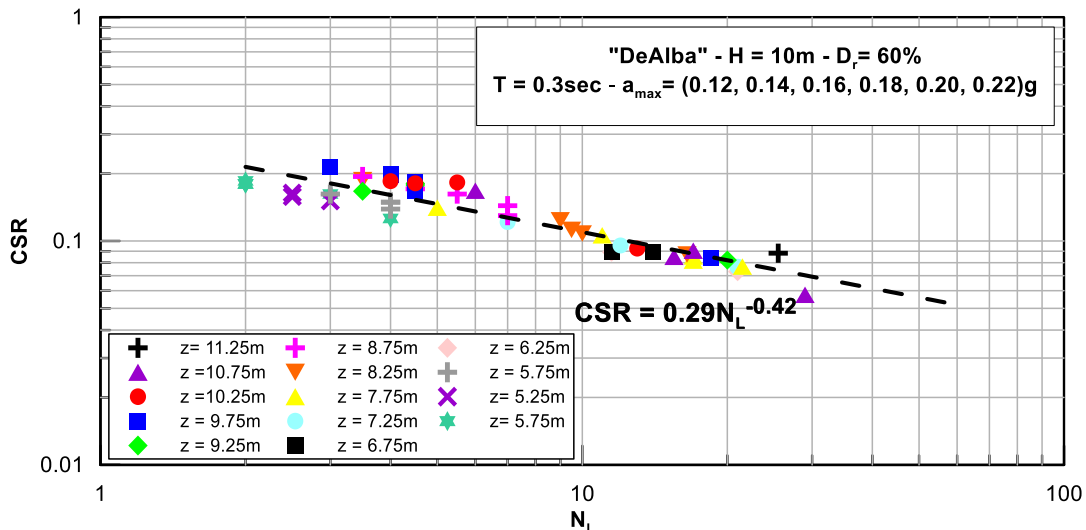
**Σχήμα 4.10:** Χρονοϊστορίες διατμητικής τάσης ( $\tau$ ) και λόγου υπερπίεσης πόρων ( $r_u$ ) σε βάθος 3.25m της προηγούμενης ανάλυσης ( $H=2\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.04g$ ), όπου μετράται ο αριθμός των κύκλων ρευστοποίησης του στοιχείου ( $n=17$  κορυφές οπότε  $N_L=17/2=8.5$ ) και σημειώνονται οι κορυφές στην χρονοϊστορία της διατμητικής τάσης που χρησιμοποιούνται για τον υπολογισμό του CSR (εξαιρουμένου του πρώτου μισού κύκλου).



**Σχήμα 4.11:** Χρονοϊστορίες διατμητικής τάσης ( $\tau$ ) και λόγου υπερπίεσης πόρων ( $r_u$ ) σε βάθος 3.25m της προηγούμενης ανάλυσης ( $H=2m$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.04g$ ) όπου φαίνεται η εναλλακτική θεώρηση του αριθμού κύκλων ρευστοποίησης του στοιχείου ( $n=8$  κορυφές οπότε  $N_L=8/2=4$ ).

### 4.3.2 Αποτελέσματα Παραμετρικών Αναλύσεων

Η παραπάνω διαδικασία εφαρμόζεται στο σύνολο των αναλύσεων και επιχειρείται μία πρώτη ομαδοποίηση ως προς το βάθος των εξεταζόμενων στοιχείων – ζωνών (για την ομάδα αναλύσεων με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.3sec$  και  $a_{max} = [0.12, 0.14, 0.16, 0.18, 0.20, 0.22]g$ ), προκειμένου να απαλειφθεί αν είναι δυνατό η επίδραση αυτού του παράγοντα και συνεπώς της τάσης στερεοποίησης. Διαπιστώνεται, όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.12**, πως ο παράγοντας της τάσης στερεοποίησης δεν επιδρά στα αποτελέσματα καθώς όλα τα σημεία προσεγγίζονται ικανοποιητικά από μία μέση καμπύλη ρευστοποίησης. Το συμπέρασμα αυτό βρίσκεται σε συμφωνία με την απουσία επίδρασης της τάσης που προβλέπει το καταστατικό προσομοίωμα σε επίπεδο εδαφικού στοιχείου (Κεφάλαιο 3).

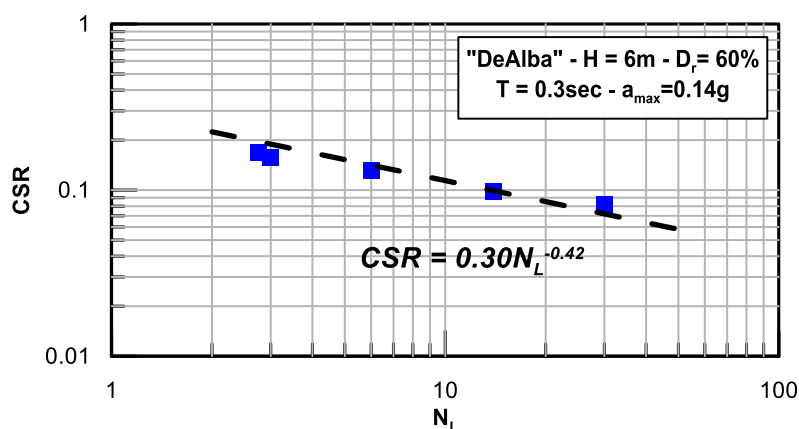


**Σχήμα 4.12:** Ομαδοποίηση αποτελεσμάτων ως προς το βάθος των εξεταζόμενων στοιχείων που παρουσίασαν ρευστοποίηση για την ανάλυση με παραμέτρους: βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.3sec$  και  $a_{max} = (0.12, 0.14, 0.16, 0.18)g$  και προσέγγιση καμπύλης ρευστοποίησης για το σύνολο των σημείων.

Σημειώνεται ότι η γραμμική προσέγγιση των καμπυλών ρευστοποίησης γίνεται στο εύρος κύκλων  $N_L = 2 - 30$  ενώ σημεία με  $N_L = 1.5$  (τα οποία εμφανίζονται συστηματικά στα ανώτερα στοιχεία της εδαφικής στήλης) απορρίπτονται ως μη αντιπροσωπευτικά.

Μία άλλη παρατήρηση που ανακύπτει από τις αναλύσεις για μεγάλα πάχη ρευστοποιήσιμης στρώσης ( $H = 10\text{m}$ ), αφορά στοιχεία που βρίσκονται στο μέσο περίπου αυτής και παρουσιάζουν χαμηλές τιμές διατμητικής παραμόρφωσης ( $\gamma \approx 0\%$ ). Το γεγονός αυτό οδηγεί σε χαμηλές τιμές του λόγου υπερπίεσης πόρων ( $r_u < 0.95$ ) για το μεγαλύτερο τμήμα της δόνησης, παρότι η χρονοϊστορία της τάσης παρουσιάζει μορφή αντίστοιχη με των υπολοίπων ρευστοποιημένων στοιχείων. Το φαινόμενο αυτό μπορεί να ερμηνευθεί από τη μορφή ταλάντωσης (συνδυασμός ιδιομορφών) της εδαφικής στήλης. Από τις χρονοϊστορίες διατμητικής παραμόρφωσης πάνω και κάτω από τα προαναφερθέντα στοιχεία παρατηρείται μονοτονική συσσώρευση παραμορφώσεων προς αντίθετες κατευθύνσεις. Όπως είναι λοιπόν αναμενόμενο η ταλάντωση των ενδιάμεσων στοιχείων περιορίζεται γύρω από την αρχική θέση ισορροπίας τους διατηρώντας χαμηλές τιμές ( $\gamma \approx 0\%$ ). Ο συνολικός αριθμός αυτών των περιπτώσεων δεν ξεπέρασε τις 20 και αποφασίστηκε να μη ληφθούν υπόψη στην τελική επεξεργασία λόγω των αβεβαιοτήτων που συνεπάγονται αλλά και της επάρκειας περισσότερο αξιόπιστων δεδομένων.

Σε επόμενο στάδιο της επεξεργασίας, έχοντας απαλλαγεί πλέον από την επίδραση του βάθους, κάθε ανάλυση αντιμετωπίζεται ανεξάρτητα και εξάγεται μια καμπύλη ρευστοποίησης συμπεριλαμβάνοντας ζεύγη  $[CSR - N_L]$  από όλα τα ρευστοποιημένα στοιχεία της αμμώδους στρώσης. Ενδεικτικά παρουσιάζεται στο **Σχήμα 4.13** μια τυπική μορφή καμπύλης που προέρχεται από την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 6\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.14\text{g}$ .



**Σχήμα 4.13:** Προσομοίωση καμπύλης ρευστοποίησης για την ανάλυση με παραμέτρους: βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 6\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.14\text{g}$  η οποία περιλαμβάνει ζεύγη  $CSR-N_L$  από όλες τις ρευστοποιημένες ζώνες του καννάβου (zones).

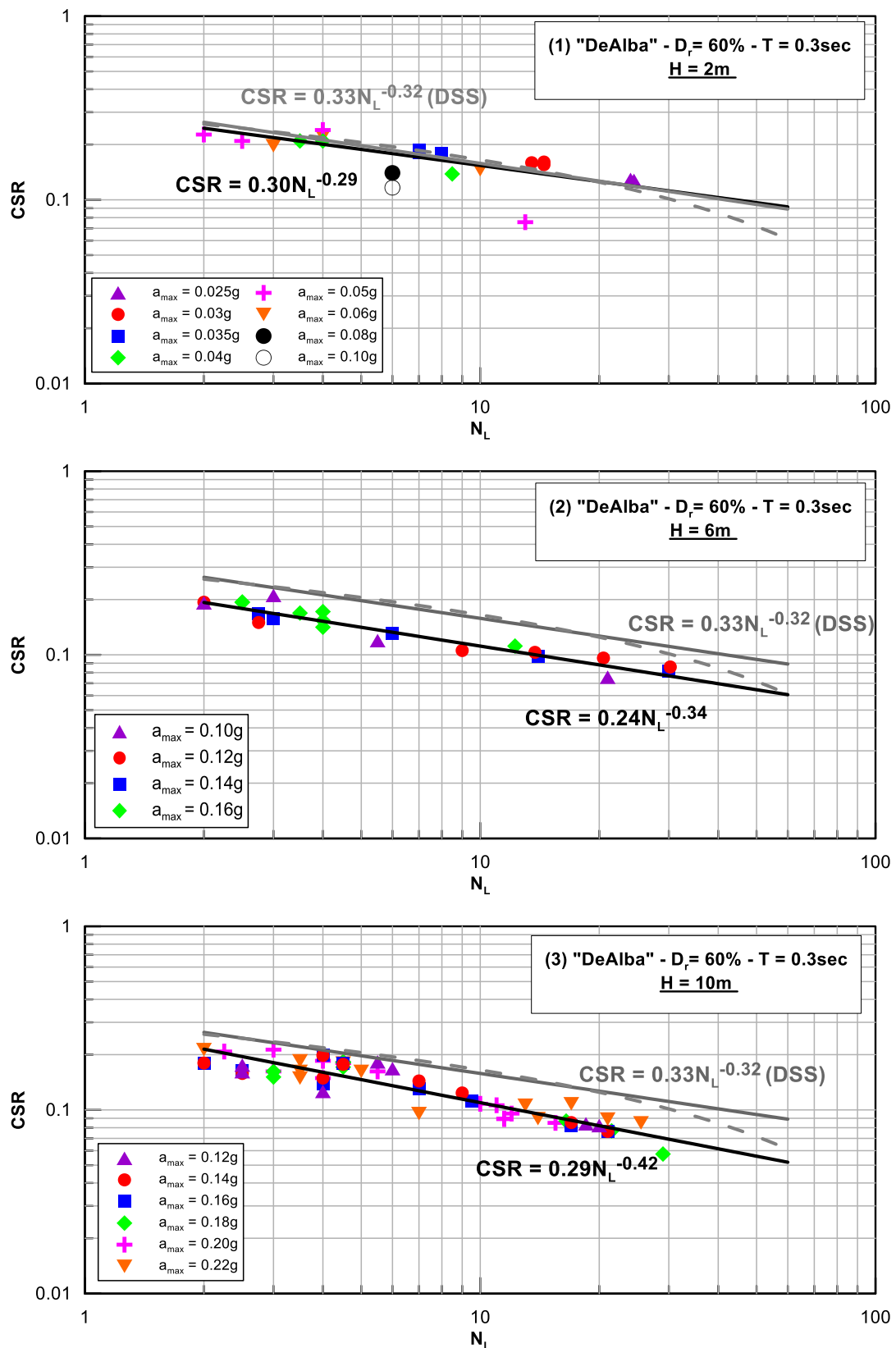
Στη συνέχεια επιχειρείται ομαδοποίηση των αποτελεσμάτων ως προς το πλάτος επιτάχυνσης  $a_{\max}$  και παρατηρείται ότι οι επιμέρους καμπύλες σχεδόν ταυτίζονται για κάθε ομάδα ανάλυσης, δηλαδή για δεδομένο πάχος στρώσης και δεδομένη σχετική πυκνότητα. Με τον τρόπο αυτό προέκυψαν τελικώς 9 καμπύλες ρευστοποίησης, μία για κάθε ομάδα αναλύσεων που πραγματοποιήθηκε, οι οποίες προσεγγίστηκαν με την 2-παραμετρική εξίσωση (2.8) και εν συνεχεία συγκρίθηκαν με τις μέσες καμπύλες ρευστοποίησης από δοκιμές απλής ανακυκλικής διάτμησης του Κεφαλαίου 3 για κάθε διαφορετική σχετική πυκνότητα  $D_r$ . Σημειώνεται ότι οι συντελεστές των τελευταίων έχουν προκύψει ως μέσοι όροι για τις τρεις τάσεις στερεοποίησης των αριθμητικών αναλύσεων (50, 100 και 200 kPa).

Στα επόμενα **Σχήματα 4.14 έως 4.16** παρουσιάζονται όλες οι καμπύλες ρευστοποίησης και οι αναλυτικές σχέσεις που τις περιγράφουν, σε σύγκριση με τις γραμμικές προσεγγίσεις (με γκρι συνεχείς γραμμές) καθώς και με τις ακριβείς παραβολικές προσεγγίσεις (με γκρι διακεκομμένες γραμμές) των αντίστοιχων καμπυλών από δοκιμές DSS. Οι τιμές των συντελεστών  $a$ ,  $b$  της εξίσωσης (2.8) συνοψίζονται στον ακόλουθο πίνακα (**Πίνακας 4.1**).

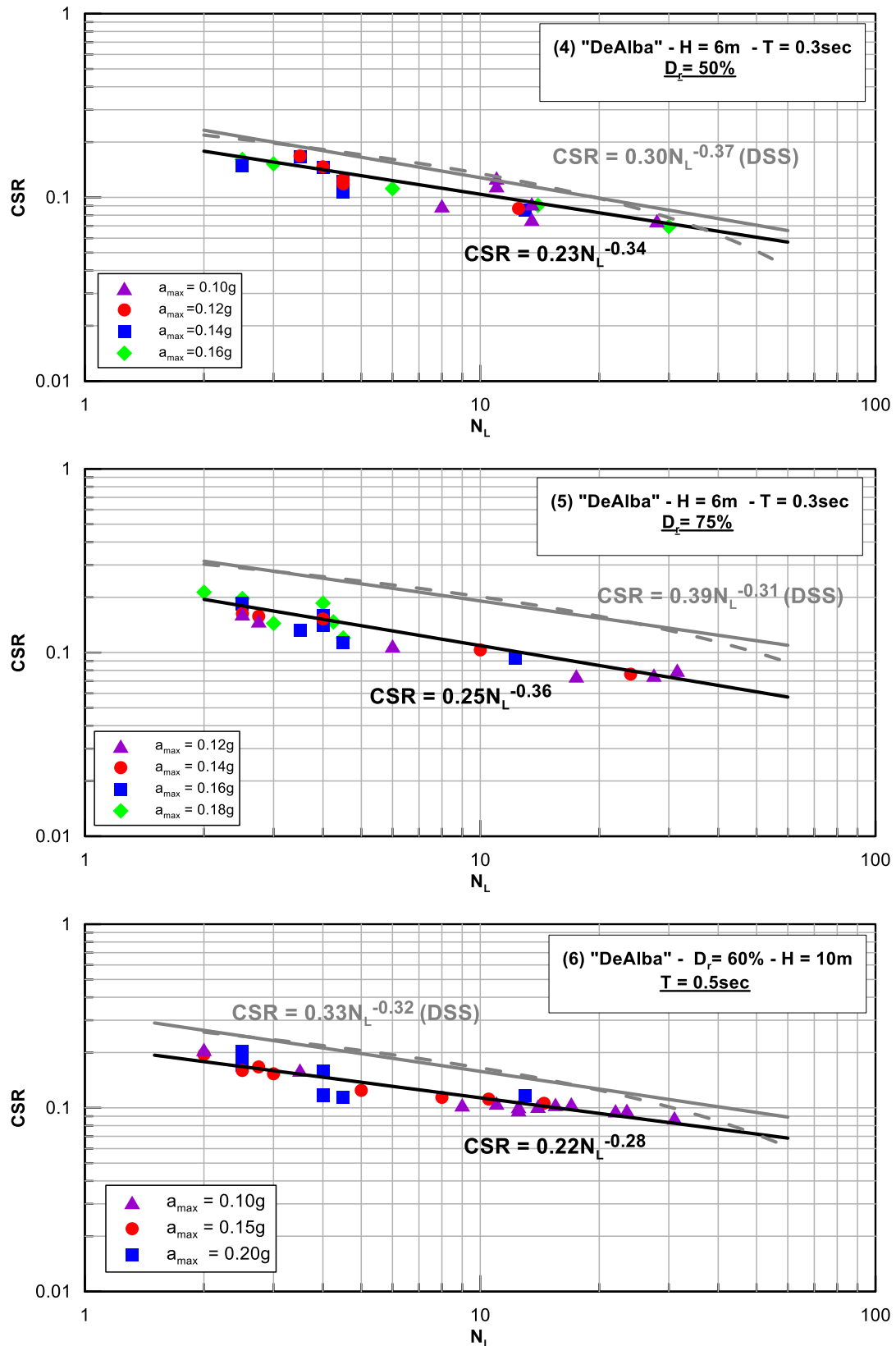
**Πίνακας 4.1:** Παράμετροι αριθμητικών αναλύσεων και σύγκριση συντελεστών  $a$ ,  $b$  καμπυλών ρευστοποίησης εδαφικής στήλης και εδαφικού στοιχείου από αριθμητικές αναλύσεις απλής ανακυκλικής διάτμησης (DSS).

No.	Βαθμονόμηση	H (m)	$D_r$ (%)	T (sec)	Εδαφική στήλη		Εδαφικό στοιχείο (DSS)	
					a	b	a	b
1	"DeAlba"	2	60	0.3	0.30	0.29	0.33	0.32
2	"DeAlba"	6	60	0.3	0.24	0.34	0.33	0.32
3	"DeAlba"	10	60	0.3	0.29	0.42	0.33	0.32
4	"DeAlba"	6	50	0.3	0.23	0.34	0.30	0.37
5	"DeAlba"	6	75	0.3	0.25	0.36	0.39	0.31
6	"DeAlba"	10	60	0.5	0.22	0.28	0.33	0.32
7	"VELACS"	6	50	0.3	0.22	0.41	0.56	0.85
8	"VELACS"	6	60	0.3	0.26	0.42	0.79	0.83
9	"VELACS"	6	75	0.3	0.39	0.57	0.73	0.62

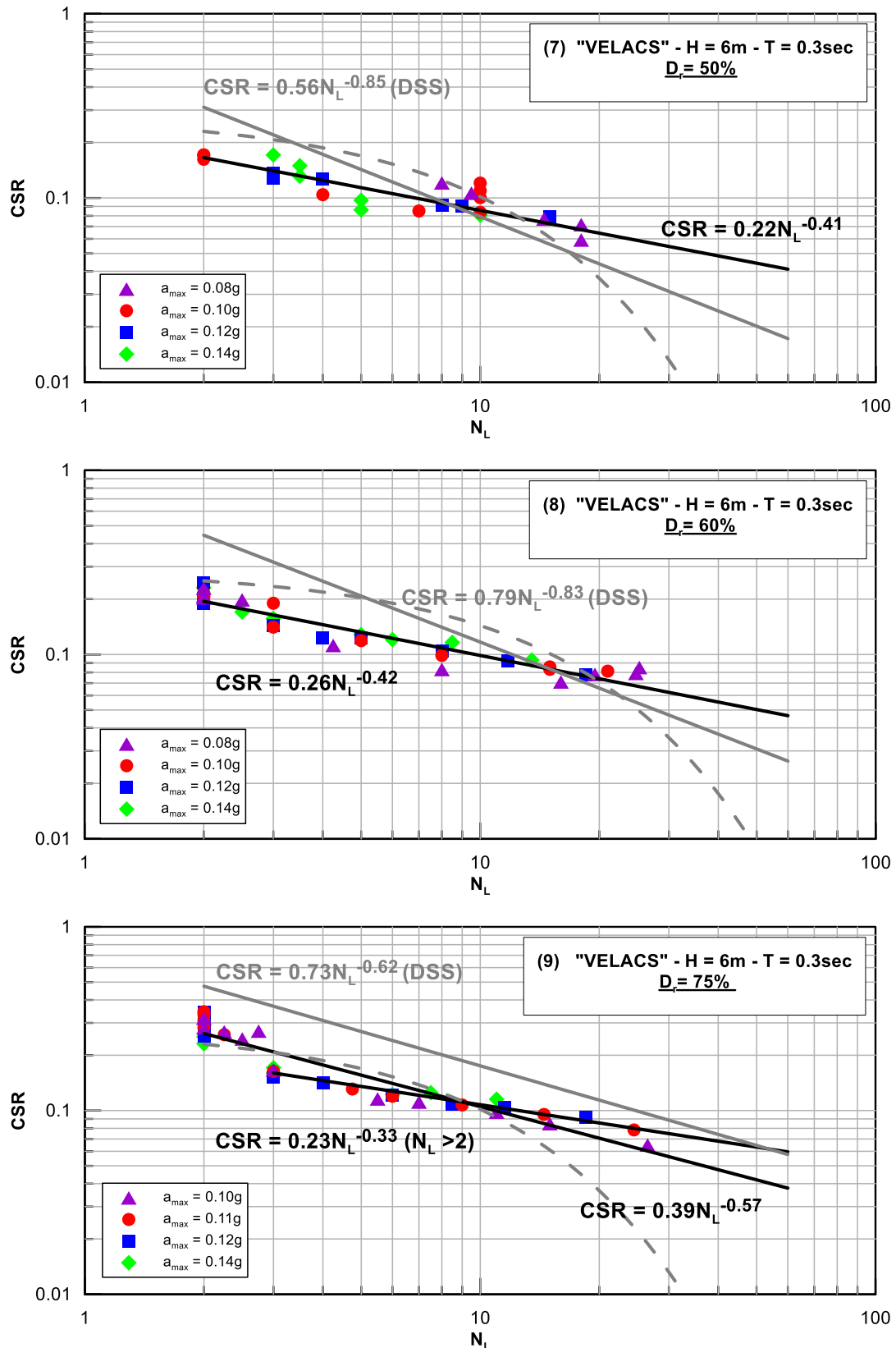




Σχήμα 4.14: Προσομοίωση καμπυλών ρευστοποίησης για βαθμονόμηση «DeAlba»,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.3\text{sec}$  και  $H = 2, 6, 10\text{m}$  για όλα τα εξετασθέντα  $a_{max}$ .



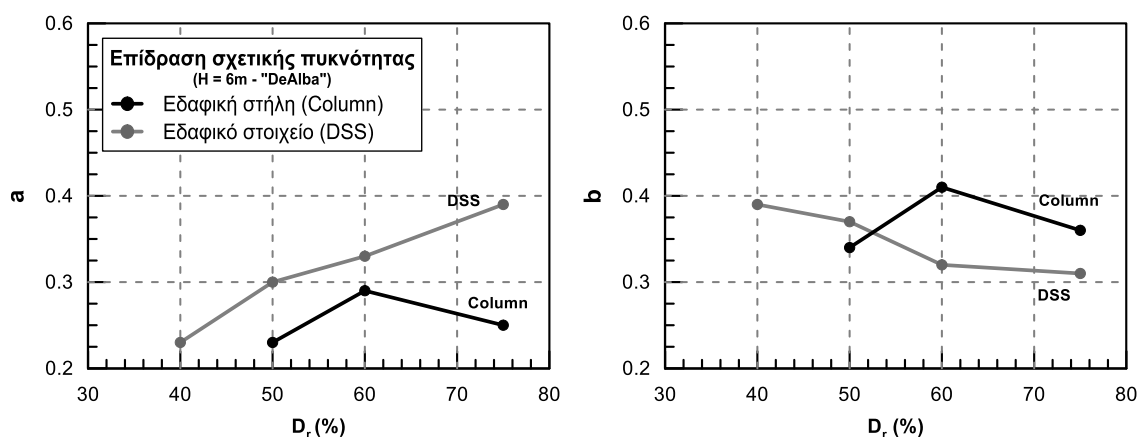
**Σχήμα 4.15:** Προσομοίωση καμπυλών ρευστοποίησης για βαθμονόμηση «DeAlba»,  $T = 0.3 sec$ ,  $H=6m$  για  $D_r = 50\%$ ,  $75\%$  και για βαθμονόμηση «DeAlba»,  $D_r = 60\%$ ,  $H = 10m$  για  $T = 0.5sec$  για όλα τα εξετασθέντα  $a_{max}$ .



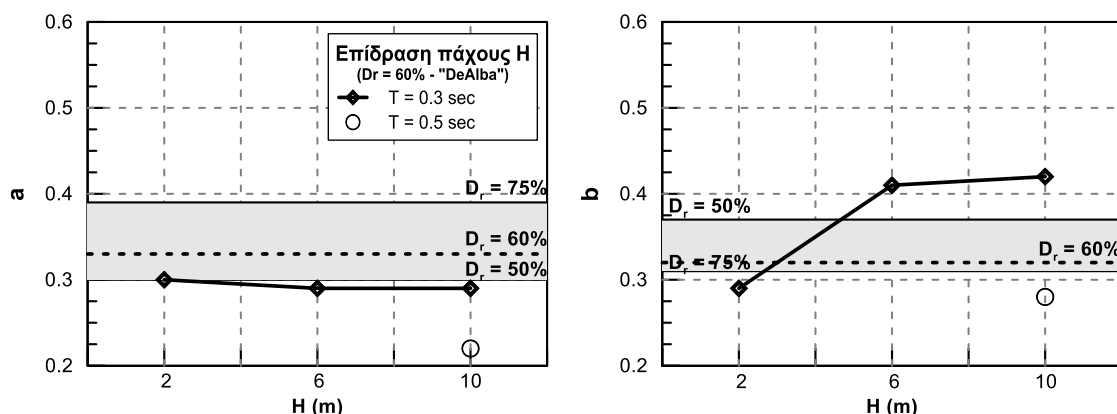
Σχήμα 4.16: Προσομοίωση καμπυλών ρευστοποίησης για  $H = 6m$ ,  $T = 0.3sec$  για βαθμονόμηση «VELACS» και  $D_r = 50\%$ ,  $60\%$ ,  $75\%$  για όλα τα εξετασθέντα  $a_{max}$ .

### 4.3.3 Αξιολόγηση Αποτελεσμάτων Παραμετρικών Αναλύσεων

Συνολικά για τις αναλύσεις που πραγματοποιήθηκαν με τη βαθμονόμηση «DeAlba» (Σχήματα 4.14 και 4.15) παρατηρείται ότι οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν από τις αριθμητικές αναλύσεις σε εδαφική στήλη συγκρίνονται ικανοποιητικά με τις αντίστοιχες καμπύλες που προέκυψαν από την αριθμητική προσομοίωση δοκιμών απλής ανακυκλικής διάτμησης. Μεγαλύτερες αποκλίσεις παρατηρούνται στο συντελεστή  $a$ , ο οποίος κατά κανόνα υποεκτιμάται, όπως φαίνεται στο Σχήμα 4.17. Επιπλέον, οι καμπύλες που προκύπτουν από τις αναλύσεις εδαφικής στήλης για διαφορετικές σχετικές πυκνότητες υλικού προσεγγίζονται από εξισώσεις με παρόμοιους συντελεστές  $a$ ,  $b$  σε αντίθεση με τις δοκιμές DSS όπου αύξηση του  $D_r$  αυξάνει την αντοχή έναντι ρευστοποίησης όπως μπορεί να φανεί κυρίως από την αισθητή αύξηση του συντελεστή  $a$ .



Σχήμα 4.17: Διαγράμματα συντελεστών  $a$ ,  $b$  των καμπυλών ρευστοποίησης συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας  $D_r$  για εδαφικό στοιχείο (DSS) και στήλη (Column) για τη βαθμονόμηση «DeAlba».

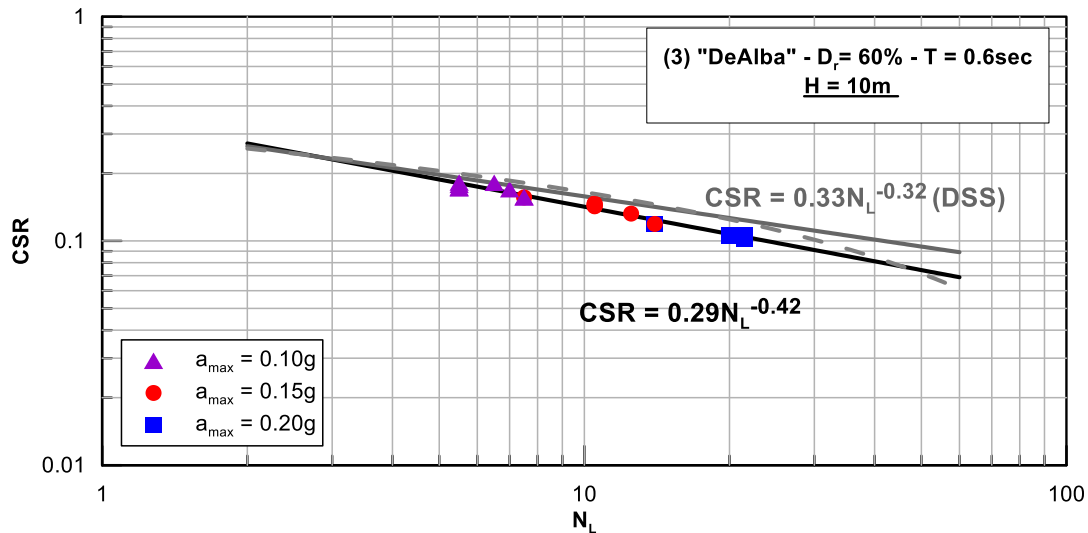


Σχήμα 4.18: Διαγράμματα συντελεστών  $a$ ,  $b$  των καμπυλών ρευστοποίησης συναρτήσει του πάχους της ρευστοποιήσιμης στρώσης για εδαφική στήλη (Column) για τη βαθμονόμηση «DeAlba» (η διαγραμμισμένη περιοχή συμβολίζει τα όρια των συντελεστών για την περίπτωση του εδαφικού στοιχείου, DSS).

Ως προς το πάχος της ρευστοποιήσιμης στρώσης, για  $H = 2\text{m}$  παρατηρείται ταύτιση με τις καμπύλες ρευστοποίησης από τις δοκιμές DSS ενώ για μεγαλύτερα πάχη, καθώς δηλαδή απομακρυνόμαστε από την κατάσταση του «εδαφικού στοιχείου», οι καμπύλες ρευστοποίησης μετατοπίζονται προς μικρότερα CSR. Στο **Σχήμα 4.18** φαίνεται η μείωση του συντελεστή  $\alpha$  με το βάθος, ο οποίος είναι μικρότερος από τα όρια των δοκιμών DSS.

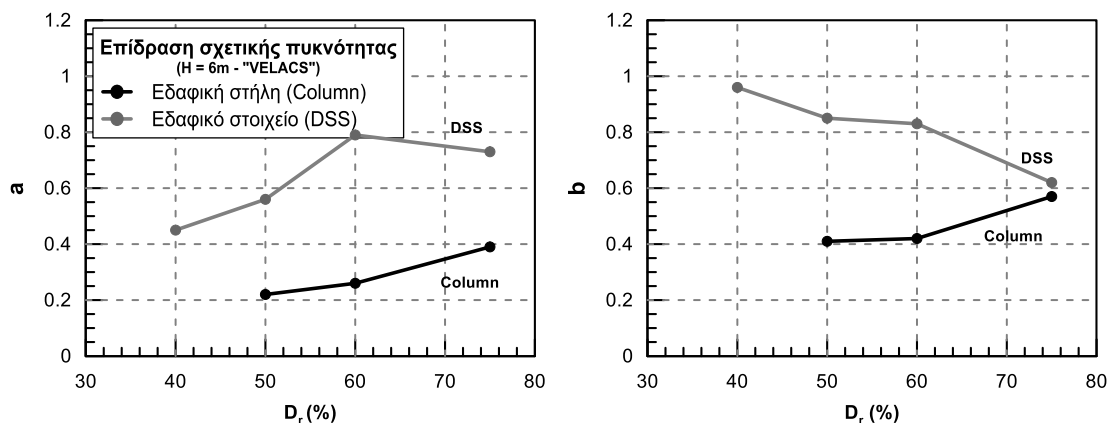
Αναφορικά με την περίοδο της διέγερσης, στην αρχική διερεύνηση εφαρμόστηκαν δύο διαφορετικές περίοδοι για τη στρώση των 10m (0.3 και 0.5 sec). Οι προκύπτουσες χρονοϊστορίες διατμητικών τάσεων για  $T_{exc} = 0.5\text{sec}$  παρουσιάζουν μεγαλύτερη ομοιομορφία και πιο ευδιάκριτη μορφή με αποτέλεσμα να δημιουργούν μικρότερες αβεβαιότητες στον υπολογισμό των ζευγών [CSR -  $N_1$ ]. Για την περίπτωση αυτή η καμπύλη ρευστοποίησης των δοκιμών DSS προσεγγίζεται με μεγαλύτερη ακρίβεια (διάγραμμα 6, **Σχήμα 4.15**). Η διαφορά των δύο επιλεγέντων περιόδων διέγερσης έγκειται στη σχέση τους με την αρχική ιδιοπερίοδο της εδαφικής στήλης, η οποία εκτιμάται ως  $T_0 = 4H/V_s = 0.43\text{sec}$ . Δεδομένης της αύξηση της ιδιοπεριόδου σε συνθήκες ρευστοποίησης (λόγω της σταδιακής μείωσης της ενεργού τάσης και της επακόλουθης μείωσης του μέτρου διατμήσεως  $G$ ), στην περίπτωση των 0.5 sec (και γενικότερα για  $0.43\text{ sec} < T_{exc} < T_f$ , όπου  $T_f$  η τελική ιδιοπερίοδος της εδαφικής στήλης μετά τη ρευστοποίηση) αναμένονται φαινόμενα συντονισμού. Στη συνέχεια δοκιμάστηκε και μια τρίτη περίπτωση με  $T_{exc} = 0.6\text{sec}$  με εφαρμογή πολύ μικρής επιτάχυνσης  $a_{max}$  στη βάση της εδαφικής στήλης, η οποία δίνει εξαιρετικά ομοιόμορφες χρονοϊστορίες καθώς λόγω μικρής επιβαλλόμενης επιτάχυνσης και μεγάλου  $T$  ο συντονισμός δεν πραγματοποιείται στα πρώτα στάδια της φόρτισης και η καμπύλη ρευστοποίησης που προέκυψε φαίνεται στο **Σχήμα 4.19**.

Οι ανωτέρω παρατηρήσεις για το πάχος της στρώσης διαψεύδονται για την περίπτωση του  $H = 10\text{m}$  και  $T = 0.6\text{sec}$  όπου δεν υπάρχουν αβεβαιότητες κατά τον υπολογισμό του μέσου CSR και η καμπύλη της στήλης ταυτίζεται ουσιαστικά με εκείνη του στοιχείου (**Σχήμα 4.19**). Επομένως προκύπτει το ερώτημα εάν τελικά οι καμπύλες ρευστοποίησης είναι κοινές για στήλη και στοιχείο και οι μέχρι τώρα προκύπτουσες αποκλίσεις οφείλονται σε εσφαλμένη εκτίμηση του μέσου CSR.



Σχήμα 4.19: Προσομοίωση καμπύλης ρευστοποίησης για  $H = 10\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $T = 0.6\text{sec}$  για βαθμονόμηση «DeAlba».

Αντίθετα, για τη **βαθμονόμηση «VELACS»** (Σχήμα 4.20) η απόκριση εδαφικής στήλης αποκλίνει σημαντικά από εκείνη του εδαφικού στοιχείου με μικρότερες εν γένει τιμές των συντελεστών  $a$  και  $b$  των καμπυλών ρευστοποίησης. Η διαφοροποίηση αυτή θα μπορούσε να μετριάσει αν η γραμμική προσέγγιση των καμπυλών ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου DSS εφαρμοζόταν σε ένα εύρος κύκλων φόρτισης  $N_L = 2 - 10$ , όπου συγκεντρώνεται και η πλειοψηφία των δεδομένων εδαφικής στήλης. Δεδομένης της κοίλης προς τα κάτω μορφής των καμπυλών ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου για τη βαθμονόμηση «VELACS» (γκρι διακεκομμένη γραμμή στο Σχήμα 4.16) θα προέκυπταν έτσι μικρότερες τιμές για τους συντελεστές  $a$  και  $b$ .



Σχήμα 4.20: Διαγράμματα συντελεστών  $a$ ,  $b$  των καμπυλών ρευστοποίησης συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας  $D_r$  για εδαφικό στοιχείο (DSS) και στήλη (Column) για τη βαθμονόμηση «VELACS».

Επιπλέον η μορφή των καμπυλών δεν είναι γραμμική και παρουσιάζει μια καμπύλωση σε λίγους κύκλους φόρτισης. Για το λόγο αυτό στην τελευταία περίπτωση ( $D_r = 75\%$ ) εφαρμόζονται δύο γραμμικές προσεγγίσεις όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.16**, μία που λαμβάνει υπόψη τους αριθμούς  $N_L = 1.5$  και μία για  $N_L > 2$ , η οποία δίνει καλύτερη συσχέτιση.

Τέλος, σε επίπεδο εδαφικής στήλης οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν από τις δύο διαφορετικές βαθμονομήσεις τείνουν να συγκλίνουν μεταξύ τους (δεν παρατηρείται μεγάλη διαφοροποίηση των συντελεστών a & b).

Συνολικά, ως σημαντικότερη παράμετρος στην απόκριση συστήματος αναδεικνύεται το πάχος της αμμώδους στρώσης, ενώ η σχετική πυκνότητα του υλικού καθώς και η βαθμονόμηση του προσομοιώματος δεν φαίνεται να έχουν σημαντική επίδραση στην αντοχή έναντι ρευστοποίησης, σε αντίθεση με την αριθμητική προσομοίωση εδαφικού στοιχείου DSS όπου οι δύο παραπάνω παράμετροι δεν μπορούν να αγνοηθούν.

#### 4.4 Παραμετρική διερεύνηση εξέλιξης υπερπίεσης πόρων

##### 4.4.1 Τυπικές καμπύλες εξέλιξης υπερπίεσης πόρων

Έχοντας ολοκληρώσει την διερεύνηση για τις καμπύλες ρευστοποίησης εδαφικής στήλης, εξετάζονται ακολούθως οι καμπύλες συσσώρευσης υπερπίεσης πόρων, με αναφορά στην αναλυτική σχέση των Seed et al. (1976) και στις προτεινόμενες τιμές του εκθέτη  $A = 0.7, 1.0, 1.4$  και  $2.0$  (Seed et al. 1976; Bouckovalas et al. 2011; Iai and Koizumi 1986; PHRI 1997). Λαμβάνοντας επιπλέον υπόψη ότι η περίοδος της εδαφικής απόκρισης παραμένει πρακτικά σταθερή κατά τη διάρκεια της δόνησης (τουλάχιστον μέχρι την εκδήλωση της ρευστοποίησης), ο λόγος  $N/N_L$  στην σχέση των Seed et al. μπορεί να αντικατασταθεί από τον λόγο  $t/t_L$ , δηλαδή:

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left[ \left( \frac{t}{t_L} \right)^{1/(2A)} \right] \quad (4.4)$$

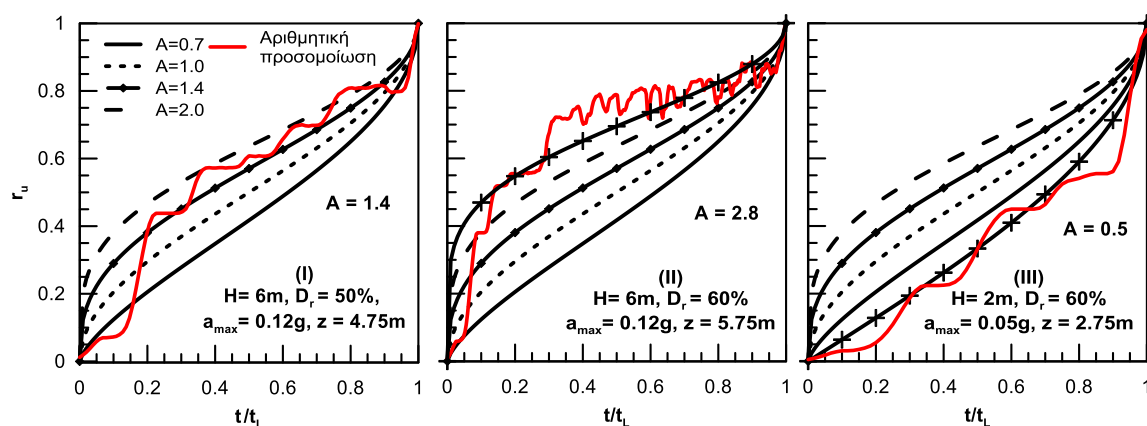
Σημειώνεται ότι ως χρονική στιγμή  $t_L$  λαμβάνεται κατά περίπτωση η χρονική στιγμή κατά την οποία το  $r_u$  λαμβάνει για πρώτη φορά τιμές μεταξύ  $0.93$  και  $1.0$ .

Η σύγκριση του συνόλου των αριθμητικών αναλύσεων με τις προτεινόμενες καμπύλες  $r_u - t/t_L$  κατέληξε σε τρεις τυπικές περιπτώσεις καμπυλών, όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.21**, όπου παρουσιάζεται ένα ενδεικτικό παράδειγμα από κάθε μία.

- I. Η πρώτη περίπτωση αφορά καμπύλες που προσομοιώνονται ικανοποιητικά από την αναλυτική σχέση των Seed et al. (1976) για τιμές του εκθέτη  $A$  από  $0.7$  έως  $2.0$ .

Το τυπικό παράδειγμα που παρουσιάζεται αντιστοιχεί στη χρονοϊστορία ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων για  $H = 6\text{m}$ ,  $D_r = 50\%$  και  $a_{\max} = 0.12\text{g}$  σε βάθος  $z = 6.75\text{m}$  από την ελεύθερη επιφάνεια, για την οποία εκτιμάται εκθέτης  $A = 1.4$ .

- II. Η δεύτερη περίπτωση αφορά καμπύλες που σχηματίζουν «πλατό», πάνω από το σύνθητες εύρος των καμπυλών Seed et al. (1976), όπως για παράδειγμα η μεσαία καμπύλη του σχήματος που έχει προκύψει από την ανάλυση με  $H = 6\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{\max} = 0.12\text{g}$  σε βάθος  $z = 5.75\text{m}$ . Είναι προφανής η αδυναμία της αναλυτικής σχέσης να την προσεγγίσει, ακόμα και για τιμή του εκθέτη  $A$  μεγαλύτερη από 2.0.
- III. Η τελευταία περίπτωση αφορά καμπύλες που βρίσκονται χαμηλότερα από το σύνθητες εύρος των καμπυλών Seed et al. (1976), δηλαδή για τιμές του εκθέτη  $A$  μέχρι 0.70. Η μορφή τους είναι αρκετά διαφορετική από την αναμενόμενη μιας και εμφανίζουν μονή καμπυλότητα και μπορούν να προσεγγιστούν μόνο με τιμές του  $A < 0.7$ . Χαρακτηριστικό παράδειγμα αποτελεί η χρονοϊστορία  $r_u$  για  $H = 2\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{\max} = 0.05\text{g}$  σε βάθος  $z = 2.75\text{m}$  με εκτιμώμενο  $A = 0.5$ .



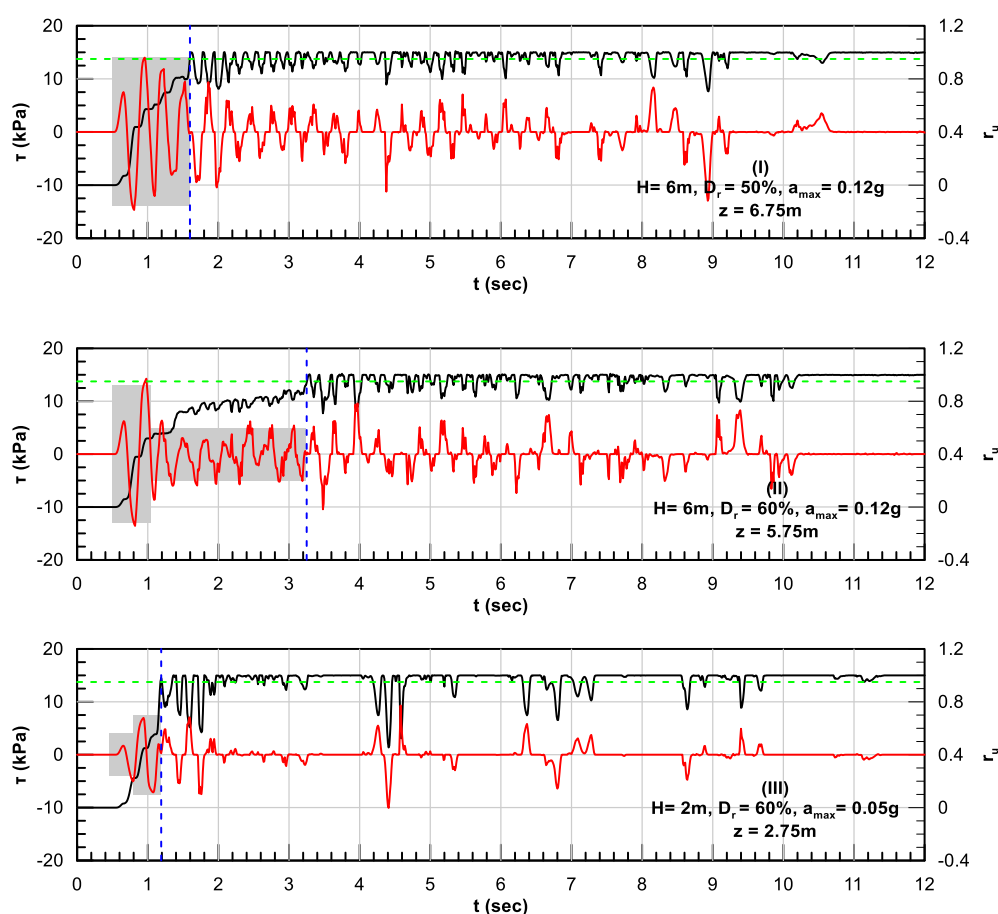
**Σχήμα 4.21:** Τρεις χαρακτηριστικές μορφές διαγράμματος εξέλιξης υπερπίεσης πόρων για τη βαθμονόμηση «DeAlba»: (I) ικανοποιητική προσομοίωση, (II) «πλατό» και (III) προσομοίωση με τιμή του εκθέτη  $A < 0.7$ .

Η αιτία της ασυμβατότητας των δύο τελευταίων περιπτώσεων αναζητείται στη **διαφορετική φύση των δοκιμών** από τις οποίες έχουν προέλθει. Συγκεκριμένα, η αναλυτική σχέση των Seed et al. (1976) αποτελεί εμπειρική προσέγγιση που βασίστηκε στα πειραματικά αποτελέσματα των DeAlba et al. (1976), τα οποία έχουν προέλθει από δοκιμές απλής ανακυκλικής διάτμησης ελεγχόμενης - σταθερής ανακυκλικής τάσης. Αντίθετα, όπως έχει εξηγηθεί στην προηγούμενη ενότητα, η διατμητική τάση που προκύπτει στα διάφορα στοιχεία της στρώσης δεν διατηρεί σταθερό πλάτος με τον χρόνο.



Στο **Σχήμα 4.22** φαίνονται οι χρονοϊστορίες της διατμητικής τάσης που αντιστοιχούν στα διαγράμματα ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων των τριών τυπικών περιπτώσεων. Μόνο η πρώτη περίπτωση μπορεί να θεωρηθεί σχετικά ομοιόμορφης τάσης ενώ οι δύο επόμενες αποτελούνται από δύο τμήματα μεταβλητού πλάτους. Η περίπτωση (b) αποτελεί χαρακτηριστική περίπτωση με «πλατό» όπου υπάρχει μείωση του πλάτους της τάσης κάτω από αυτό ενώ αντίθετα στην περίπτωση (c) το πλάτος αυξάνεται μετά τον πρώτο κύκλο (κύκλος συναρμογής).

Είναι εύλογο λοιπόν να θεωρηθεί ότι αυτού του είδους οι ανομοιομορφίες στο πλάτος της αναπτυσσόμενης διατμητικής τάσης δημιουργούν τις παραπάνω ιδιαίτερες μορφές καμπυλών συσσώρευσης υπερπίεσης πόρων.

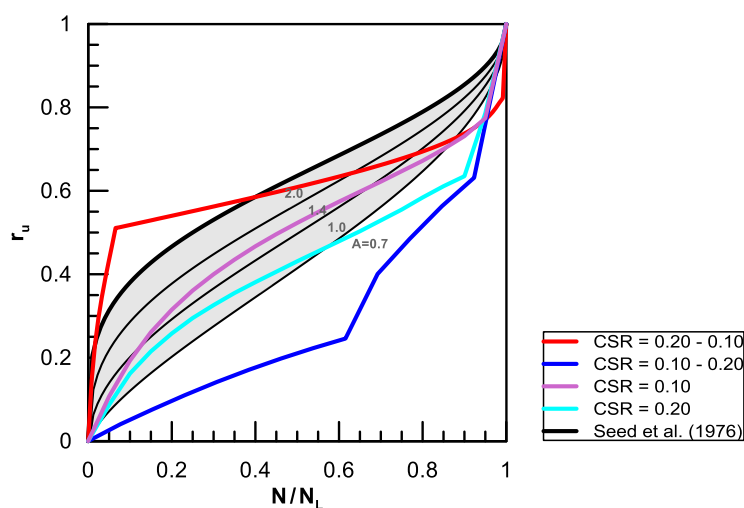


**Σχήμα 4.22:** Χρονοϊστορίες αναπτυσσόμενης διατμητικής τάσης για τις τρεις χαρακτηριστικές μορφές διαγράμματος εξέλιξης υπερπίεσης πόρων : (I) ικανοποιητική προσομοίωση, (II) «πλατώ» και (III) προσομοίωση με χαμηλή τιμή του εκθέτη A.

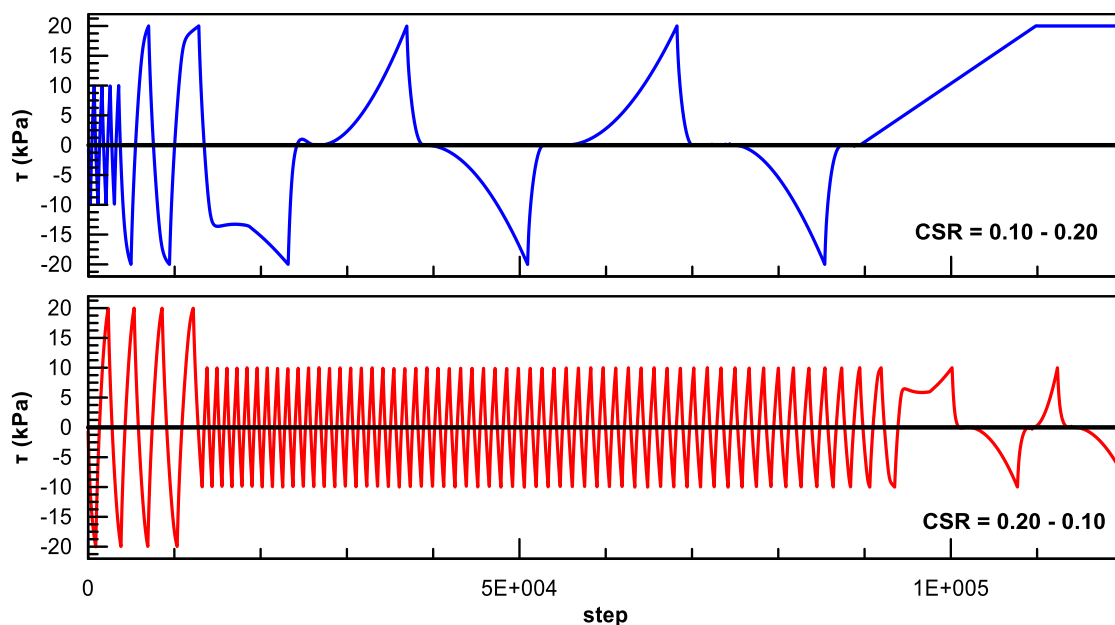
Προς επιβεβαίωση αυτής της υπόθεσης επιχειρείται να προσομοιωθούν οι καμπύλες  $\tau_u - t/t_L$  (Περιπτώσεις II, III στο **Σχήμα 4.21**) μέσω αριθμητικών αναλύσεων ανακυκλικής διάτμησης σύμφωνα με τη μεθοδολογία που έχει περιγραφεί στο Κεφάλαιο 3. Ο λόγος CSR διατηρείται αρχικά σταθερός (CSR = 0.20 και CSR = 0.10) για δεδομένο αριθμό κύκλων

φορτίσεως ( $N = 4$ ) μικρότερο από τον απαιτούμενο για ρευστοποίηση ( $N_L = 6$  για  $CSR = 0.20$  και  $N_L = 29$  για  $CSR = 0.10$ ). Έπειτα η τιμή αυτή μικραίνει (Περίπτωση II) ή μεγαλώνει (Περίπτωση III) παραμένοντας σταθερή ως την εκδήλωση ρευστοποίησης. Οι αναλύσεις αναφέρονται σε άμμο σχετικής  $D_r = 60\%$ . Οι καμπύλες υπερπίεσης πόρων που προκύπτουν για τις δύο παραπάνω περιπτώσεις, παρουσιάζονται στο **Σχήμα 4.23** μαζί με τις αντίστοιχες καμπύλες για την απλή περίπτωση όπου ο λόγος  $CSR$  διατηρείται σταθερός ( $CSR = 0.10, 0.20$ ) για όλη τη διάρκεια της φόρτισης. Οι αντίστοιχες ιστορίες των επιβαλλόμενων διατμητικών τάσεων παρουσιάζονται στο **Σχήμα 4.24**. Η προσπάθεια προσομοίωσης των περιπτώσεων (II) και (III) είναι επιτυχής και οδηγεί σε δύο σημαντικές παρατηρήσεις:

- Όταν το πλάτος της αναπτυσσόμενης διατμητικής τάσης **μειώνεται** σε συνάρτηση με το χρόνο (περίπτωση II), το διάγραμμα  $r_u - N/N_L$  παρουσιάζει ένα ενδιάμεσο «πλατό». Η αναλυτική σχέση των Seed et al. (1976) για οποιαδήποτε τιμή του εκθέτη  $A$  αδυνατεί να περιγράψει τέτοιες περιπτώσεις.
- Όταν το πλάτος της αναπτυσσόμενης διατμητικής τάσης **αυξάνεται** σε συνάρτηση με το χρόνο (περίπτωση III), το διάγραμμα  $r_u - N/N_L$  παρουσιάζει μικρές κλίσεις για μικρές τιμές του λόγου  $N/N_L$  και μονή καμπυλότητα με αποτέλεσμα να προσομοιώνεται ικανοποιητικά από την εξίσωση (4.4) για μικρές τιμές του εκθέτη  $A$  ( $A < 0.7$ ).



**Σχήμα 4.23:** Διαγράμματα ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων  $r_u - N/N_L$  που προέκυψαν από την αριθμητική προσομοίωση δοκιμών απλής ανακυκλικής διάτμησης.

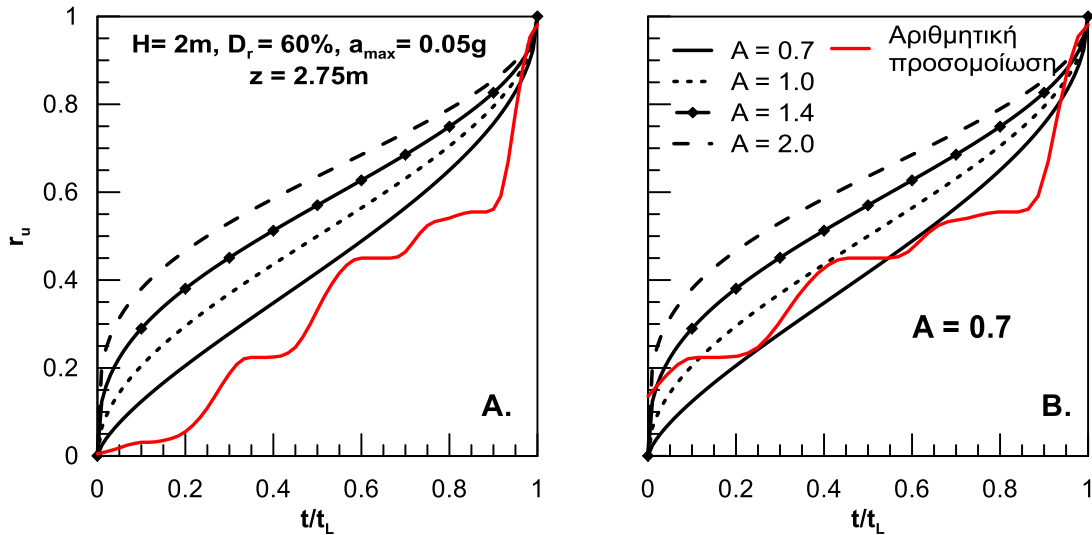


**Σχήμα 4.24:** Διαγράμματα επιβαλλόμενης διατμητικής τάσης CSR σε συνάρτηση με τον αριθμό των βημάτων.

#### 4.4.2 Αποτελέσματα Παραμετρικών Αναλύσεων

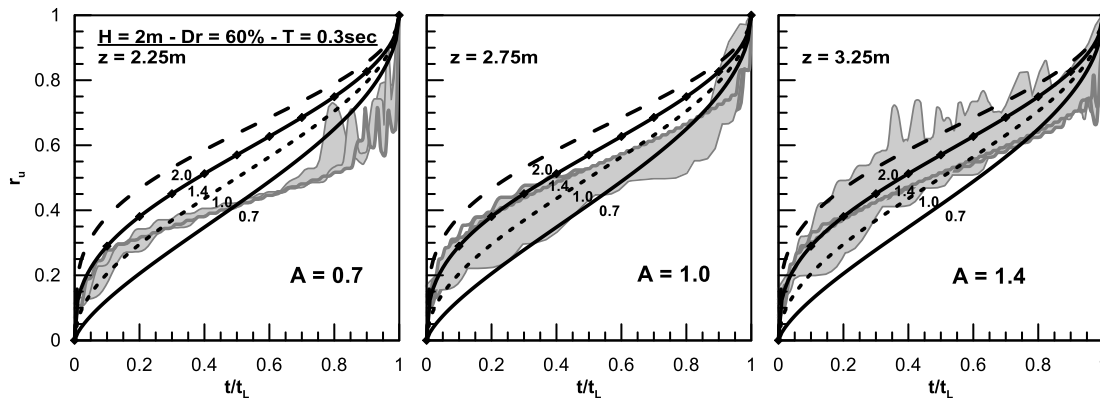
Βασιζόμενοι στα προηγούμενα συμπεράσματα σχετικά με τις φορτίσεις ανομοιόμορφης τάσης, οδηγούμαστε στις ακόλουθες τροποποιήσεις σχετικά με τον τρόπο επεξεργασίας των χρονοϊστοριών ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων.

- Αποκλείστηκαν περιπτώσεις που εμφανίζουν «πλατό».
- Για τις χρονοϊστορίες τύπου (III) αφαιρείται ο πρώτος μισός κύκλος φόρτισης (κύκλος συναρμογής), θέτοντας ως χρονική στιγμή  $t_0^* = 0 \text{ sec}$  τη στιγμή  $t = T/2 = 0.30/2 = 0.15 \text{ sec}$ . Όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.25** η αλλαγή αυτή βελτιώνει τη μορφή της καμπύλης, η οποία πλέον μπορεί να εκφραστεί από την αναλυτική εξίσωση των Seed et al. (1976) για το σύνθητες εύρος τιμών A.
- Συνεπώς ο κύκλος προσαρμογής αλλοιώνει την τυπική μορφή της καμπύλης ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων και για το λόγο αυτό η επίδραση του απαλείφεται τελικά από το σύνολο των αναλύσεων.
- Τέλος, αποκλείστηκαν και εδώ εδαφικά στοιχεία που ρευστοποιήθηκαν σε αριθμό κύκλων  $N_L \leq 2.0$  και οι αντίστοιχες χρονοϊστορίες  $r_u$  δεν λήφθηκαν υπόψη στην εκτίμηση του εκθέτη A.

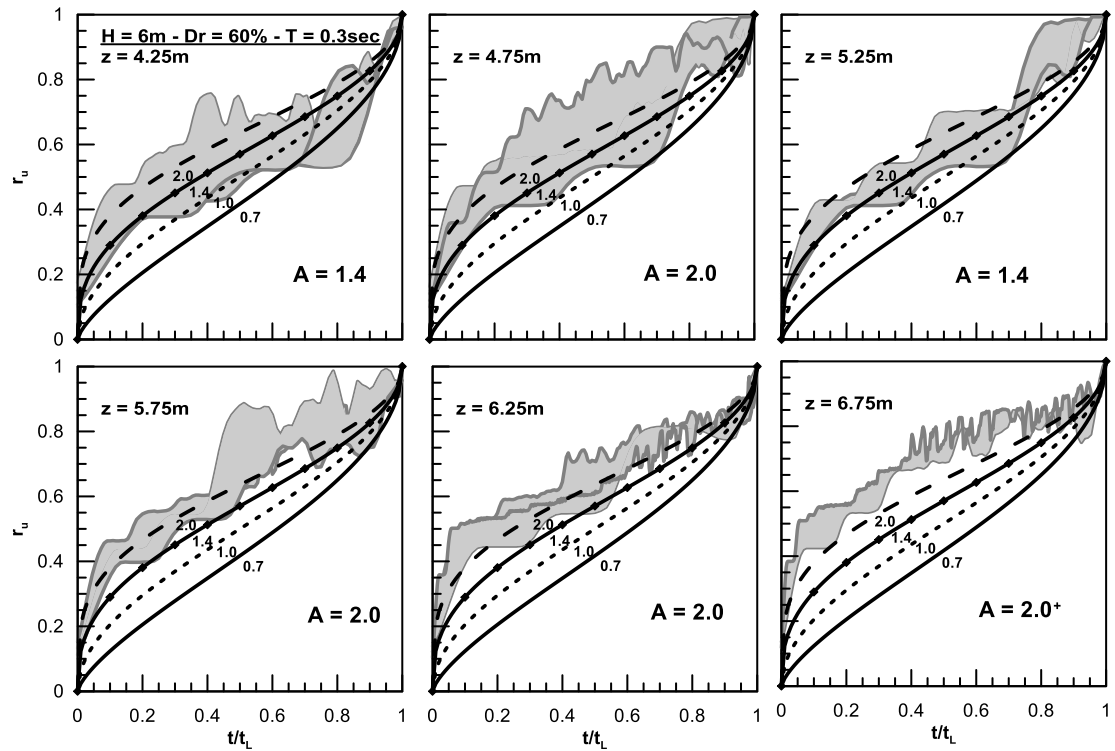


**Σχήμα 4.25:** Προσομοίωση συσσώρευσης υπερπίεσης πόρων της ανάλυσης με παραμέτρους  $H=2m$ ,  $D_r = 60\%$  και  $a_{max} = 0.05g$  για εδαφικό στοιχείο βάθους  $z = 2.75m$  Α) με θεώρηση  $t_0$  και Β) με θεώρηση  $t_0^*$ .

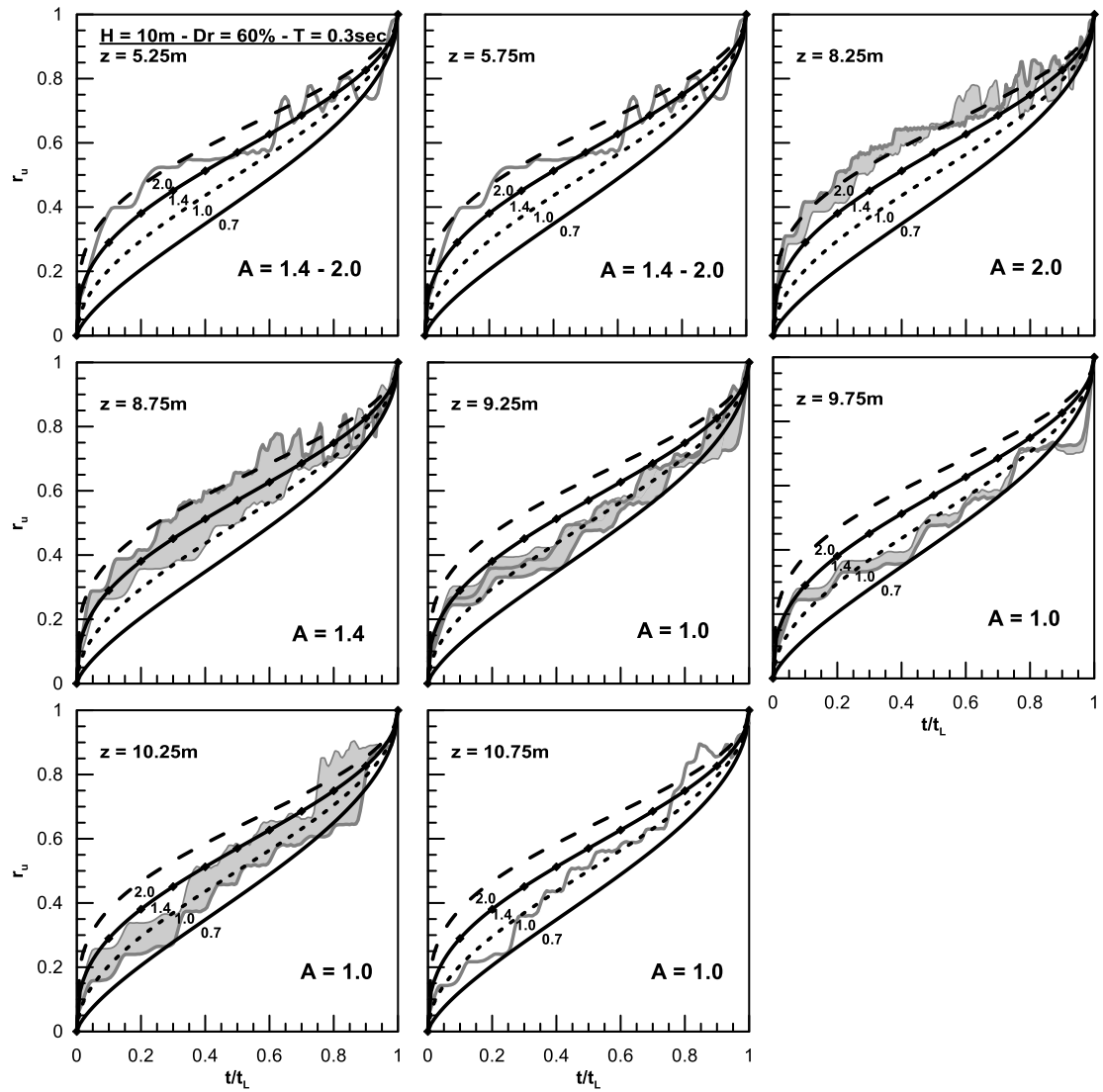
Στα παρακάτω **Σχήματα 4.26 έως 4.32** παρατίθενται οι απομένουσες καμπύλες εξέλιξης της υπερπίεσης πόρων μετά τον αποκλεισμό των παραπάνω περιπτώσεων. Πέρα από τις μεμονωμένες καμπύλες, αποτυπώνεται με γκρι χρώμα και το εύρος που καταλαμβάνουν και εκτιμώνται τιμές για τον εκθέτη  $A$  της αναλυτικής εξίσωσης (4.4). Κάθε σχήμα αναφέρεται σε ένα σετ αναλύσεων και κάθε διάγραμμα αυτού περιλαμβάνει καμπύλες που αντιστοιχούν σε συγκεκριμένο βάθος ( $z$ ).



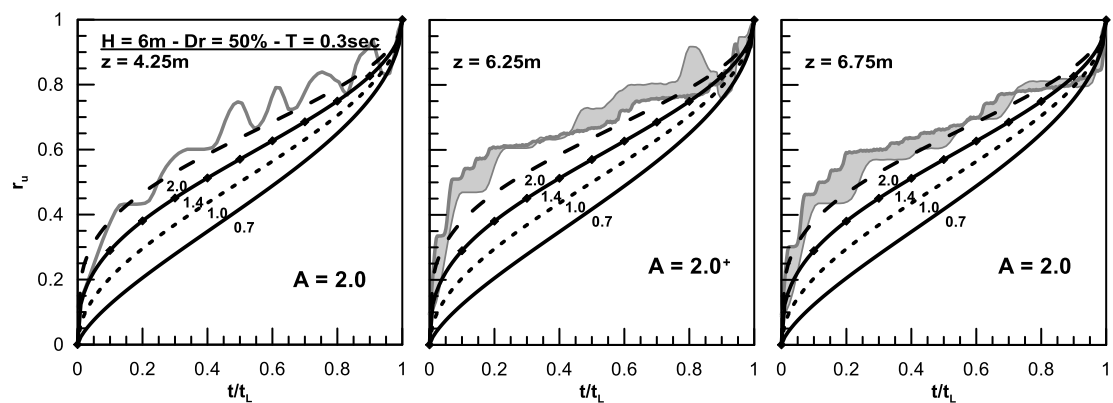
**Σχήμα 4.26:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 2m$ ,  $D_r = 60\%$  και  $T = 0.3sec$  για όλα τα  $a_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.



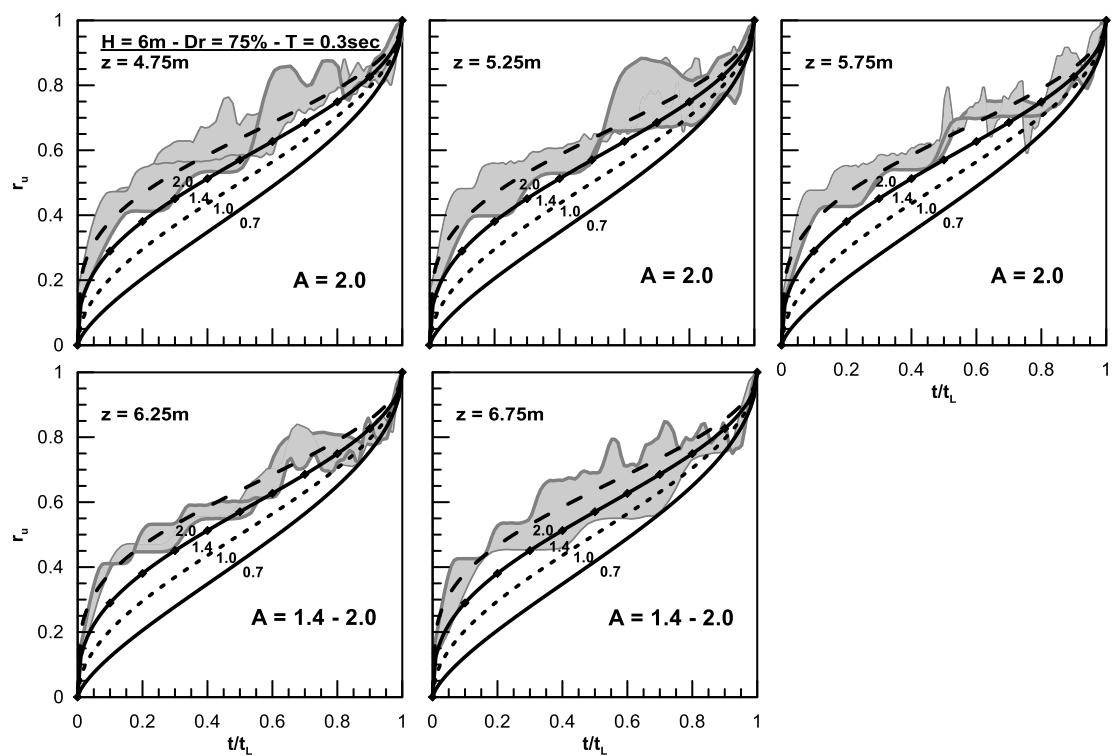
**Σχήμα 4.27:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 6\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$  και  $T = 0.3\text{sec}$  για όλα τα  $\sigma_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.



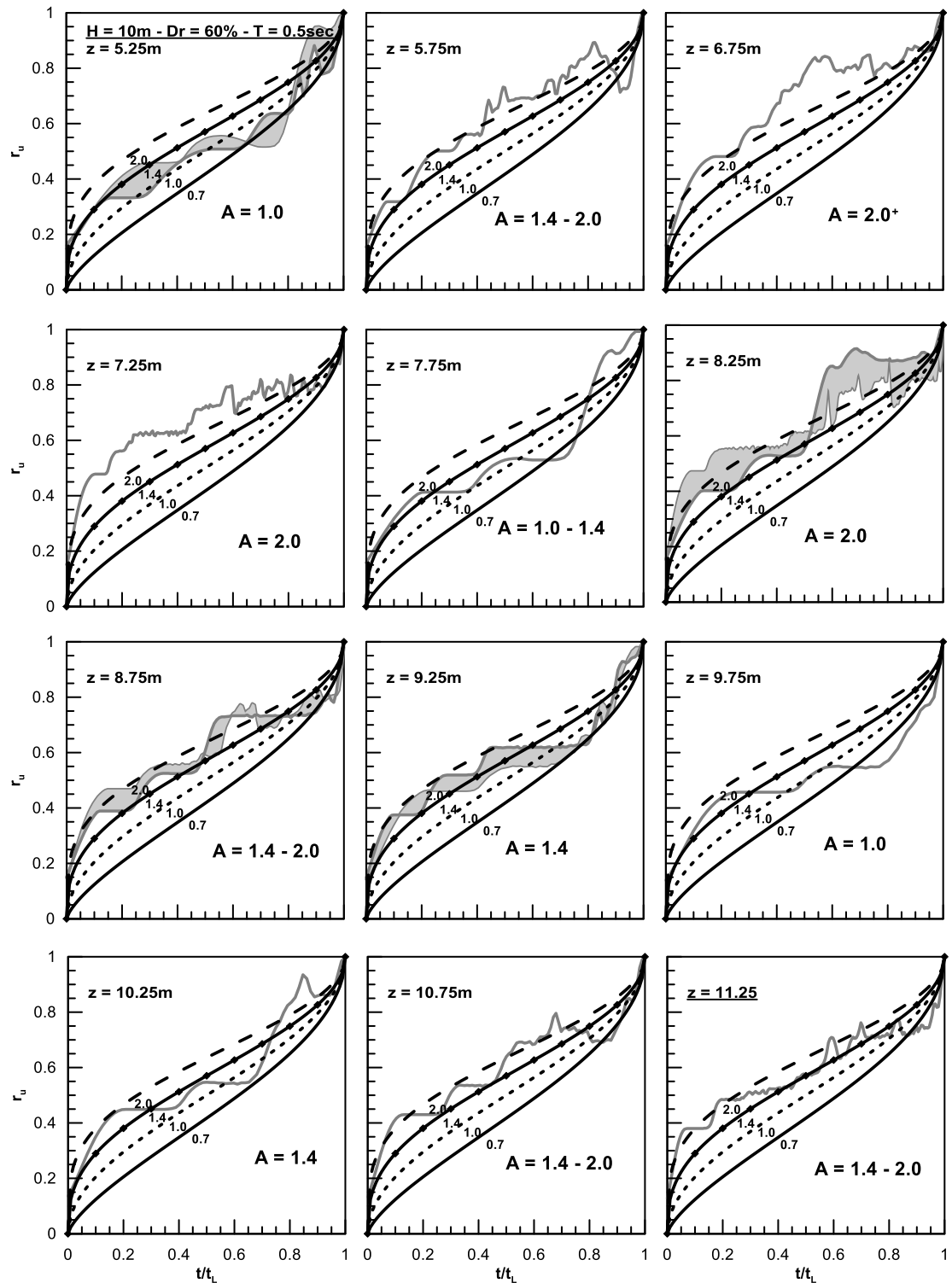
**Σχήμα 4.28:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$  και  $T = 0.3sec$  για όλα τα  $a_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.



**Σχήμα 4.29:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 6m$ ,  $D_r = 50\%$  και  $T = 0.3sec$  για όλα τα  $a_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.

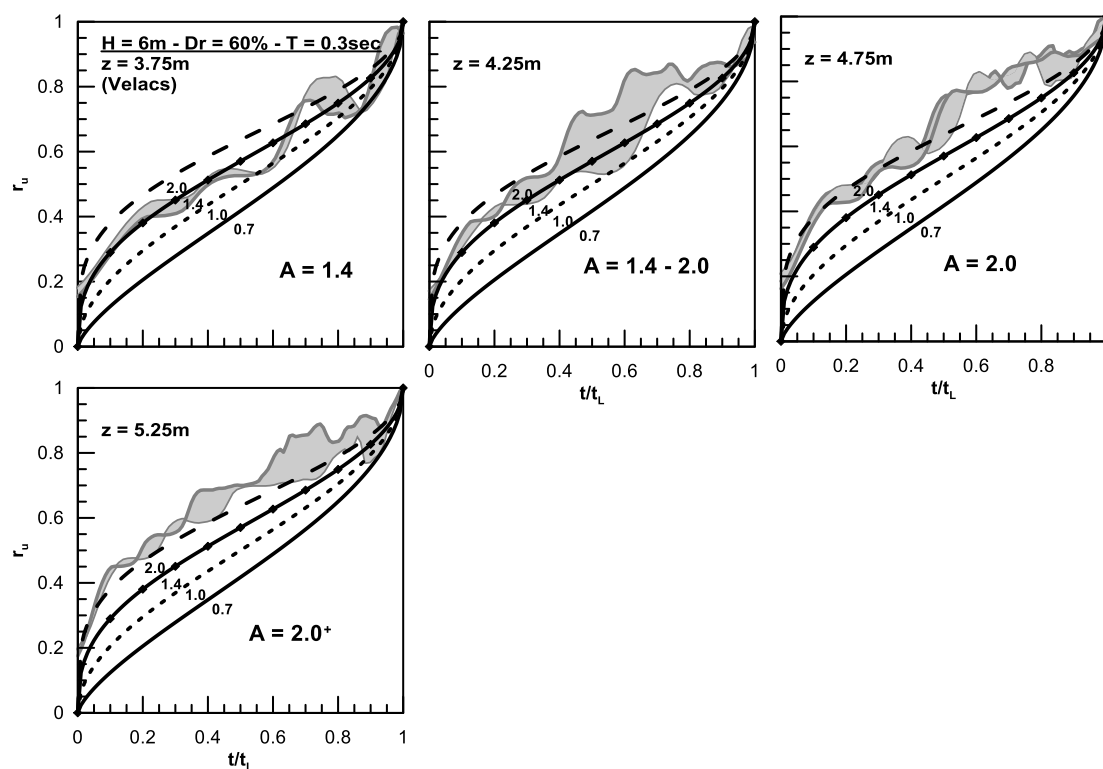


**Σχήμα 4.30:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 6m$ ,  $D_r = 75\%$  και  $T = 0.3sec$  για όλα τα  $a_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.



**Σχήμα 4.31:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «DeAlba»,  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$  και  $T = 0.5sec$  για όλα τα  $\sigma_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.



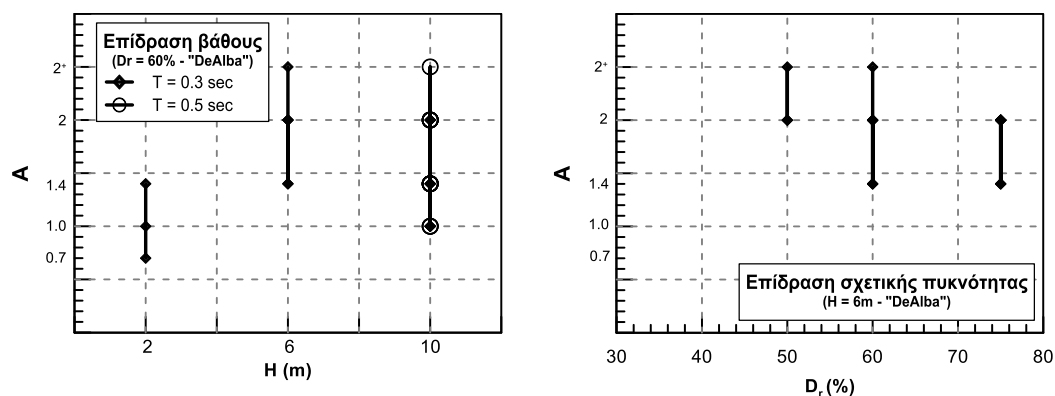


**Σχήμα 4.32:** Σύγκριση μεταξύ αριθμητικών καμπυλών  $r_u - t/t_L$  με τις αναλυτικές λύσεις της εξίσωσης των Seed et al. (1976) για την ανάλυση με βαθμονόμηση «VELACS»,  $H = 6m$ ,  $D_r = 60\%$  και  $T = 0.3sec$  για όλα τα  $a_{max}$  με ικανοποιητική μορφή καμπύλης.

#### 4.4.3 Αξιολόγηση Αποτελεσμάτων Παραμετρικών Αναλύσεων

Αναφορικά με την επίδραση του πάχους της αμμώδους στρώσης (Σχήμα 4.33α) παρατηρείται ότι οι τιμές του εκθέτη  $A$  για  $H = 2m$  και  $H = 10m$  (και περίοδο  $T = 0.3sec$ ) κινούνται περίπου στο ίδιο εύρος ( $A = 1.0 \div 2.0$ ) ενώ για την περίπτωση των  $6m$  ο εκθέτης παρουσιάζει αύξηση και φαίνεται να αγγίζει τιμές από  $1.4$  μέχρι και μεγαλύτερες από  $2.0$ . Στο ίδιο σχήμα φαίνεται ότι η μεταβολή της περιόδου της διέγερσης από  $0.3$  σε  $0.5 sec$  για την περίπτωση των  $10m$  δίνει καμπύλες υπερπίεσης πόρων με λίγο μεγαλύτερα εκτιμώμενα εύρη τιμών  $A$ , ήτοι  $1.0 \div 2.0^+$ .

Όσον αφορά τη διαφοροποίηση της σχετικής πυκνότητας του υλικού, όπως φαίνεται στο Σχήμα 4.33β για την περίπτωση των  $6m$  δεν φαίνεται να επιδρά εμφανώς στα εύρη τιμών του  $A$ .



**Σχήμα 4.33:** Διαγράμματα του εκθέτη  $A$  συναρτήσει του πάχους της ρευστοποιήσιμης στρώσης  $H$  και της σχετικής πυκνότητας  $D_r$  για τη βαθμονόμηση «DeAlba».

Τέλος, οι καμπύλες που προκύπτουν με τη βαθμονόμηση «VELACS» για πάχος  $H = 6\text{m}$  προσεγγίζονται με τιμές του εκθέτη  $A = 1.4 \div 2.0^+$  όπως φαίνεται στο **Σχήμα 4.32**. Παρατηρείται ότι το εύρος τιμών ταυτίζεται με αυτό που προκύπτει από αναλύσεις ίδιου πάχους με τη βαθμονόμηση «DeAlba».

Συνεπώς, η εξέλιξη της υπερπίεσης πόρων που προβλέπεται αριθμητικά για την περίπτωση της εδαφικής στήλης δεν είναι ευαίσθητη στον τρόπο βαθμονόμησης του καταστατικού προσομοιώματος, σε αντίθεση με τις αναλύσεις εδαφικού στοιχείου όπου τα εύρη τιμών για τις δύο βαθμονομήσεις διαφοροποιούνται. Συγκεκριμένα, για τη βαθμονόμηση «VELACS» έχουν προκύψει εύρη τιμών  $A = 1.0 \div 2.0$  ενώ για τη βαθμονόμηση «DeAlba» τα εύρη τιμών είναι  $A = 0.7 \div 1.4$ . Ως εκ τούτου αποκλίσεις μεταξύ της συμπεριφοράς εδαφικού στοιχείου και εδαφικής στήλης παρατηρούνται μόνο για τη βαθμονόμηση «DeAlba».

#### 4.5 Συμπεράσματα

Στο παρόν κεφάλαιο πραγματοποιήθηκαν αριθμητικές αναλύσεις σε επίπεδο εδαφικής στήλης συνολικού ύψους 14 m με στρώμα άμμου μεταξύ δύο στρώσεων αργίλου. Το πάχος της άνω στρώσης της αργίλου ήταν 2m ενώ για την ρευστοποιήσιμη στρώση το πάχος και η σχετική πυκνότητα αποτέλεσαν παραμέτρους του προβλήματος με  $H = 2, 6, 10\text{m}$  και  $D_r = 50, 60, 75\%$ . Τελικός σκοπός ήταν η περιγραφή της απόκρισης της στήλης σε ρευστοποίηση και η σύγκριση της με την αντίστοιχη συμπεριφορά του εδαφικού στοιχείου. Από τη διερεύνηση αυτή προέκυψαν τα ακόλουθα συμπεράσματα:

### **I. Για τις Καμπύλες ρευστοποίησης [CSR-N<sub>L</sub>]:**

(α) Οι καμπύλες ρευστοποίησης από αναλύσεις με βαθμονόμηση «DeAlba» μπορούν να εκφραστούν ικανοποιητικά από εκθετική (power) εξίσωση 2 παραμέτρων σε αντίθεση με τις αναλύσεις βαθμονόμησης «VELACS», οι οποίες εμφανίζουν καμπύλωση προς τα πάνω σε διπλή λογαριθμική κλίμακα.

(β) Με δεδομένο ότι στις αναλύσεις εδαφικής στήλης τα προκύπτοντα N<sub>L</sub> κυμαίνονται σε εύρος N<sub>L</sub> = 1.5 ÷ 30 η μορφή της καμπύλης ρευστοποίησης βρίσκεται σε συμβατότητα με εκείνη του εδαφικού στοιχείου (όπου για το δεδομένο εύρος αριθμού κύκλων η ευθεία μορφή προσέγγιζε ικανοποιητικά τα αποτελέσματα).

(γ) Για τη βαθμονόμηση «DeAlba» μοναδική παράμετρος που επιδρά στη μορφή των καμπυλών ρευστοποίησης είναι το πάχος της αμμώδους στρώσης. Αυξανόμενου του πάχους -έως κάποια οριακή τιμή- οι καμπύλες ρευστοποίησης μετατοπίζονται σχεδόν παράλληλα προς μικρότερα CSR (προς τα κάτω), ήτοι ο σταθερός όρος a της καμπύλης ρευστοποίησης μικραίνει.

(δ) Οι παράμετροι της σχετικής πυκνότητας και της βαθμονόμησης («VELACS» ή «DeAlba») δεν επηρεάζουν σημαντικά τους συντελεστές a, b των καμπυλών ρευστοποίησης (σε αντίθεση με την επίδραση που παρατηρείται σε δοκιμές απλής ανακυκλικής διάτμησης, DSS).

(ε) Όσον αφορά τις τιμές των συντελεστών:

- για τη βαθμονόμηση «DeAlba» κυμαίνονται σε εύρος a = 0.22 ÷ 0.30 και b = 0.28 ÷ 0.40, μικρότερα a και όμοια b δηλαδή με τα εύρη του εδαφικού στοιχείου για την ίδια βαθμονόμηση.
- για τη βαθμονόμηση «VELACS» κυμαίνονται σε εύρος a = 0.20 ÷ 0.30 και b = 0.40 ÷ 0.60, τιμές αρκετά μικρότερες από αυτές που προκύπτουν για εδαφικό στοιχείο.

### **II. Για τη συσσώρευση υπερπίεσης πόρων:**

(α) Για περιπτώσεις ομοιόμορφης χρονοϊστορίας διατμητικών τάσεων η μορφή της καμπύλης είναι συμβατή με εκείνη που προκύπτει στο Κεφάλαιο 3 για εδαφικά στοιχεία και μπορεί να εκφραστεί για τιμές του εκθέτη A = 0.7 ÷ 2.0 με την εξίσωση των Seed et al. (1976).

(β) Η απόκλιση των λοιπών καμπυλών συσσώρευσης υπερπίεσης πόρων από την αναλυτική εξίσωση οφείλεται στην έντονη διακύμανση (αύξηση ή μείωση) του πλάτους της αναπτυσσόμενης διατμητικής τάσης κατά τη διάρκεια της δόνησης. Συγκεκριμένα, οι

αποκλίνουσες περιπτώσεις αφορούν είτε πλήρη αδυναμία της εξίσωσης να αποδώσει τα ενδιάμεσα «πλατό» του  $r_w$ , είτε τιμές του  $A < 0.7$  που περιγράφουν καμπύλες διαφορετικής μορφής με μονή καμπυλότητα προς τα άνω.

(β) Το πάχος της ρευστοποιήσιμης στρώσης δεν φαίνεται να επιδρά μονοσήμαντα στον εκθέτη  $A$ , μιας και ίδια εύρη τιμών ( $1.0 \div 2.0$ ) εκτιμώνται για τα πάχη των 2 και 10 m ενώ υπάρχει αύξηση για τα 6 m ( $1.4 \div 2.0^+$ ).

(γ) Οι λοιπές παράμετροι της σχετικής πυκνότητας, της βαθμονόμησης και της περιόδου της διέγερσης δεν επιδρούν στο εκτιμώμενο εύρος τιμών του εκθέτη  $A$ . Οι τιμές του  $A$  και για τις δύο βαθμονομήσεις ταυτίζονται με τις τιμές που προκύπτουν από αναλύσεις DSS με βαθμονόμηση «VELACS».



# Κεφάλαιο 5

## Επανεξέταση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης ( $FS_L$ ) σε εδαφικό στοιχείο

---

### 5.1 Γενικά

Ο συντελεστής ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης ( $FS_L$ ) εκτιμάται συμβατικά με χρήση των αποτελεσμάτων από επί τόπου δοκιμές (SPT ή CPT) και της μέγιστης εδαφικής επιτάχυνσης (στην επιφάνεια του μη-ρευστοποιημένου πεδίου), σύμφωνα με την μεθοδολογία που προτάθηκε αρχικά από τους Seed and Idriss (1971) και αναθεωρήθηκε από τους Youd et al. (2001). Παρ' όλα αυτά, όταν υπάρχουν οι χρονοϊστορίες αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων και υπερπίεσεων πόρων κατά τη διάρκεια συγκεκριμένης δόνησης (π.χ. σε περιπτώσεις ιστορικών περιστατικών, εργαστηριακών δοκιμών ή αριθμητικών αναλύσεων) είναι δυνατόν να γίνει ακριβέστερος υπολογισμός του συντελεστή ασφαλείας. Συγκεκριμένα, ο  $FS_L$  συσχετίζεται είτε με τη χρονική στιγμή της εκδήλωσης ρευστοποίησης (ήτοι το λόγο  $t_i/t_{exc}$  και κατ' επέκταση το λόγο  $N_i/N_{EQ}$ ) είτε με τον λόγο της υπερπίεσης πόρων  $r_u = \Delta u/\sigma'_{v0}$ . Υπενθυμίζεται ότι όταν  $r_{u,max} \approx 1.0$  εμφανίζεται ρευστοποίηση κατά τη διάρκεια της δόνησης και συνεπώς  $FS_L \leq 1.0$ , ενώ όταν  $r_{u,max} < 1.0$  δεν εκδηλώνεται ρευστοποίηση και ισχύει  $FS_L > 1.0$ .

Στο παρόν κεφάλαιο, πέραν της συμβατικής - εμπειρικής μεθοδολογίας, περιγράφεται ο εναλλακτικός τρόπος υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας που χρήζει εφαρμογής στις προηγούμενες περιπτώσεις. Στη συνέχεια, αξιοποιούνται τα αποτελέσματα από τις αριθμητικές αναλύσεις που πραγματοποιήθηκαν στο Κεφάλαιο 3 για εδαφικό στοιχείο και υπολογίζονται οι συντελεστές ασφαλείας και με τους δύο ανωτέρω τρόπους, για επιλεγμένες δονήσεις «σχεδιασμού» και εξετάζεται η μεταξύ τους συμβατότητα. Απώτερος σκοπός των ανωτέρω είναι να εξεταστεί κατά πόσο ο συντελεστή ασφαλείας  $FS_L$  ορίζεται μονοσήμαντα, ανεξαρτήτως της μεθόδου υπολογισμού του, έτσι ώστε τα ερευνητικά πορίσματα από

λεπτομερείς αριθμητικές αναλύσεις και πειραματικές δοκιμές να είναι άμεσα εφαρμόσιμα στην πράξη.

## 5.2 Συμβατική μεθοδολογία υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης

Σύμφωνα με την ψευδοστατική μεθοδολογία των Youd et al. (2001) ο συντελεστής ασφαλείας  $FS_L$  προκύπτει από τον λόγο του συντελεστή αντίστασης σε ρευστοποίηση (CRR) προς το συντελεστή σεισμικών δράσεων (CSR):

$$FS_L = \frac{CRR}{CSR} \quad (5.1)$$

Ο **συντελεστής σεισμικών δράσεων CSR** ορίζεται ως ο κανονικοποιημένος λόγος της αναπτυσσόμενης ανακυκλικής διατμητικής τάσης  $\tau_d$  προς την αρχική ενεργό τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0}$  και υπολογίζεται προσεγγιστικά από την ακόλουθη σχέση, η οποία έχει προταθεί από τους Seed and Idriss (1971) με τη βασική υπόθεση ότι η εδαφική στήλη συμπεριφέρεται ως στερεό σώμα:

$$CSR = \frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} = \frac{0.65 \cdot \alpha_{\max} \cdot \sigma_{v0} \cdot r_d}{g \cdot \sigma'_{v0}} \quad (5.2)$$

όπου  $g$  είναι η επιτάχυνση της βαρύτητας,  $\alpha_{\max}$  η μέγιστη οριζόντια εδαφική επιτάχυνση στην επιφάνεια του μη-ρευστοποιημένου πεδίου,  $\sigma_{v0}$  η ολική κατακόρυφη τάση και  $r_d$  εμπειρικός διορθωτικός συντελεστής που λαμβάνει υπόψη τη μείωση της μέγιστης εδαφικής επιτάχυνσης με το βάθος και δίνεται από τη σχέση (Liao and Whitman 1986, NCEER 1998):

$$r_d = \begin{cases} 1 - 0.00765 \cdot z, & z \leq 9.15 \text{ m} \\ 1.174 - 0.0267 \cdot z, & 9.15 \leq z \leq 23 \text{ m} \end{cases} \quad (5.3)$$

Αξίζει να σημειωθεί ότι είναι δύσκολο να προταθεί μία ενιαία σχέση για τον διορθωτικό συντελεστή  $r_d$  λόγω της ποικιλίας των εδαφών και των αυξημένων αποκλίσεων σε μεγάλα βάθη. Παρά ταύτα η παραπάνω σχέση δίνει ικανοποιητικά αποτελέσματα για συνήθεις εφαρμογές μηχανικού. Τέλος, επειδή η εδαφική σεισμική ταλάντωση περιλαμβάνει συνήθως πολλούς κύκλους φόρτισης με διαφορετικά πλάτη και συχνότητες, αντί της κορυφαίας τιμής της οριζόντιας επιτάχυνσης χρησιμοποιείται μία «ενεργός» ή «δρώσα» τιμή της, ίση με το 65% της μέγιστης επιφανειακής.

Αντίστοιχα ο **συντελεστής αντίστασης σε ρευστοποίηση CRR** ορίζεται ως ο κανονικοποιημένος λόγος της ελάχιστης ανακυκλικής διατμητικής τάσης  $\tau_d$ , η οποία απαιτείται ώστε να επέλθει ρευστοποίηση κατά τη διάρκεια σεισμού μεγέθους  $M_w$  προς την αρχική ενεργό τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0}$ :

$$CRR_{M_w} = \left( \frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} \right)_{M_w} = MSF \left( \frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} \right)_{M_w=7.5} \quad (5.4)$$

όπου  $(\tau_d/\sigma'_{v0})_{M_w=7.5}$  είναι ο συντελεστής αντίστασης σε ρευστοποίηση για σεισμό μεγέθους  $M_w=7.5$  ο οποίος αντιστοιχεί σε σεισμό 15 ισοδύναμων ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης  $N_{EQ}$  (οι αντιστοιχίες μεταξύ  $M_w$  και  $N_{EQ}$  παρουσιάζονται στον **Πίνακα 5.1**).

**Πίνακας 5.1:** Αντιστοιχία μεγέθους σεισμού με αριθμό ισοδύναμων ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης.

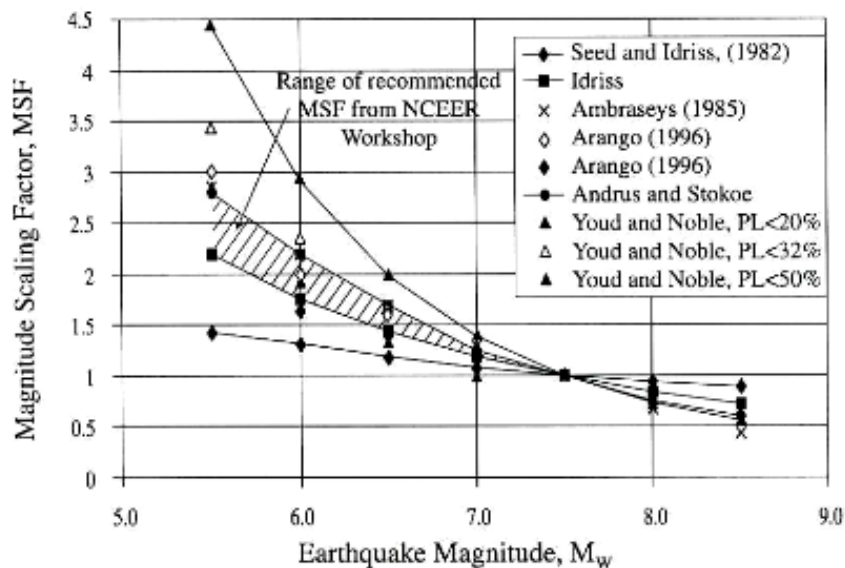
Μέγεθος σεισμικής δόνησης $M_w$	Αριθμός ισοδύναμων ομοιόμορφων κύκλων $N_{EQ}$
5 1/4	2÷3
6	5÷6
6 3/4	10
7 1/2	15
8 1/2	26

Ο MSF (Magnitude Scaling Factor) είναι διορθωτικός συντελεστής που λαμβάνει υπόψη το μέγεθος του σεισμού και συγκεκριμένα χρησιμοποιείται για την προσαρμογή της βασικής καμπύλης  $[CRR - (N_1)_{60}]$  σε μεγέθη σεισμού μικρότερα ή μεγαλύτερα από 7.5. Για την αναλυτική έκφραση του MSF έχουν προταθεί σχέσεις από διάφορους ερευνητές, όπως φαίνεται στο **Σχήμα 5.1** και παρατίθεται αυτή του Idriss (1995) η οποία αποτελεί και το κάτω όριο του προτεινόμενου από το NCEER Workshop (1998) εύρους:

$$MSF = \frac{10^{2.24}}{M_w^{2.56}} \quad (5.5)$$

Σημειώνεται ότι η παραπάνω σχέση έχει προέλθει από καμπύλες ρευστοποίησης της μορφής  $CSR = aN_L^{-b}$  με συντελεστή  $b = 0.57$ .

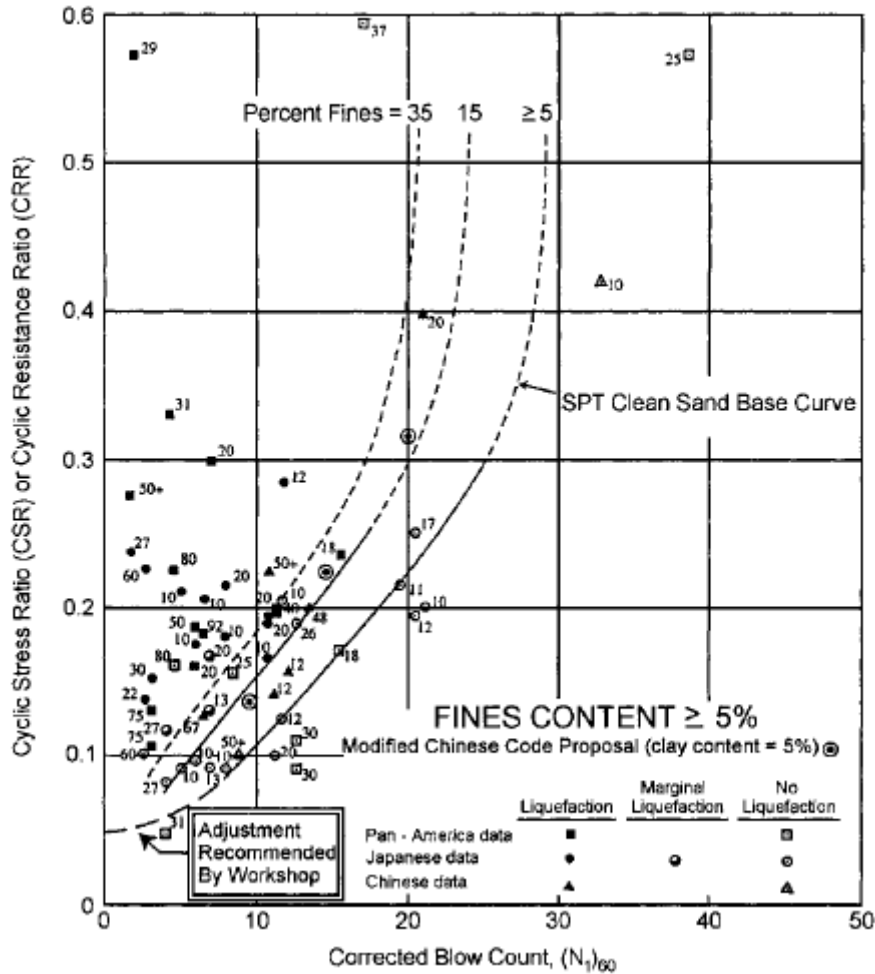




**Σχήμα 5.1:** Συντελεστές MSF συναρτήσει του μεγέθους σεισμού  $M_w$  από διάφορους ερευνητές.

Για την εκτίμηση της αντοχής έναντι ρευστοποίησης υπάρχουν δύο γενικές κατηγορίες μεθόδων, (α) μέθοδοι που στηρίζονται σε εργαστηριακά πειράματα και (β) μέθοδοι που στηρίζονται σε μετρήσεις πεδίου, και συγκεκριμένα σε αποτελέσματα δοκιμών πρότυπης διείσδυσης (SPT) και δοκιμής στατικής πενετρομέτρησης (CPT) ή ακόμα και άλλες μέθοδοι όπως η πενετρομέτρηση Becker (BPT).

Στη δοκιμή SPT (που αποτελεί και την πλέον διαδεδομένη στην πράξη), η εμπειρική εκτίμηση του συντελεστή αντίστασης σε ρευστοποίηση CRR για σεισμό μεγέθους  $M_w=7.5$  ( $CRR_{M_w=7.5}$ ) γίνεται μέσω του διορθωμένου αριθμού κρούσεων  $(N_1)_{60}$ . Η σχετική καμπύλη  $[CRR - (N_1)_{60}]$  που παρουσιάζεται στο **Σχήμα 5.2** έχει χαραχθεί ώστε να διαχωρίσει τις περιοχές του διαγράμματος που αντιστοιχούν σε θέσεις που έχουν παρατηρηθεί φαινόμενα ρευστοποίησης από αυτές στις οποίες δεν έχουν παρατηρηθεί. Τα δεδομένα του διαγράμματος έχουν προέλθει από μετρήσεις, παρατηρήσεις και δοκιμές πεδίου κυρίως στις ΗΠΑ, την Ιαπωνία και πιο πρόσφατα σε άλλες χώρες.



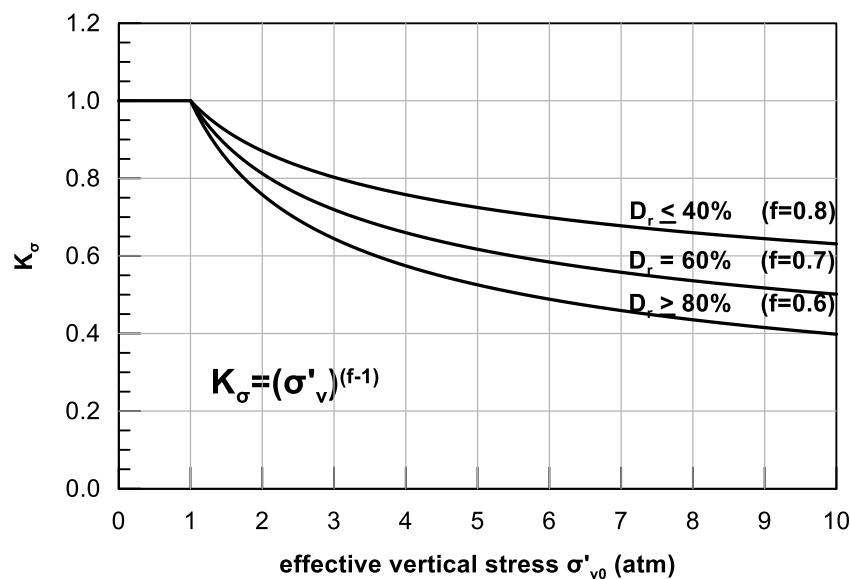
Σχήμα 5.2: Εμπειρικό διάγραμμα για την εκτίμηση της αντίστασης έναντι ρευστοποίησης (CRR) για σεισμό  $M_w=7.5$  βασισμένο σε δεδομένα SPT (Youd et al. 2001)

Για την αναλυτική έκφραση της βασικής καμπύλης καθαρής άμμου προτείνεται από τους Youd et al. (2001) η εξίσωση (5.6), η οποία υποδεικνύει μία οριακή τιμή του  $(N_1)_{60} = 34$  (ασύμπτωτη της καμπύλης) πάνω από την οποία το εδαφικό υλικό θεωρείται αρκετά πυκνό και χαρακτηρίζεται ως «μη-ρευστοποίηση».

$$CRR_{M_w=7.5} = \frac{1}{34 - (N_1)_{60}} + \frac{(N_1)_{60}}{135} + \frac{50}{(10(N_1)_{60} + 45)^2} - \frac{1}{200} \quad (5.6)$$

Τέλος, στην μεθοδολογία των Youd et al. (2001) λαμβάνεται υπόψη η επίδραση της τάσης στερεοποίησης στην αντίσταση ενός εδαφικού υλικού έναντι ρευστοποίησης μέσω του μειωτικού συντελεστή  $K_\sigma$  (Σχήμα 5.3) για τον οποίο ισχύει:

$$K_\sigma = \begin{cases} \left( \frac{\sigma'_{v0}}{p_\alpha} \right)^{f-1}, & \sigma'_{v0} > p_\alpha \\ 1.0, & \sigma'_{v0} = p_\alpha \end{cases} \quad (5.7)$$



**Σχήμα 5.3:** Διάγραμμα υπολογισμού του μειωτικού συντελεστή  $K_\sigma$  συναρτήσει της κατακόρυφης ενεργού τάσης  $\sigma'_{v0}$  και της σχετικής πυκνότητας  $D_r$ .

Τα αποτελέσματα των δοκιμών SPT επηρεάζονται από διάφορους παράγοντες, όπως το ποσοστό ιλύος, οι υπερκείμενες πιέσεις καθώς και το είδος του χρησιμοποιούμενου μηχανισμού πτώσης της σφύρας. Οι απαραίτητες διορθώσεις του αριθμού κρούσεων λαμβάνουν υπόψη τα παραπάνω και συνοψίζονται στην παρακάτω εξίσωση:

$$(N_1)_{60cs} = \alpha + \beta \cdot (N_m \cdot C_N \cdot C_E) \quad (5.8)$$

Όπου:

- $N_m$ : ο αριθμός των κρούσεων κατά τη δοκιμή
- $C_N$ : συντελεστής διόρθωσης βάθους, ο οποίος υπολογίζεται από την εξίσωση:

$$C_N = \left( \frac{100}{\sigma'_{v0}} \right)^{0.5} \leq 1.70 \quad (5.9)$$

$C_E$ : συντελεστής διόρθωσης ενέργειας κρούσης, του οποίου η τιμή εξαρτάται από τον τύπο μηχανισμού πτώσης της σφύρας

$\alpha, \beta$ : συντελεστές οι οποίοι εκτιμώνται συναρτήσει της περιεκτικότητας του εδάφους σε ιλύ FC (%):

$$\alpha = \begin{cases} 0, FC \leq 5\% \\ \exp\left[1.76 - \left(\frac{190}{FC^2}\right)\right], 5 \leq FC \leq 35\% \\ 5, FC \geq 35\% \end{cases} \quad (5.10)$$

$$\beta = \begin{cases} 1.0, FC \leq 5\% \\ \left[0.99 + \left(\frac{FC^{1.50}}{1000}\right)\right], 5 \leq FC \leq 35\% \\ 1.2, FC \geq 35\% \end{cases} \quad (5.11)$$

Επιπροσθέτως, υπάρχει πληθώρα δημοσιευμένων εμπειρικών εξισώσεων για την εκτίμηση της σχετικής πυκνότητας  $D_r$  (%) ενός εδαφικού υλικού συναρτήσει των αποτελεσμάτων από δοκιμές SPT, οι κυριότερες από τις οποίες παρατίθενται στη συνέχεια:

- Tokimatsu and Seed (1987):

$$D_r = \sqrt{\frac{(N_1)_{60}}{44}} \quad (5.12)$$

- Idriss and Boulanger (2008):

$$D_r = \sqrt{\frac{(N_1)_{60}}{46}} \quad (5.13)$$

- Cubrinowski and Ishihara (1999):

$$D_r = \sqrt{\frac{(N_1)_{60}}{39}} \quad (5.14)$$

### 5.3 Εναλλακτικός τρόπος υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης

#### 5.3.1 Ρευστοποίηση κατά τη διάρκεια της δόνησης

Όπως έχει ήδη περιγραφεί σε προηγούμενα κεφάλαια, η αριθμητική προσομοίωση δοκιμών απλής ανακυκλικής διάτμησης (Κεφάλαιο 3) και απόκρισης εδαφικής στήλης υπό αρμονική διέγερση (Κεφάλαιο 4) καταλήγει στον προσδιορισμό καμπυλών ρευστοποίησης (ζεύγη τιμών  $CSR-N_L$ ) για στοιχείο και στήλη αντίστοιχα, οι οποίες προσεγγίζονται με δι-παραμετρικές εξισώσεις δύναμης της μορφής:

$$CSR = a \cdot N_L^{-b} \quad (5.15)$$

Για δεδομένη τιμή του λόγου  $CSR$ , η παραπάνω εξίσωση χρησιμοποιείται για τον προσδιορισμό του απαιτούμενου αριθμού κύκλων φόρτισης,  $N_L$ , που θα προκαλέσουν ρευστοποίηση. Αντίστοιχα, με δεδομένο τον αριθμό ομοιόμορφων επιβαλλόμενων κύκλων φόρτισης,  $N_{EQ}$ , μπορεί να εκτιμηθεί η αντοχή συγκεκριμένου εδαφικού υλικού,  $CRR$ :

$$CRR = a \cdot N_{EQ}^{-b} \quad (5.16)$$

Επομένως ο συντελεστής ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης μπορεί να υπολογιστεί για εδαφικό υλικό με δεδομένη καμπύλη ρευστοποίησης ως συνάρτηση του λόγου  $N_L/N_{EQ}$ . Συγκεκριμένα:

$$FS_L = \frac{CRR}{CSR} = \left( \frac{N_L}{N_{EQ}} \right)^b \quad (5.17)$$

Σε πραγματικές σεισμικές διεγέρσεις, η χρήση της παραπάνω εξίσωσης προϋποθέτει γνώση του ισοδύναμου αριθμού ομοιόμορφων κύκλων,  $N_{EQ}$ , καθώς και του ισοδύναμου αριθμού ομοιόμορφων κύκλων για την πυροδότηση της ρευστοποίησης,  $N_L$ , ή εναλλακτικά της χρονικής στιγμής  $t_L$  για την οποία  $r_u \approx 1.0$ .

#### 5.3.2 Απουσία ρευστοποίησης κατά τη διάρκεια της δόνησης

Σε περιπτώσεις που δεν έχει εκδηλωθεί ρευστοποίηση κατά τη διάρκεια της δόνησης αλλά έχει αναπτυχθεί σημαντική υπερπίεση πόρων ( $0 < r_{u,max} < 1.0$ ), οι απαιτούμενοι κύκλοι για ρευστοποίηση ( $N_L$ ) δεν είναι γνωστοί ούτε είναι δυνατόν να εκτιμηθούν. Τότε, για τον υπολογισμό του συντελεστή ασφαλείας, χρησιμοποιείται η μεθοδολογία των Tokimatsu and Yoshimi (1983), η οποία συσχετίζει τον  $FS_L$  με τη μέγιστη αναπτυχθείσα τιμή της

υπερπίεσης πόρων  $r_{u,max}$ . Η μεθοδολογία αυτή βασίζεται στην εμπειρική σχέση των Seed et al. (1976), η οποία έχει περιγραφεί αναλυτικά στο Κεφάλαιο 2 της παρούσας εργασίας:

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left[ \left( \frac{N_{EQ}}{N_L} \right)^{1/(2A)} \right] \quad (5.18)$$

και η οποία μετασχηματίζεται έτσι ώστε να προβλεφθεί ο άγνωστος λόγος  $N_{EQ}/N_L$ :

$$\frac{N_{EQ}}{N_L} = \left[ \sin \left( \frac{\pi}{2} r_u \right) \right]^{2A} \quad (5.19)$$

Στη συνέχεια γίνεται αντικατάσταση στην εξίσωση (5.17) και εν τέλει προσδιορίζεται ο συντελεστής ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης συναρτήσει του εμπειρικού εκθέτη A:

$$FS_L = \frac{CRR}{CSR} = \left( \frac{N_L}{N_{EQ}} \right)^b = \left[ \sin \left( \frac{\pi}{2} r_{u,max} \right) \right]^{(-2A \cdot b)} \quad (5.20)$$

#### 5.4 Σύγκριση συντελεστών ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης για αριθμητικές αναλύσεις εδαφικού στοιχείου

Υπενθυμίζεται ότι στο Κεφάλαιο 3 πραγματοποιήθηκαν αριθμητικές αναλύσεις απλής ανακυκλικής διάτμησης σε εδαφικά στοιχεία, τα οποία υπό την επιβολή σταθερού πλάτους διατμητικής τάσης οδηγούνταν σε ρευστοποίηση. Για τα στοιχεία αυτά, τα οποία διαφοροποιούνται ως προς την αρχική τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0}$  (50, 100 και 200 kPa), την σχετική πυκνότητα  $D_r$  (40, 50, 60 και 75%) καθώς και τη βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA – Sand («DeAlba» και «VELACS») έχουν προσδιοριστεί οι καμπύλες ρευστοποίησης, ήτοι οι συντελεστές a και b της δι-παραμετρικής εξίσωσης (5.15).

**Εκτίμηση «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας.** Ο συντελεστής ασφαλείας για την επιβληθείσα δόνηση της αριθμητικής ανάλυσης είναι προφανώς ίσος με τη μονάδα αφού η δοκιμή τερματίζεται μόλις επιτευχθεί ρευστοποίηση σύμφωνα με τα προκαθορισμένα κριτήρια ( $N$  επιβαλλόμενης δόνησης =  $N_L$ ). Προκειμένου λοιπόν, να προσδιοριστεί ο συντελεστής ασφαλείας των αριθμητικών αποτελεσμάτων σύμφωνα με την εναλλακτική μεθοδολογία επιλέγονται τρία υποθετικά σενάρια δόνησης (ή «δονήσεις σχεδιασμού» όπως θα αποκαλούνται στη συνέχεια) με αριθμό ισοδύναμων ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης  $N_{EQ}$  που αντιστοιχούν σε συγκεκριμένο μέγεθος σεισμού (**Πίνακας 5.1**).

Συγκεκριμένα εξετάζεται η βασική περίπτωση με  $N_{EQ} = 15$  ( $M_w = 7.5$ ), στην οποία αναφέρεται και το εμπειρικό διάγραμμα εκτίμησης του συντελεστή αντίστασης σε

ρευστοποίηση CRR (**Σχήμα 5.2**) καθώς και δύο επιπλέον περιπτώσεις με  $N_{eq} = 8$  ( $M_w = 6.5$ ) και  $N_{eq} = 26$  ( $M_w = 8.5$ ). Η ανακυκλική τάση των «δονήσεων σχεδιασμού» λαμβάνει όλες τις τιμές CSR που είχαν επιβληθεί σε κάθε ομάδα αριθμητικών αναλύσεων του Κεφαλαίου 3. Στη συνέχεια υπολογίζεται ο «αριθμητικός» συντελεστής ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης μέσω της εξίσωσης (5.17) που συσχετίζει τον  $FS_L$  με τον λόγο  $N_L/N_{EQ}$ .

$$FS_{L,num} = \left( \frac{N_L}{N_{EQ}} \right)^b \quad (5.21)$$

όπου ως  $N_L$  λαμβάνεται ο ακριβής αριθμός κύκλων ρευστοποίησης που αντιστοιχεί στην εκάστοτε επιβαλλόμενη τάση CSR (ζεύγη CSR –  $N_L$ ), όπως προκύπτει από τα «πρωτογενή» αριθμητικά δεδομένα του Κεφαλαίου 3.

**Εκτίμηση εμπειρικού συντελεστή ασφαλείας.** Όσον αφορά το συμβατικό τρόπο υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης, διαθέσιμα στοιχεία αποτελούν μόνο η σχετική πυκνότητα και η αρχική τάση στερεοποίησης του υλικού (ιδιότητες του «εδαφικού δοκιμίου» που χρησιμοποιείται στις αριθμητικές αναλύσεις), ενώ απουσιάζουν προφανώς αποτελέσματα επί τόπου δοκιμών SPT. Προς υπέρβαση αυτού του κενού χρησιμοποιούνται οι εμπειρικές σχέσεις (5.12) έως (5.14) λυμένες ως προς τον διορθωμένο αριθμό κτύπων σε καθαρή άμμο  $(N_1)_{60}$ :

- Tokimatsu and Seed (1987):

$$(N_1)_{60} = 44D_r^2 \quad (5.22)$$

- Idriss and Boulanger (2008):

$$(N_1)_{60} = 46D_r^2 \quad (5.23)$$

- Cubrinowski and Ishihara (1999):

$$(N_1)_{60} = 39D_r^2 \quad (5.24)$$

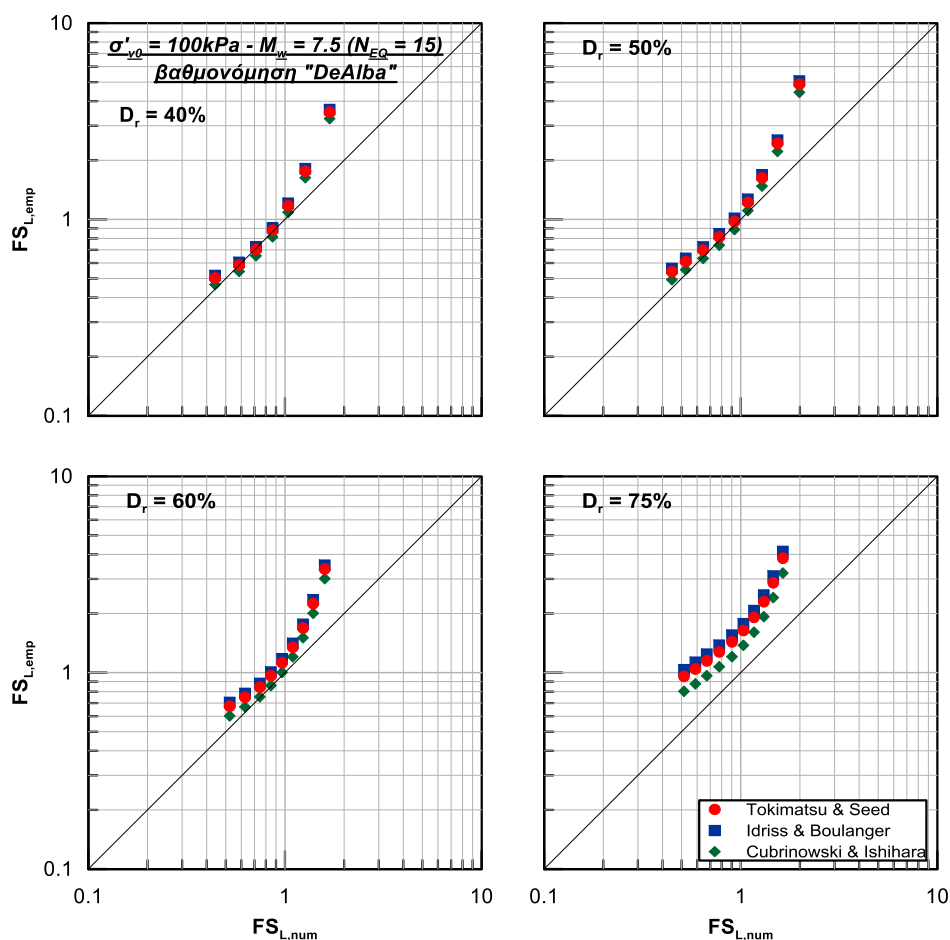
Τελικά, ο συμβατικός συντελεστής ασφαλείας υπολογίζεται από την ακόλουθη σχέση:

$$FS_{L,emp} = \frac{CRR_{M_w=7.5}}{CSR} \cdot MSF \cdot K_\sigma \quad (5.25)$$

όπου οι τιμές CSR είναι και πάλι οι «πρωτογενείς» από τις αριθμητικές αναλύσεις στοιχείου, ενώ τα  $CRR_{M_w=7.5}$ , MSF και  $K_\sigma$  υπολογίζονται από τις σχέσεις (5.6) και (5.7) αντίστοιχα.

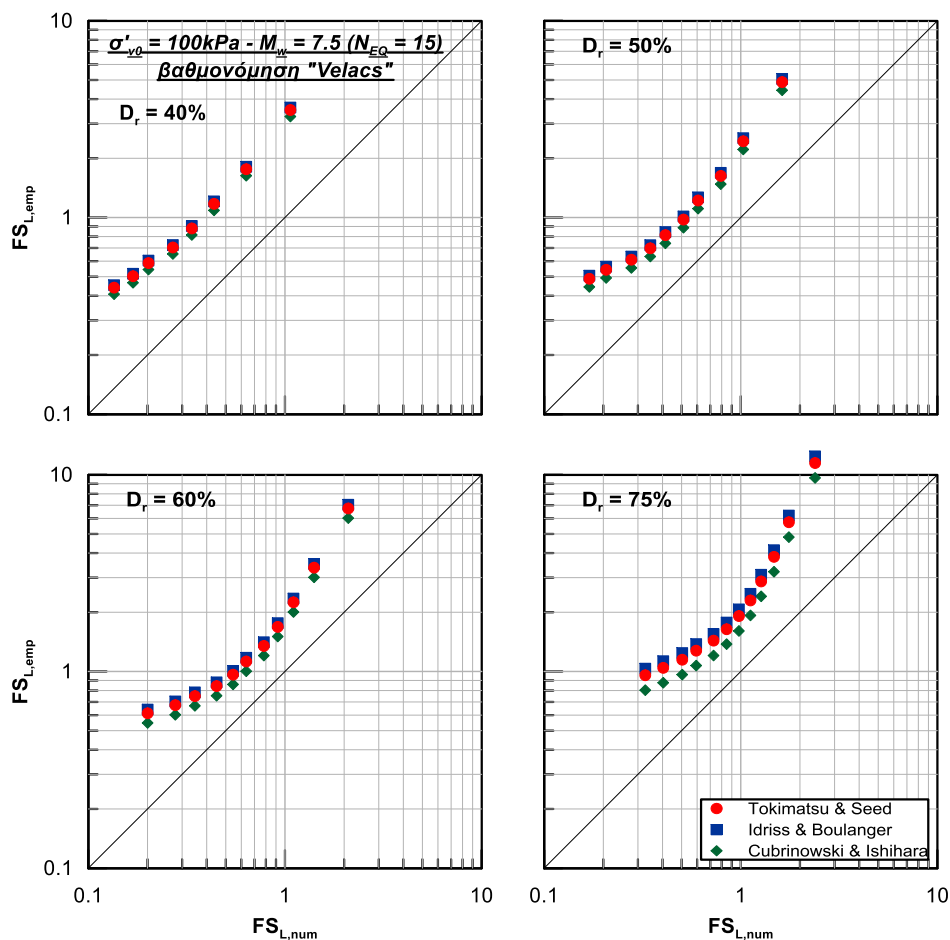
**Σύγκριση των δύο συντελεστών ασφαλείας.** Τα αποτελέσματα που προκύπτουν από τις δύο διαφορετικές μεθοδολογίες παρουσιάζονται σε διαγράμματα, όπου στον οριζόντιο άξονα φαίνεται ο «αριθμητικός» συντελεστής ασφαλείας ( $FS_{L,num}$ ) και στον κατακόρυφο ο εμπειρικός ( $FS_{L,emp}$ ) ενώ οι διαφορές γίνονται εμφανείς ως αποκλίσεις από τη διαγώνιο. Επιπλέον, τα διαγράμματα που παρουσιάζονται είναι διπλά λογαριθμικά προκειμένου να είναι πιο ευκρινείς οι συγκρίσεις για  $FS_L < 2.0$ .

Όλες οι περιπτώσεις αναλύσεων και «δονήσεων σχεδιασμού» που εξετάστηκαν εμφανίζουν κοινά χαρακτηριστικά ως προς τη μορφή των διαγραμμάτων. Ενδεικτικά στα **Σχήματα 5.4** και **5.5** παρουσιάζονται οι περιπτώσεις που αντιστοιχούν σε  $M_w = 7.5$ ,  $\sigma'_{v0} = 100$  kPa και για τις δύο βαθμονομήσεις, όπου γίνεται εμφανής η χαρακτηριστική καμπύλωση και απόκλιση των σημείων από τη διαγώνιο. Συγκεκριμένα, ο λόγος  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  λαμβάνει τιμές σημαντικά μεγαλύτερες από τη μονάδα όταν  $FS_{L,num} > 1.0$  («DeAlba», «VELACS») και όταν  $FS_{L,num} < 0.4$  («VELACS»), δηλαδή σε περιπτώσεις με μεγάλο ή μικρό αριθμό κύκλων ρευστοποίησης  $N_L$  αντίστοιχα.



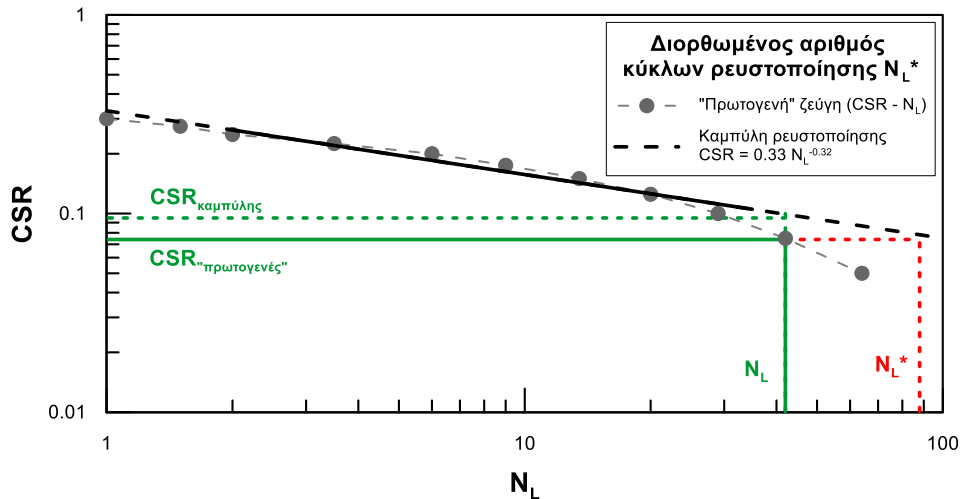
**Σχήμα 5.4:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και αριθμητικού ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας για την «δόνηση σχεδιασμού» που αντιστοιχεί σε  $M_w = 7.5$  ( $N_{EQ} = 15$ ) ( $\sigma'_{v0} = 100$  kPa, βαθμονόμηση «DeAlba»).





**Σχήμα 5.5:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και αριθμητικού ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας για την «δόνιση σχεδιασμού» που αντιστοιχεί σε  $M_w = 7.5$  ( $N_{EQ} = 15$ ) ( $\sigma'_{v0} = 100kPa$ , βαθμονόμηση «VELACS»).

Η αυξημένη απόκλιση του εμπειρικού από τον αριθμητικό συντελεστή στις παραπάνω περιπτώσεις οφείλεται στο γεγονός ότι στον  $FS_{L,emp}$  υπεισέρχονται απευθείας οι «πρωτογενείς» τιμές CSR που είχαν χρησιμοποιηθεί στις αριθμητικές αναλύσεις ρευστοποίησης ενώ στον  $FS_{L,num}$  ουσιαστικά υπολογίζεται μία νέα **μεγαλύτερη** τιμή του CSR που αντιστοιχεί στις «πρωτογενείς» τιμές  $N_L$  με χρήση της δι-παραμετρικής προσέγγισης των καμπυλών ρευστοποίησης (στο **Σχήμα 5.6** αναφέρεται ως  $CSR_{καμπύλης}$ ). Η υπερεκτίμηση του CSR εξηγείται από την κύρτωση της αριθμητικής καμπύλης ρευστοποίησης εκτός του εύρους  $N_L = 2 \div 30$  και την συνεπαγόμενη αδυναμία της δι-παραμετρικής εξίσωσης δύναμης να την προσεγγίσει ικανοποιητικά σε αυτό το εύρος (διακεκομμένη γραμμή στο σχήμα). Τελικά ο  $FS_{L,num} = CRR / CSR$  λαμβάνει μειωμένες τιμές με αποτέλεσμα ο λόγος  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  να αυξάνεται.



**Σχήμα 5.6:** Διαγραμματική απεικόνιση του προσδιορισμού του διορθωμένου αριθμού κύκλων ρευστοποίησης  $N_L^*$  που χρησιμοποιείται στον «αριθμητικό» συντελεστή ασφαλείας  $FS_{L,num}$  (η καμπύλη ρευστοποίησης αντιστοιχεί στην ανάλυση του Κεφαλαίου 3 με τάση στερεοποίησης  $s'_{v0} = 100$  kPa και  $D_r = 60\%$  και βαθμονόμηση «DeAlba»).

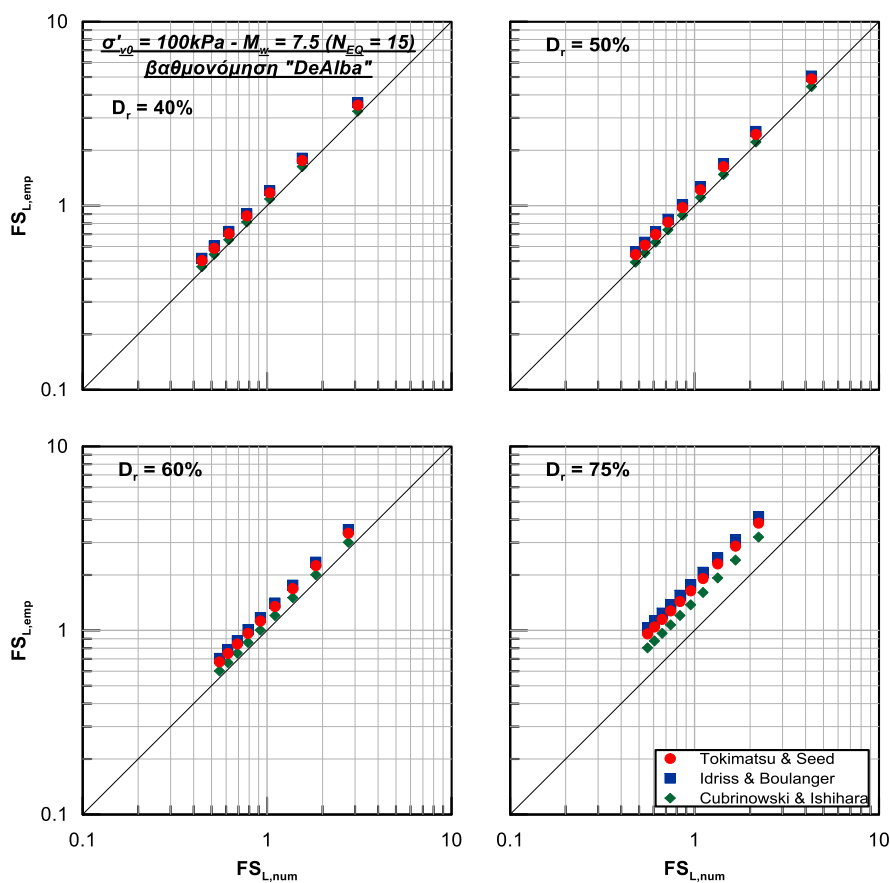
Το πρόβλημα σε μία πρώτη προσέγγιση μπορεί να αντιμετωπιστεί περιορίζοντας τον αριθμό κύκλων ρευστοποίησης για τον οποίο υπολογίζονται οι συντελεστές ασφαλείας εντός του εύρους  $N_L = 2 \div 30$ . Σε αυτό το εύρος μάλιστα οι συντελεστές ασφαλείας που προκύπτουν είναι επαρκώς μικροί ( $FS_L \leq 2.0$ ) ώστε να αντιστοιχούν σε πιθανά σενάρια ρευστοποίησης.

Εναλλακτικά, προκειμένου να εξαλειφθεί η διαφοροποίηση των  $CSR_{\text{καμπύλης}}$  και  $CSR_{\text{πρωτογενής}}$  υπολογίζεται ένας διορθωμένος αριθμός κύκλων ρευστοποίησης  $N_L^*$ , ο οποίος όπως υποδεικνύει το **Σχήμα 5.6** αντιστοιχεί σε «πρωτογενείς» τιμές  $CSR$ . Χρησιμοποιώντας το  $N_L^*$  αντί του  $N_L$ , ο λόγος των δύο συντελεστών προκύπτει σταθερός σύμφωνα με τη σχέση (5.26), αφού για δεδομένη σχετική πυκνότητα και μέγεθος σεισμού ο ισοδύναμος αριθμός κύκλων  $N_{EQ}$ , ο συντελεστής αντίστασης σε ρευστοποίηση  $CRR_{Mw}$  καθώς και οι συντελεστές  $a$  και  $b$  είναι σταθερά μεγέθη και συνεπώς εξαφανίζεται πλέον από όλα τα διαγράμματα η προαναφερθείσα καμπύλωση. Πράγματι στα διορθωμένα διαγράμματα στο **Σχήμα 5.7** όλα τα σημεία βρίσκονται επί ευθείας με σταθερή κλίση.

$$CSR = a \cdot N_L^{*-b} = a \cdot \frac{1}{N_L^{*b}} \Leftrightarrow N_L^{*b} = \frac{a}{CSR}$$

$$FS_{L,num} = \left( \frac{N_L^*}{N_{EQ}} \right)^b = \frac{a}{N_{EQ}^b} = \frac{a}{CSR \cdot N_{EQ}^b} \Leftrightarrow$$

$$\frac{FS_{L,emp}}{FS_{L,num}} = \frac{\frac{CRR_{M_w}}{CSR}}{\frac{a}{CSR \cdot N_{EQ}^b}} = \frac{CRR_{M_w} \cdot N_{EQ}^b}{a} \quad (5.26)$$

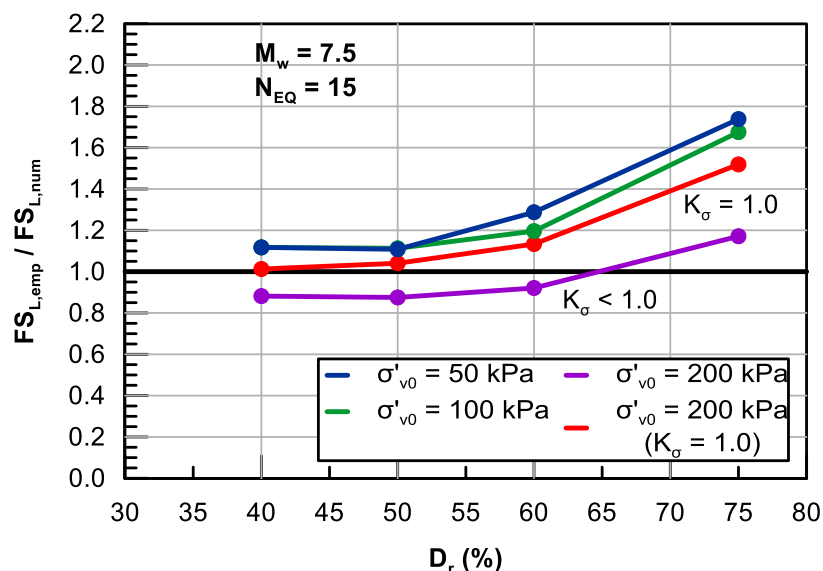


**Σχήμα 5.7:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και διορθωμένου αριθμητικού ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας για την αριθμητική ανάλυση DSS με  $\sigma'_{v0} = 100\text{kPa}$  και βαθμονόμηση «DeAlba» για την «δόνηση σχεδιασμού» που αντιστοιχεί σε  $M_w = 7.5$  ( $N_{EQ} = 15$ ).

**Εμπειρικές συσχετίσεις  $[D_r - (N_1)_{60}]$ .** Μεταξύ των τριών σχέσεων, διαφοροποιήσεις στον εμπειρικό συντελεστή  $FS_{L,emp}$  παρατηρούνται μόνο για εδαφικό υλικό με μεγάλη σχετική πυκνότητα ( $D_r = 60$  και  $75\%$ ) όπου καλύτερη σύγκλιση των δύο συντελεστών ασφαλείας προσφέρει η εξίσωση των Cubrinowski & Ishihara (με συντελεστή  $K = 39$ ). Οι παραπάνω παρατηρήσεις είναι εμφανείς στο **Σχήμα 5.7** για την ενδεικτική περίπτωση μεγέθους  $M_w = 7.5$  και τάσης  $\sigma'_{v0} = 100\text{kPa}$  και ισχύουν για την πλειοψηφία των αριθμητικών αναλύσεων στις οποίες εφαρμόστηκαν οι «δονήσεις σχεδιασμού» και υπολογίστηκαν συντελεστές ασφαλείας. Τονίζεται ωστόσο ότι το μέγεθος των διαφορών αυτών είναι αμελητέο και για την διερεύνηση που ακολουθεί επιλέγεται να χρησιμοποιηθεί μία μέση τιμή για τον  $FS_{L,emp}$ , η οποία αντιστοιχεί σε μία σχέση της μορφής (5.27) με συντελεστή  $K$  τον μέσο όρο των συντελεστών των εξισώσεων (5.22) έως (5.24), ήτοι  $K = 43$ .

$$(N_1)_{60} = K \cdot D_r^2 \quad (5.27)$$

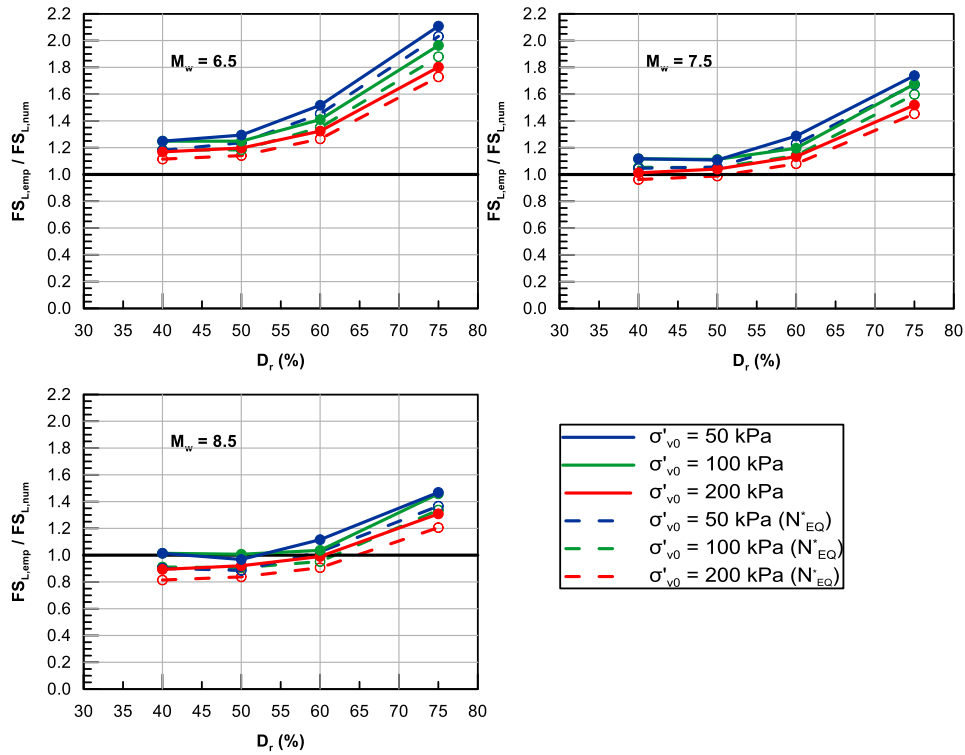
Όπως φαίνεται στο **Σχήμα 5.8** ο λόγος των δύο συντελεστών ασφαλείας είναι μοναδικός για δεδομένη σχετική πυκνότητα και καθίσταται εφικτή η παρουσίαση των αποτελεσμάτων σε διαγράμματα της μορφής  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  ως προς  $D_r$ .



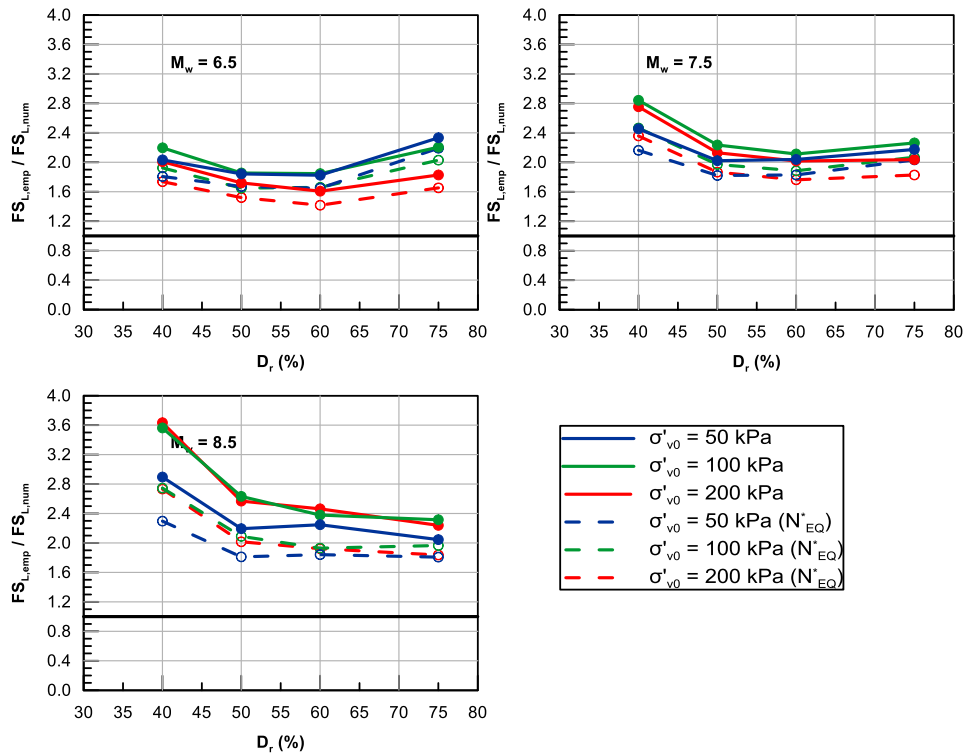
**Σχήμα 5.8:** Λόγος εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) προς αριθμητικό ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας ως προς τη σχετική πυκνότητα  $D_r$  για μέγεθος σεισμού  $M_w = 7.5$  ( $N_{EQ} = 15$ ) και βαθμονόμηση «DeAlba» με και χωρίς τη διόρθωση του συντελεστή  $K_{\sigma}$ .

**Τάση στερεοποίησης.**\_ Στο ενδεικτικό παράδειγμα του **Σχήματος 5.8** ( $M_w = 7.5$  και βαθμονόμηση «DeAlba») οι καμπύλες που αντιστοιχούν σε  $\sigma'_{v0} = 50$  και  $100$  kPa σχεδόν ταυτίζονται ενώ η καμπύλη που αντιστοιχεί σε  $\sigma'_{v0} = 200$  kPa είναι μετατοπισμένη προς τα κάτω σε σχέση με τις υπόλοιπες λόγω του μειωτικού συντελεστή  $K_\sigma$  της συμβατικής μεθοδολογίας. Υπενθυμίζεται ότι για μεγάλη σχετική πυκνότητα ο συντελεστής  $f$  της σχέσης (5.7) - και συνεπώς ο συντελεστής  $K_\sigma$  - λαμβάνει μικρότερες τιμές με αποτέλεσμα η μετατόπιση της καμπύλης για  $D_r = 75\%$  να είναι μεγαλύτερη και φαινομενικά να διορθώνονται οι αυξημένοι λόγοι  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  που παρατηρούνται στις μικρότερες τάσεις στερεοποίησης για μεγάλη σχετική πυκνότητα του εδαφικού υλικού. Επειδή, όμως το καταστατικό προσομοίωμα που χρησιμοποιήθηκε στις αναλύσεις δεν προβλέπει γενικώς επίδραση της τάσης στερεοποίησης (Κεφάλαιο 3, 3.3.2) προτείνεται να μην χρησιμοποιείται ο συντελεστής  $K_\sigma$  (δηλαδή  $K_\sigma = 1.0$ ), αφού η βελτιωμένη εικόνα που προσφέρει ως προς τη σχετική πυκνότητα είναι παραπλανητική.

Στα **Σχήματα 5.9 και 5.10** παρουσιάζονται τα αποτελέσματα των συγκρίσεων για όλες τις περιπτώσεις που εξετάστηκαν, λαμβάνοντας υπόψη τις παραπάνω τροποποιήσεις στις μεθοδολογίες υπολογισμού και των δύο συντελεστών ασφαλείας. Με **συνεχείς γραμμές** φαίνονται οι συγκρίσεις για τις τρεις περιπτώσεις «δονήσεων σχεδιασμού» ( $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$ ) και για διαφορετικές τάσεις στερεοποίησης του εδαφικού υλικού ( $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $200$  kPa). Επιπλέον, επειδή στην πλειοψηφία των περιπτώσεων για τη βαθμονόμηση «DeAlba» και στο σύνολο αυτών για τη βαθμονόμηση «VELACS» ο «αριθμητικός» συντελεστής ασφαλείας προκύπτει μικρότερος από τον εμπειρικό, εξετάζεται η πιθανότητα διαφορετικής αντιστοιχίας μεγέθους σεισμού και ισοδύναμων κύκλων φόρτισης  $N_{EQ}$ . Πιο συγκεκριμένα, δεδομένου ότι μείωση του  $N_{EQ}$  οδηγεί σε αύξηση του  $FS_{L,num}$  (εξίσωση (5.17)), επιχειρείται η εναλλακτική θεώρηση μειωμένων τιμών για τον αριθμό ισοδύναμων ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης ( $N^*_{EQ}$ ), ήτοι  $N^*_{EQ} = 7$  για  $M_w = 6.5$ ,  $N^*_{EQ} = 13$  για  $M_w = 7.5$  και  $N^*_{EQ} = 20$  για  $M_w = 8.5$ . Τα αποτελέσματα της εναλλακτικής αυτής θεώρησης παρουσιάζονται στα ίδια διαγράμματα με **διακεκομμένες γραμμές**. Παρατηρείται ότι όλες οι καμπύλες είναι πράγματι μετατοπισμένες προς τα κάτω, ωστόσο η επίδραση αυτής της αλλαγής είναι σχετικά μικρή και δεν υιοθετείται στη λοιπή διερεύνηση εφόσον δεν υποστηρίζεται από κάποιο θεωρητικό υπόβαθρο.



**Σχήμα 5.9:** Διαγράμματα του λόγου  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  ως προς τη σχετική πυκνότητα  $D_r$  για τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $200$  kPa και μέγεθος «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$  με  $N_{EQ}$  και  $N^*_{EQ}$  (βαθμονόμηση «DeAlba»).



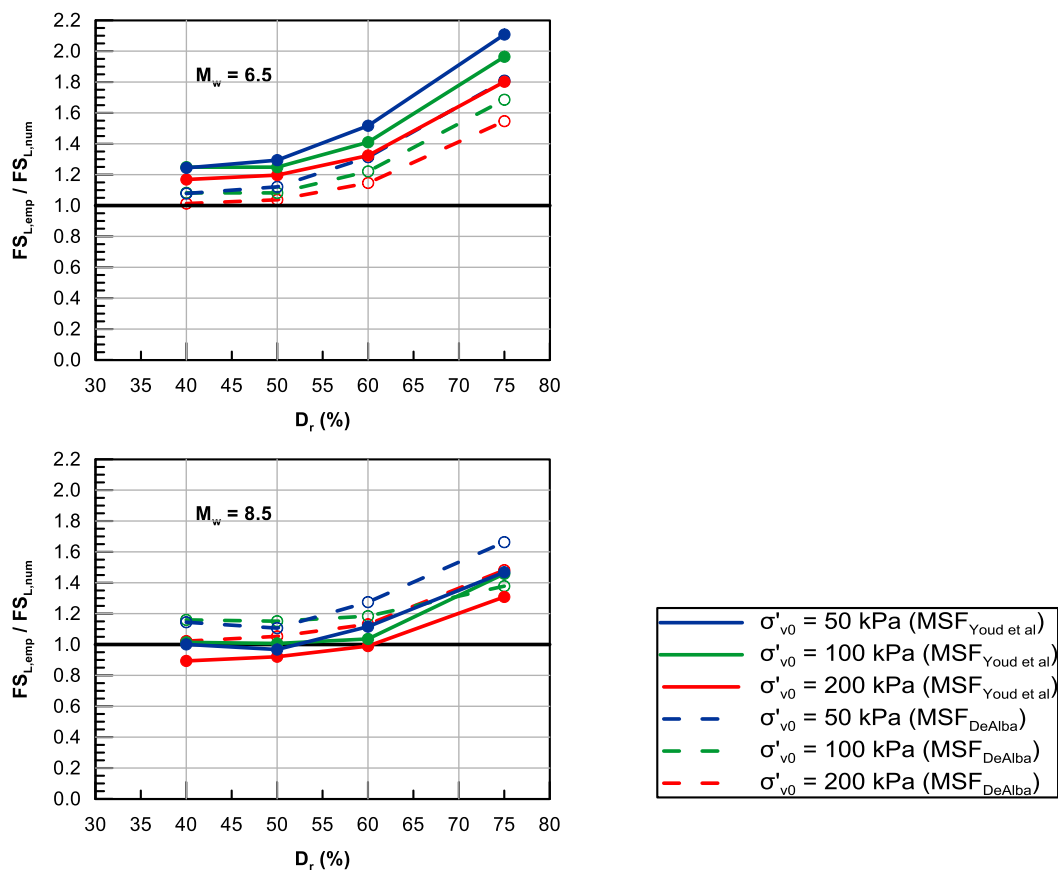
**Σχήμα 5.10:** Διαγράμματα του λόγου  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  ως προς τη σχετική πυκνότητα  $D_r$  του εδαφικού υλικού για τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $200$  kPa και μέγεθος «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$  με  $N_{EQ}$  και  $N^*_{EQ}$  (βαθμονόμηση «VELACS»).

**Αξιολόγηση αποτελεσμάτων (ως προς τη βαθμονόμηση του προσομοιώματος).** \_ Είναι εμφανής η πολύ καλύτερη σύγκλιση των δύο συντελεστών ασφαλείας για την βαθμονόμηση «DeAlba» όπου, για την πλειοψηφία των περιπτώσεων, ο λόγος του "εμπειρικού" προς τον «αριθμητικό» συντελεστή ασφαλείας κυμαίνεται περί την μονάδα. Αντίθετα στη βαθμονόμηση «VELACS» ο εμπειρικός συντελεστής είναι συστηματικά μεγαλύτερος από τον «αριθμητικό» (έως και 3.5 φορές). Η απόκλιση αυτή πιθανόν εξηγείται από το γεγονός ότι οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν από τα πειραματικά δεδομένα των Agulmoli et al. 1992 (και προσεγγίζονται από το σετ παραμέτρων «VELACS») αποκλίνουν σημαντικά από εκείνες των συνήθων εδαφών στην φύση για τα οποία έχουν εξαχθεί οι εμπειρικές σχέσεις υπολογισμού του  $FS_{L,emp}$  (Κεφάλαιο 2). Για το λόγο αυτό, ο «αριθμητικός» συντελεστής ασφαλείας που προκύπτει με χρήση της βαθμονόμησης «VELACS» δεν θεωρείται αντιπροσωπευτικός και τα αποτελέσματα αυτά δεν λαμβάνονται υπόψη στην διερεύνηση που ακολουθεί.

Ακολούθως, υπενθυμίζεται ότι η διόρθωση που αφορά το **μέγεθος του σεισμού  $M_w$**  έχει υπολογιστεί από τη σχέση **Σφάλμα! Το αρχείο προέλευσης της αναφοράς δεν βρέθηκε.** της μεθοδολογίας Youd et al. (2001) και προκύπτει από καμπύλη ρευστοποίησης με  $b = 0.57$ , ενώ οι καμπύλες ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου (ομάδα παραμέτρων «DeAlba») προσεγγίζονται με συντελεστή  $b = 0.3 \div 0.4$  (Κεφάλαιο 3). Επιχειρείται λοιπόν να εφαρμοστεί ένας νέος συντελεστής MSF προσαρμοσμένος στις καμπύλες ρευστοποίησης «DeAlba» για τον οποίο ισχύει:

$$MSF = \frac{CRR_{M_w}}{CRR_{M_w=7.5}} = \frac{a \cdot N_{EQ, M_w}^{-b}}{a \cdot N_{EQ, M_w=7.5}^{-b}} = \begin{cases} \left(\frac{8}{15}\right)^{-b}, & M_w = 6.5 \\ \left(\frac{26}{15}\right)^{-b}, & M_w = 8.5 \end{cases} \quad (5.28)$$

όπου ως συντελεστής  $b$  λαμβάνεται ο μέσος όρος των τιμών  $b$  (0.346) που έχουν προκύψει από τις αριθμητικές δοκιμές ανακυκλικής διάτμησης του Κεφαλαίου 3 για όλες τις σχετικές πυκνότητες και τάσεις στερεοποίησης. Στο **Σχήμα 5.11** φαίνεται η σύγκριση για τις δύο διαφορετικές θεωρήσεις του MSF και παρατηρείται ότι χρήση του συντελεστή  $b$  από τις καμπύλες ρευστοποίησης «DeAlba» μειώνει τη διαφοροποίηση μεταξύ των καμπυλών σύγκρισης που προκύπτουν για  $M_w = 6.5, 8.5$  από εκείνες που ισχύουν για  $M_w = 7.5$ . Στο εξής θα χρησιμοποιείται το  $M_w$  των καμπυλών «DeAlba» για τον υπολογισμό του εμπειρικού συντελεστή ασφαλείας καθώς θεωρείται περισσότερο συμβατό με την εμπειρική μεθοδολογία.



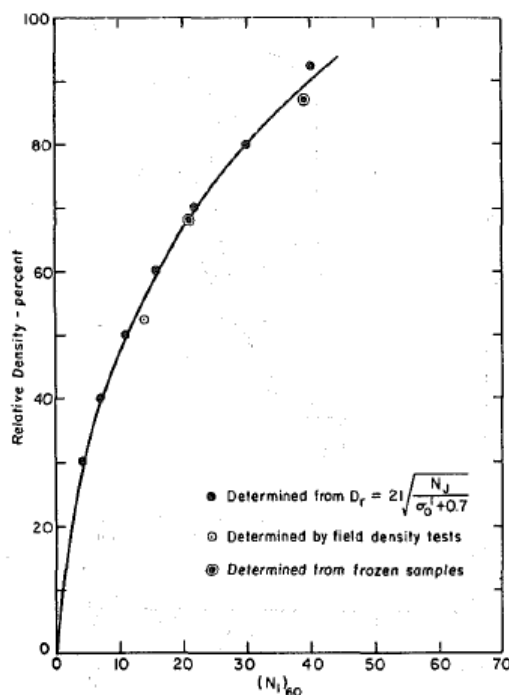
**Σχήμα 5.11:** Διαγράμματα του λόγου  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  ως προς τη σχετική πυκνότητα  $D_r$  του εδαφικού υλικού για τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $200$  kPa και μέγεθος «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w = 6.5$  και  $8.5$  με χρήση του MSF που προκύπτει από τη μεθοδολογία Yound et al. (2001) και την εναλλακτική θεώρηση σύμφωνα με τη βαθμονόμηση «DeAlba».

Συνολικά για τα δεδομένα «DeAlba» οι δύο συντελεστές είναι συμβατοί μεταξύ τους για σχετικές πυκνότητες μικρότερες από 60% και για όλα τα εφαρμοζόμενα μεγέθη σεισμού. Συστηματικές αποκλίσεις παρατηρούνται μόνο για μεγάλες σχετικές πυκνότητες, όπου όπως έχει ήδη περιγραφεί αυξάνεται ο λόγος  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$ . Πιθανές αιτίες για αυτή την υπερεκτίμηση του εμπειρικού συντελεστή αναζητούνται τόσο στις χρησιμοποιούμενες εμπειρικές συσχετίσεις της σχετικής πυκνότητας με τον αριθμό κρούσεων – σχέσεις (5.22) έως (5.24) - όσο και στην ίδια την εμπειρική συσχέτιση της αντοχής έναντι ρευστοποίησης με αυτόν – σχέσεις (5.6) και (5.30).



### 5.5 Βελτίωση συμβατικής μεθοδολογίας εκτίμησης του συντελεστή ασφαλείας

**Εμπειρικές συσχετίσεις  $D_r - (N_1)_{60}$ .** Όπως φαίνεται στο Σχήμα 5.12 το πλήθος των δεδομένων από τα οποία έχει προκύψει η σχέση των Tokimatsu & Seed (1987) σε μεγάλες πυκνότητες είναι πολύ λίγα. Επομένως, μία διαφορετική προσέγγιση για την παραπάνω καμπύλη θα μπορούσε να οδηγεί σε μειωμένες τιμές του αριθμού κρούσεων και τελικώς του συντελεστή αντίστασης CRR και του  $FS_{L,emp}$ .

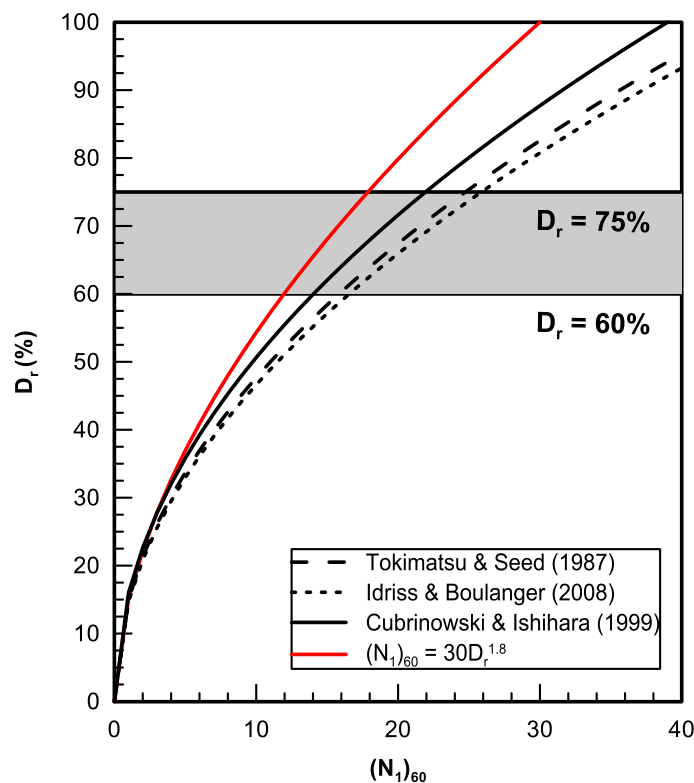


**Σχήμα 5.12:** Εμπειρική σχέση  $D_r - (N_1)_{60}$  (Tokimatsu & Seed 1987)

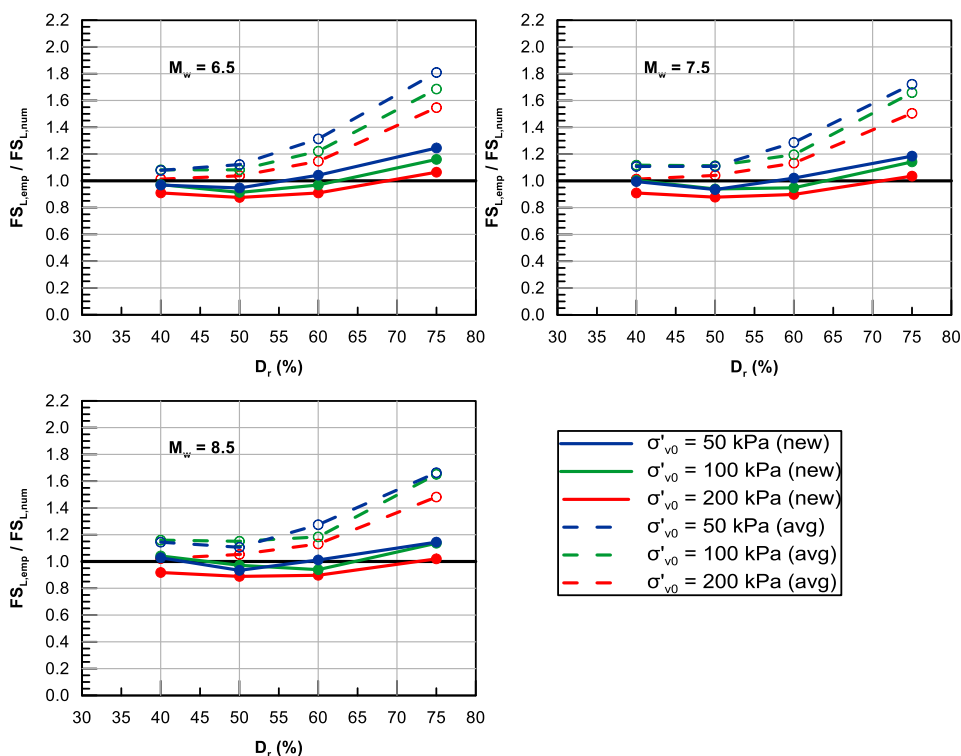
Επιχειρείται λοιπόν να προσεγγιστεί μία νέα καμπύλη, η οποία θα δίνει μικρότερο αριθμό κύττων σε μεγάλες σχετικές πυκνότητες ενώ θα αφήνει όσο το δυνατό ανεπηρέαστες τις μικρότερες. Για το σκοπό αυτό μετασχηματίζεται η σχέση (5.27) στην (5.29), η οποία αντιστοιχεί στην καμπύλη που φαίνεται με κόκκινο χρώμα στο **Σχήμα 5.13**.

$$(N_1)_{60} = 30 \cdot D_r^{1.8} \quad (5.29)$$

Στο **Σχήμα 5.14** φαίνεται η σύγκριση των δύο συντελεστών με χρήση της νέας σχέσης  $(N_1)_{60} - D_r$  όπου αποδεικνύεται η απαλοιφή των αποκλίσεων για μεγάλες σχετικές πυκνότητες.



Σχήμα 5.13: Εμπειρικές σχέσεις  $D_r - (N_1)_{60}$  και προτεινόμενη καμπύλη που οδηγεί σε σύγκλιση των δύο συντελεστών.



Σχήμα 5.14: Διαγράμματα του λόγου  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  ως προς τη σχετική πυκνότητα  $D_r$  του εδαφικού υλικού για τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $200 \text{ kPa}$  και μέγεθος «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$  με χρήση της εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  ( $K = 43$ ) και της νέας σχέσης που οδηγεί σε σύγκλιση των συντελεστών.

Η χρήση της νέας καμπύλης οδηγεί σε ικανοποιητικούς λόγους  $FS_{L,emp}/FS_{L,num}$  που κυμαίνονται από 0.85 έως 1.20. Θα πρέπει όμως να ληφθεί υπόψη ότι όλες οι εμπειρικές συσχετίσεις που εξετάστηκαν συνδέουν τον αριθμό κρούσεων με τη σχετική πυκνότητα του εδαφικού υλικού υψωμένη στο τετράγωνο (εκθέτης 2 αντί για 1.8), παρά το γεγονός ότι έχουν προταθεί από ανεξάρτητους ερευνητές. Η διαπίστωση αυτή αποθαρρύνει ίσως την υιοθέτηση της τροποποιημένης εξίσωσης (5.30) και ενθαρρύνει την εναλλακτική αναζήτηση της αιτίας υπερεκτίμησης του  $FS_{L,emp}$  στην εμπειρική καμπύλη εκτίμησης της αντοχής έναντι ρευστοποίησης.

**Εμπειρικές συσχετίσεις CRR -  $(N_1)_{60}$ .** Όπως φαίνεται στο Σχήμα 5.15, τα ιστορικά περιστατικά ρευστοποίησης για αριθμό κύττων μεταξύ 15 και 25 (τα οποία αντιστοιχούν σε σχετική πυκνότητα 60% και 75% σύμφωνα με την μέσο όρο των εμπειρικών συσχετίσεων) είναι σχετικά λίγα. Μάλιστα, για αριθμούς κύττων μεγαλύτερους από 22 δεν υπάρχουν καθόλου δεδομένα και η καμπύλη έχει επεκταθεί χωρίς ουσιαστική τεκμηρίωση μέχρι το  $(N_1)_{60} = 34$  (ασύμπτωτη της καμπύλης), πέραν του οποίου ένα εδαφικό υλικό θεωρείται μη-ρευστοποιήσιμο.

Διατηρώντας σχεδόν αμετάβλητη την καμπύλη για μικρές τιμές του  $(N_1)_{60}$  μορφώνεται μια νέα καμπύλη η οποία φαίνεται στο **Σχήμα 5.15** με κόκκινο χρώμα και εκφράζεται αναλυτικά μέσω της εξίσωσης (5.31). Η σχέση αυτή αποτελεί παραλλαγή της εξίσωσης (5.30) που έχει προταθεί από τους Idriss and Boulanger (2004) και όπως φαίνεται στο **Σχήμα 5.15** περιγράφει καμπύλη η οποία ουσιαστικά ταυτίζεται με την προτεινόμενη από τους Youd et al. 2001.

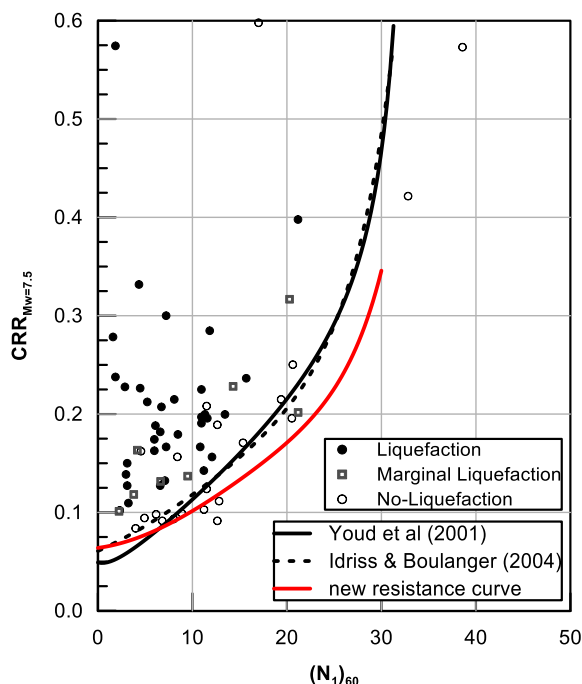
- Idriss and Boulanger (2004):

$$CRR_{M_w=7.5} = \exp\left(\frac{(N_1)_{60}}{14.1} + \left(\frac{(N_1)_{60}}{126}\right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60}}{23.6}\right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60}}{25.4}\right)^4 - 2.8\right) \quad (5.30)$$

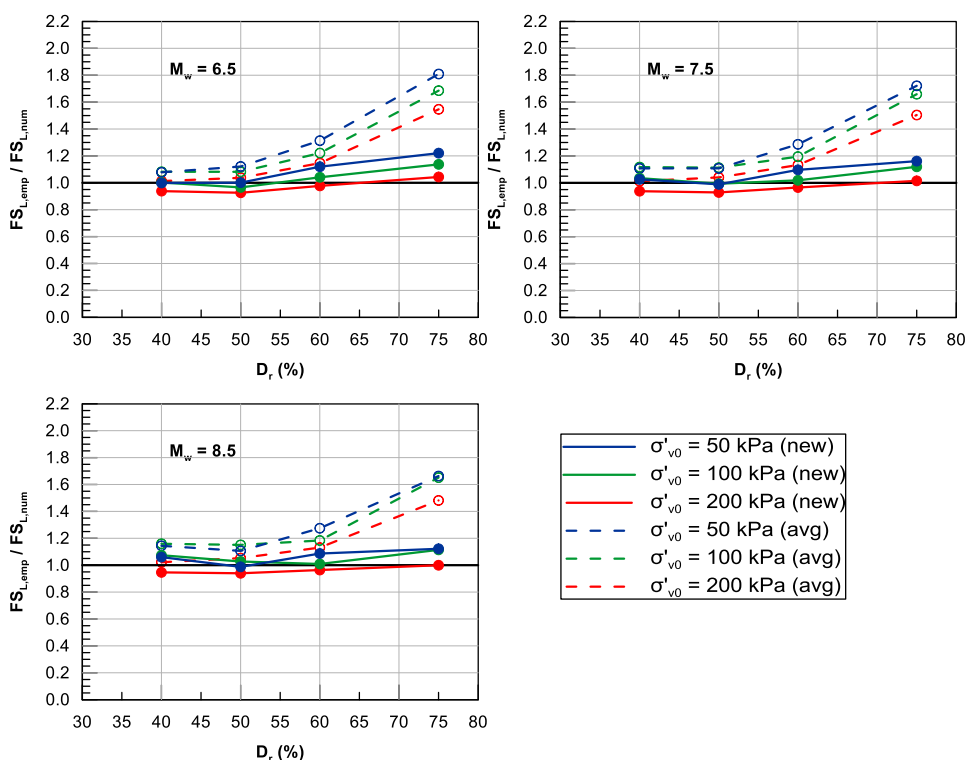
- Προτεινόμενη εξίσωση:

$$CRR_{M_w=7.5} = \exp\left(\frac{(N_1)_{60}}{50.85} + \left(\frac{(N_1)_{60}}{14.49}\right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60}}{15.73}\right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60}}{21.56}\right)^4 - 2.75\right) \quad (5.31)$$

Στη συνέχεια στο **Σχήμα 5.16** γίνεται φανερό ότι ο υπολογισμός του CRR μέσω της νέας σχέσης οδηγεί σε τιμές του λόγου  $FS_{L,emp}/FS_{L,num} = 0.95 \div 1.20$  και επομένως θεωρείται ότι οδηγεί σε ικανοποιητική σύγκλιση των δύο συντελεστών ασφαλείας.



**Σχήμα 5.15:** Εμπειρικό διάγραμμα για την εκτίμηση της αντίστασης έναντι ρευστοποίησης ( $CRR$ ) για σεισμό  $M_w=7.5$  και καθαρές άμμους, βασισμένο σε δεδομένα SPT (Youd et al. 2001, Idriss and Boulanger 2004) και προτεινόμενη καμπύλη που οδηγεί σε σύγκλιση των δύο συντελεστών.



**Σχήμα 5.16:** Διαγράμματα του λόγου  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  ως προς τη σχετική πυκνότητα  $D_r$  του εδαφικού υλικού για τάση στερεοποίησης  $\sigma'_{v0} = 50, 100$  και  $200\text{kPa}$  και μέγεθος «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$  με χρήση της καμπύλης Youd et al. 2001 για τον υπολογισμό του  $CRR$  και της νέας καμπύλης που οδηγεί σε σύγκλιση των συντελεστών.

## 5.6 Συμπεράσματα

Στο παρόν κεφάλαιο υπολογίστηκαν, για όλες τις αναλύσεις εδαφικού στοιχείου που πραγματοποιήθηκαν στο Κεφάλαιο 3, δύο συντελεστές ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης: ο εμπειρικός, σύμφωνα με τη συμβατική μεθοδολογία των Youd et al. (2001), και ο «αριθμητικός» σύμφωνα με την εναλλακτική μεθοδολογία που βασίζεται στις καμπύλες ρευστοποίησης που έχουν προσδιοριστεί. Από τη σύγκριση τους προκύπτουν τα ακόλουθα συμπεράσματα:

(α) Οι τρεις εμπειρικές σχέσεις  $[D_r - (N_1)_{60}]$  δίνουν παραπλήσιες τιμές του «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας και επομένως μπορεί να χρησιμοποιηθεί οποιαδήποτε από αυτές ή ο μέσος όρος τους.

(β) Για τη βαθμονόμηση «DeAlba», όπου η κλίση των αριθμητικά προσδιορισθέντων καμπυλών ρευστοποίησης κυμαίνεται εντός του εύρους των φυσικών εδαφών ( $b = 0.3 \div 0.4$ ), οι δύο συντελεστές  $FS_L$  συγκλίνουν σε ικανοποιητικό βαθμό, εν αντιθέσει με τη βαθμονόμηση «VELACS» όπου ο λόγος τους λαμβάνει τιμές κατά πολύ μεγαλύτερες της μονάδας.

(γ) Σε συνδυασμό με το (β), επισημαίνεται ότι οι εν λόγω τιμές του  $b = 0.3 \div 0.4$  αντιστοιχούν κυρίως σε δοκιμές απλής διάτμησης και σε δοκίμια άμμου που προετοιμάστηκαν με τις μεθόδους Air και Wet Pluviation καθώς και Moist Tamping. Κατ' επέκταση, η καλή σύμπτωση μεταξύ των δύο εκτιμήσεων του  $FS_L$  για αυτές τις τιμές του  $b$  υποδεικνύει ότι μόνο οι εν λόγω δοκιμές και μέθοδοι παρασκευής αποδίδουν τις συνθήκες στη φύση.

(δ) Η χρήση του συντελεστή MSF της μεθοδολογίας των Youd et al. (2001) δεν είναι συμβατή με το εύρος  $b$  της βαθμονόμησης «DeAlba» και προτείνεται η χρήση ενός νέου συντελεστή MSF, ο οποίος αντιστοιχεί σε καμπύλη ρευστοποίησης με εκθέτη  $b = 0.3 \div 0.4$ .

(ε) Για τη βαθμονόμηση «DeAlba» η συσχέτιση του «αριθμητικού» με τον εμπειρικό συντελεστή ασφαλείας είναι διαφορετική για  $D_r = 40 \div 60\%$  και για  $D_r = 75\%$ . Ήτοι:

- Για  $D_r = 40 \div 60\%$ , ο λόγος  $FS_{L,emp}/FS_{L,num} = 1.1 \div 1.2$ .
- Για  $D_r = 75\%$ , ο λόγος  $FS_{L,emp}/FS_{L,num} = 1.4 \div 1.7$ .

(στ) Η αιτία για τα ανωτέρω αναζητήθηκε στην μειωμένη αξιοπιστία των εμπειρικών συσχετίσεων  $[D_r - (N_1)_{60}]$  και  $[CRR - (N_1)_{60}]$  σε μεγάλες σχετικές πυκνότητες και μεγάλο αριθμό κτύπων SPT.

(ζ) Ικανοποιητική σύγκλιση του εμπειρικού με τον «αριθμητικό» συντελεστή ασφαλείας  $FS_L$ , επιτυγχάνεται με δύο εναλλακτικές τροποποιήσεις των σχέσεων υπολογισμού:

- τροποποίηση της σχέσης υπολογισμού της σχετικής πυκνότητας σε

$$(N_1)_{60} = 30 \cdot D_r^{1.8}$$

$$\text{(αντί για } (N_1)_{60} = 43 \cdot D_r^2 \text{)}$$

- τροποποίησης της καμπύλης αντοχής έναντι ρευστοποίησης σε

$$CRR_{M_w=7.5} = \exp\left(\frac{(N_1)_{60}}{50.85} + \left(\frac{(N_1)_{60}}{14.49}\right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60}}{15.73}\right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60}}{21.56}\right)^4 - 2.75\right)$$

$$\text{(αντί για } CRR_{M_w=7.5} = \exp\left(\frac{(N_1)_{60}}{14.1} + \left(\frac{(N_1)_{60}}{126}\right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60}}{23.6}\right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60}}{25.4}\right)^4 - 2.8\right))$$



# Κεφάλαιο 6

## Επανεξέταση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης (FS<sub>L</sub>) σε εδαφική στήλη

---

### 6.1 Γενικά

Στο προηγούμενο κεφάλαιο περιγράφηκε διεξοδικά η συμβατική μεθοδολογία υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης κατά Youd et al. (2001) καθώς και μία εναλλακτική μεθοδολογία που ενδείκνυται σε περιπτώσεις όπου είναι γνωστές οι ιστορίες των αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων και υπερπιέσεων πόρων. Στη συνέχεια για τις αριθμητικές αναλύσεις εδαφικού στοιχείου του Κεφαλαίου 3 εκτιμήθηκαν οι δύο αυτοί συντελεστές και προσδιορίστηκαν οι συνθήκες και οι απαραίτητες τροποποιήσεις που τους καθιστούν συμβατούς μεταξύ τους.

Στο παρόν κεφάλαιο ακολουθείται μία αντίστοιχη διαδικασία, δηλαδή εκτιμώνται οι συντελεστές ασφαλείας για τις αριθμητικές αναλύσεις εδαφικής στήλης του Κεφαλαίου 4 με εφαρμογή των δύο προτεινόμενων βελτιώσεων που έχουν προκύψει από τη διερεύνηση του στοιχείου. Όπως έχει ήδη τονιστεί, τελικός σκοπός της διερεύνησης αυτής είναι η ανάδειξη ενός μονοσήμαντου και αξιόπιστου δείκτη διακινδύνευσης ρευστοποίησης ανεξαρτήτως της μεθόδου με την οποία αυτός υπολογίζεται.

### 6.2 Σύγκριση συντελεστών ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης για αριθμητικές αναλύσεις εδαφικής στήλης

Στο Κεφάλαιο 4 της παρούσας εργασίας πραγματοποιήθηκαν αριθμητικές αναλύσεις εδαφικής στήλης με αρμονική διέγερση στη βάση, προκειμένου να προσδιοριστούν καμπύλες ρευστοποίησης αντίστοιχες με αυτές του εδαφικού στοιχείου. Η επιβληθείσα διέγερση αποτελείτο από 30 ομοιόμορφους κύκλους συν 2 κύκλους συναρμογής στην αρχή και στο τέλος, δηλαδή  $N_{exc} = 32$  ενώ μεγέθη της παραμετρικής διερεύνησης αποτέλεσαν το πάχος της ρευστοποιήσιμης στρώσης  $H$  (2, 6 και 10m), η σχετική πυκνότητα  $D_r$  (50, 60 και



75%) καθώς και η βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA – Sand («DeAlba» και «VELACS»).

Η βασική διαφορά των αναλύσεων εδαφικής στήλης σε σχέση με τις αναλύσεις απλής ανακυκλικής διάτμησης εδαφικού στοιχείου είναι η μη σταθερότητα της διατμητικής τάσης και συνεπώς του κανονικοποιημένου λόγου CSR, ο οποίος αποτελεί βασική παράμετρο στον υπολογισμό του εμπειρικού συντελεστή ασφαλείας.

Υπενθυμίζεται ότι ο συντελεστής σεισμικών δράσεων CSR που υπεισέρχεται στην αρχική μεθοδολογία των Youd et al. (2001) υπολογίζεται προσεγγιστικά από τη σχέση:

$$CSR = \frac{\tau_d}{\sigma'_{v0}} = \frac{0.65 \cdot \alpha_{\max} \cdot \sigma_{v0} \cdot r_d}{g \cdot \sigma'_{v0}} \quad (6.1)$$

Η επιτάχυνση  $a_{\max}$  αναφέρεται σε μη-ρευστοποιημένες συνθήκες στην επιφάνεια της αμμώδους στρώσης και μπορεί να υπολογιστεί προσεγγιστικά από σχέσεις απομείωσης της σεισμικής κίνησης με την απόσταση για διάφορα είδη εδαφών (attenuation relationships) ή ακριβέστερα από ισοδύναμες γραμμικές αναλύσεις τύπου SHAKE. Επιπλέον, ο συντελεστής  $r_d$ , παρότι προβλέπει μικρή απομείωση της επιτάχυνσης με το βάθος, ενέχει πλήθος αβεβαιοτήτων, αφού η αναλυτική του εξίσωση έχει προκύψει από την στατιστική επεξεργασία της απόκρισης πολλών και διαφορετικών εδαφικών προφίλ. Συνεπώς ερωτηματικά ανακύπτουν ακόμα και στην εφαρμογή της πρωταρχικής εμπειρικής μεθοδολογίας κυρίως ως προς την προέλευση των δεδομένων που υπεισέρχονται σε αυτή.

Όσον αφορά τώρα στις αριθμητικές αναλύσεις, διαθέσιμα στοιχεία αποτελούν μόνο οι χρονοϊστορίες διατμητικών τάσεων ανά βάθος ρευστοποίησης στρώσης, οι οποίες ως γνωστόν χαρακτηρίζονται από απότομες απομειώσεις του πλάτους καθώς και από αριθμητικό «θόρυβο» σε αρκετές περιπτώσεις. Συνεπώς προκύπτουν δύο βασικά προβλήματα, αφενός η αντικειμενική δυσκολία να υπολογιστεί μία τιμή του κανονικοποιημένου λόγου CSR για κάθε ρευστοποιημένο στοιχείο (βλέπε 4.3.2 όπου είχαν γίνει δύο προσεγγίσεις για το CSR, μία χωρίς τους κύκλους κάτω από τα «πλατό» και μία με αυτούς) και αφετέρου το κατά πόσον ο τρόπος υπολογισμού που τελικά υιοθετείται είναι συμβατός με την αρχική προσέγγιση των Youd et al. (2001).

Στην προσπάθεια να αντιμετωπιστούν τα παραπάνω προβλήματα, επιχειρήθηκαν τρεις διαφορετικές προσεγγίσεις για την εκτίμηση του CSR και του αριθμού κύκλων ρευστοποίησης  $N_L$ , η λογική των οποίων περιγράφεται αναλυτικά στη συνέχεια.

### 6.2.1 Εκτίμηση του CSR ως μέσου όρου μέχρις ότου $r_u = 0.95$

#### Εκτίμηση του εμπειρικού συντελεστή ασφαλείας ( $FS_{L,emp}$ )

- Για την εκτίμηση του συντελεστή σεισμικών δράσεων, χρησιμοποιείται ο μέσος αναπτυσσόμενος λόγος CSR μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης ( $r_u = 0.95$ ) για κάθε στοιχείο της στήλης, όπως ακριβώς έχει υπολογιστεί στο Κεφάλαιο 4 για τον προσδιορισμό των καμπυλών ρευστοποίησης.
- Για τις αναλύσεις που έχουν πραγματοποιηθεί με την ομάδα παραμέτρων «DeAlba», εφαρμόζεται ο διορθωτικός συντελεστής μεγέθους σεισμικής δόνησης MSF που προκύπτει από τις καμπύλες ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου. Υπενθυμίζεται ότι στη συγκεκριμένη βαθμονόμηση ο εκθέτης  $b$  της καμπύλης ρευστοποίησης για στήλη και στοιχείο σχεδόν ταυτίζονται ( $b \approx 0.35$ ) και αποκλίνουν σημαντικά από το  $b = 0.57$  που χρησιμοποιήθηκε στην αρχική διατύπωση του συντελεστή MSF. Για τις αναλύσεις με την ομάδα παραμέτρων «VELACS» χρησιμοποιείται ο συμβατικός συντελεστής MSF εφόσον είναι περισσότερο συμβατός με τον εκθέτη  $b$  των εν λόγω καμπυλών ρευστοποίησης.

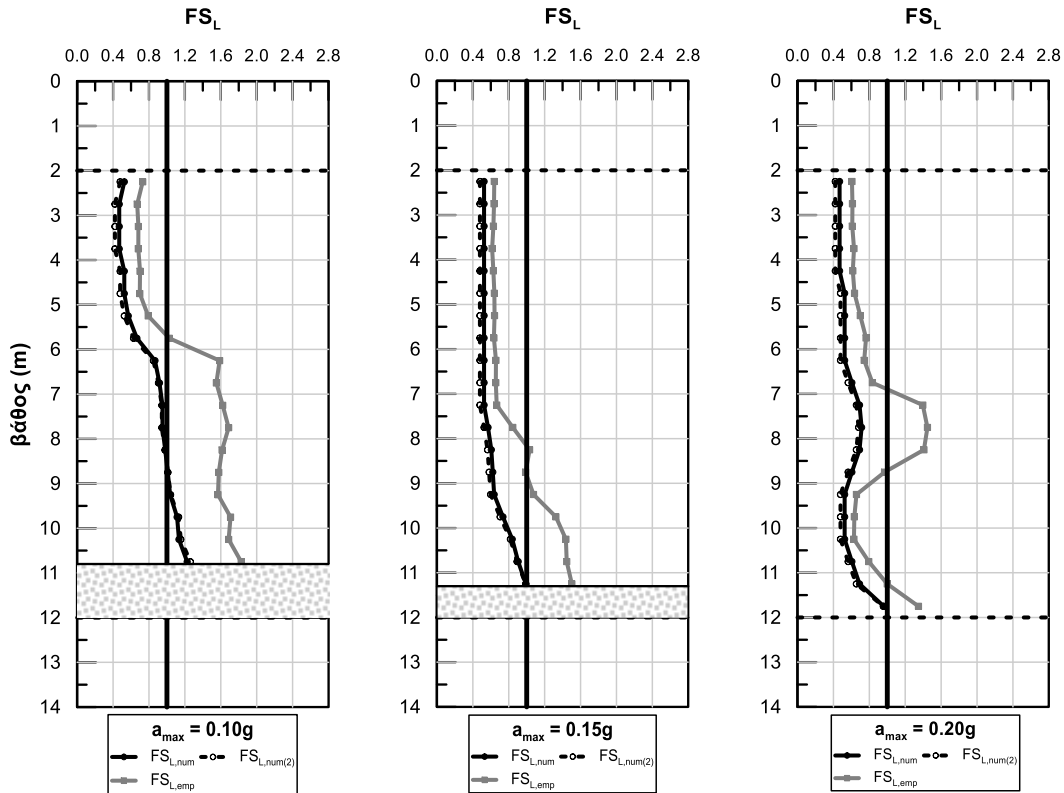
#### Εκτίμηση του «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας ( $FS_{L,num}$ )

- Δεδομένου ότι σχεδόν όλα τα στοιχεία της στήλης κάθε ανάλυσης ρευστοποιούνται (ο αριθμός κύκλων ρευστοποίησης  $N_L$  είναι γνωστός), ο «αριθμητικός» συντελεστής ασφαλείας υπολογίζεται από τη σχέση (5.18) που συσχετίζει τον συντελεστή ασφαλείας με τον λόγο ( $N_L/N_{EQ}$ ).
- Για τα στοιχεία που δεν ρευστοποιήθηκαν επιλέγεται να μην υπολογιστεί συντελεστής ασφαλείας, εφόσον αποτελούν μειοψηφία ως προς το συνολικό δείγμα. Σημειώνεται, ωστόσο, ότι υπάρχουν δύο εναλλακτικές λύσεις για την εκτίμηση συντελεστή σε τέτοιου είδους περιπτώσεις. Πρώτον, για την περίπτωση αριθμητικών αναλύσεων με αρμονική διέγερση μπορεί να εφαρμοστεί μεγαλύτερος αριθμός κύκλων φόρτισης  $N_{exc}$ , ικανός να προκαλέσει ρευστοποίηση όλων των στοιχείων της στήλης. Δεύτερον, για την περίπτωση πραγματικών μη – αρμονικών διεγέρσεων είναι δυνατή η χρήση της εξίσωσης (5.21), στην οποία ο συντελεστής ασφαλείας συσχετίζεται με τον μέγιστο λόγο υπερπίεσης πόρων  $r_{u,max}$  και τον εμπειρικό εκθέτη  $A$ .

- Κατ' αντιστοιχία με τις αναλύσεις εδαφικού στοιχείου εφαρμόζονται τρία υποθετικά σενάρια «σεισμού σχεδιασμού» με  $N_{EQ} = 8, 15$  και  $26$  που αντιστοιχούν σε δεδομένο μέγεθος σεισμού  $M_w$  (Πίνακας 5.1). Επιλέγεται να μην υπολογιστεί ο συντελεστής ασφαλείας για  $N_{EQ} = N_{exc} = 30$ , δηλαδή για τον πραγματικό αριθμό ομοιόμορφων κύκλων των αναλύσεων καθώς είναι αρκετά μεγάλος και δεν αντιστοιχεί σε πιθανά μεγέθη σεισμού  $M_w$ . (Βέβαια η χρήση πολλών κύκλων στο πλαίσιο του Κεφαλαίου 4 ήταν απαραίτητη ώστε να ρευστοποιηθεί το σύνολο ει δυνατόν των στοιχείων της στήλης και να προσδιοριστούν τα απαιτούμενα για τη μόρφωση των καμπυλών ρευστοποίησης ζεύγη  $CSR - N_L$ ).
- Ο  $FS_{L,num}$  καθ' ύψος της εδαφικής στήλης υπολογίζεται χωριστά για κάθε ανάλυση με διαφορετική επιτάχυνση  $a_{max}$ , προκειμένου να διερευνηθεί πιθανή επίδραση της επιτάχυνσης και του βάθους. Χρησιμοποιείται όμως, ο συντελεστής  $b$  της κοινής καμπύλης ρευστοποίησης (για δεδομένα  $H$  και  $D_r$  και όλες τις εφαρμοζόμενες επιταχύνσεις  $a_{max}$ ) εφόσον αυτός διαφοροποιείται ελάχιστα από τους συντελεστές των μεμονωμένων καμπυλών για τα διάφορα  $a_{max}$ .
- Τέλος, υπολογίζεται και ένας δεύτερος συντελεστής ( $FS_{L,num(2)}$ ) με χρήση του συντελεστή  $b$  από τις καμπύλες ρευστοποίησης εδαφικού στοιχείου (για δεδομένη σχετική πυκνότητα το  $b$  προκύπτει ως μέσος όρος από τις καμπύλες για διαφορετικές τάσεις  $\sigma'_{v0}$ ).

#### Σύγκριση των συντελεστών ασφαλείας $FS_{L,emp}$ και $FS_{L,num}$

Για κάθε μια από τις τρεις προσεγγίσεις που εφαρμόστηκαν στο παρόν κεφάλαιο, θα παρουσιάζεται αρχικά η κατανομή με το βάθος του εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και των «αριθμητικών» συντελεστών ασφαλείας ( $FS_{L,num}$  και  $FS_{L,num(2)}$ ). Για το σκοπό αυτό επιλέγεται μία ενδεικτική ανάλυση ( $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.5sec$ , βαθμονόμηση «DeAlba»,  $a_{max} = 0.10, 0.15, 0.20 g$  και «σεισμό σχεδιασμού»  $M_w = 7.5$ ) όπως φαίνεται στο **Σχήμα 6.1**. Σημειώνεται ότι η ζώνη των σημείων που δεν είχαν ρευστοποιηθεί στις αναλύσεις και για τις οποίες δεν υπολογίζεται συντελεστής ασφαλείας σημειώνεται με γκρι χρώμα.



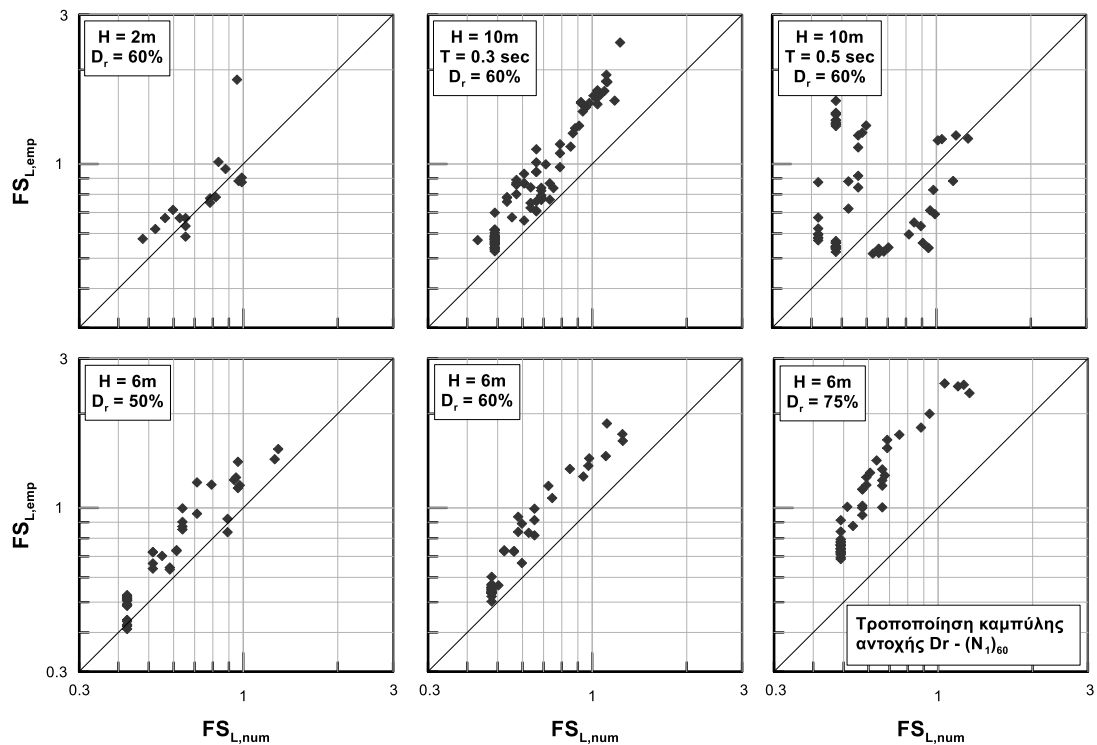
**Σχήμα 6.1:** Διαγράμματα συντελεστών ασφαλείας  $FS_{L,emp}$ ,  $FS_{L,num}$ ,  $FS_{L,num(2)}$  συναρτήσει του βάθους για την ενδεικτική ανάλυση με  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.5sec$ ,  $a_{max} = 0.10, 0.15, 0.20 g$ , βαθμονόμηση «DeAlba» και σεισμό σχεδιασμού  $M_w 7.5$ .

Από το παραπάνω σχήμα, που είναι ενδεικτικό και των υπόλοιπων αναλύσεων για τις οποίες υπολογίστηκαν συντελεστές ασφαλείας, φαίνεται ότι:

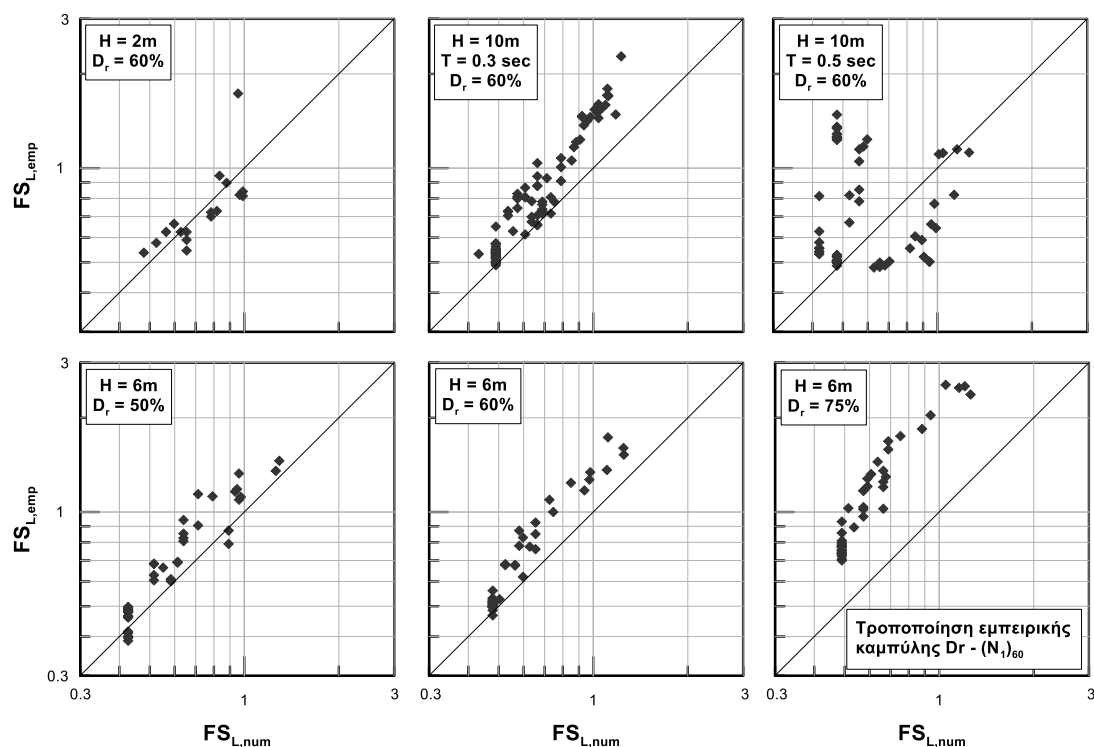
- Οι συντελεστές  $FS_{L,num}$  και  $FS_{L,num(2)}$  σχεδόν ταυτίζονται, όπως άλλωστε ήταν αναμενόμενο αφού  $b_{DSS} \approx b \approx 0.35$  στη βαθμονόμηση «DeAlba» και επομένως στη συνέχεια θα παρουσιάζονται μόνο τα αποτελέσματα της σύγκρισης για  $b_{DSS}$  στα οποία θα αναφερόμαστε πλέον χάριν απλότητας ως  $FS_{L,num}$ .
- Ο  $FS_{L,emp}$  αυξάνεται απότομα για  $[z > 6m$  και  $a_{max} = 0.10 g]$ ,  $[z > 8m$  και  $a_{max} = 0.15 g]$  και  $[z = 7.5 \div 9m$  και  $a_{max} = 0.20 g]$ . Στα συγκεκριμένα βάρη υπάρχουν αρκετά στοιχεία των οποίων η ιστορία ανάπτυξης υπερπίεσης πόρων παρουσίαζε «πλατό». Υπενθυμίζεται ότι στην περιοχή των «πλατό» το πλάτος της αναπτυσσόμενης τάσης μειώνεται πάρα πολύ συγκριτικά με τους αρχικούς κύκλους. Η μέση τιμή του CSR είναι αρκετά μικρότερη σε σχέση με τα υπόλοιπα στοιχεία της στήλης με αποτέλεσμα ο  $FS_{L,emp}$  να προκύπτει αρκετά μεγαλύτερος. Αντίθετα, η αύξηση του  $FS_{L,num}$  στα αντίστοιχα βάρη είναι πολύ ηπιότερη. Αυτό εξηγείται από το γεγονός ότι η επίδραση της μειωμένης τιμής του CSR (στον παρονομαστή του  $FS_{L,emp}$ ) είναι πολύ μεγαλύτερη

από την επίδραση του αυξημένου αριθμού κύκλων ρευστοποίησης  $N_L$  λόγω «πλατό» (στον αριθμητή του  $FS_{L,num}$  και υψωμένος σε δύναμη μικρότερη της μονάδας).

- Τόσο το βάθος  $z$  όσο και η μέγιστη επιτάχυνση  $a_{max}$  δεν φαίνεται να επηρεάζουν τη σύγκριση των δύο συντελεστών. Για το λόγο αυτό, για τις υπόλοιπες αναλύσεις πέραν της ενδεικτικής, δεν θεωρείται πλέον σκόπιμο η παρουσίαση να γίνεται σε διαγράμματα συναρτήσεως του βάθους για κάθε διαφορετική  $a_{max}$ , αλλά σε συνολικά διαγράμματα, με τον «αριθμητικό» συντελεστή ασφαλείας ( $FS_{L,num}$ ) στον οριζόντιο άξονα και τον εμπειρικό ( $FS_{L,emp}$ ) στον κατακόρυφο, κατ' αντιστοιχία με το Κεφάλαιο 5 (Σχήματα 6.2 και 6.3).



**Σχήμα 6.2:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num(2)}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης καμπύλης αντοχής  $CRR - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις της βαθμονόμησης «DeAlba».

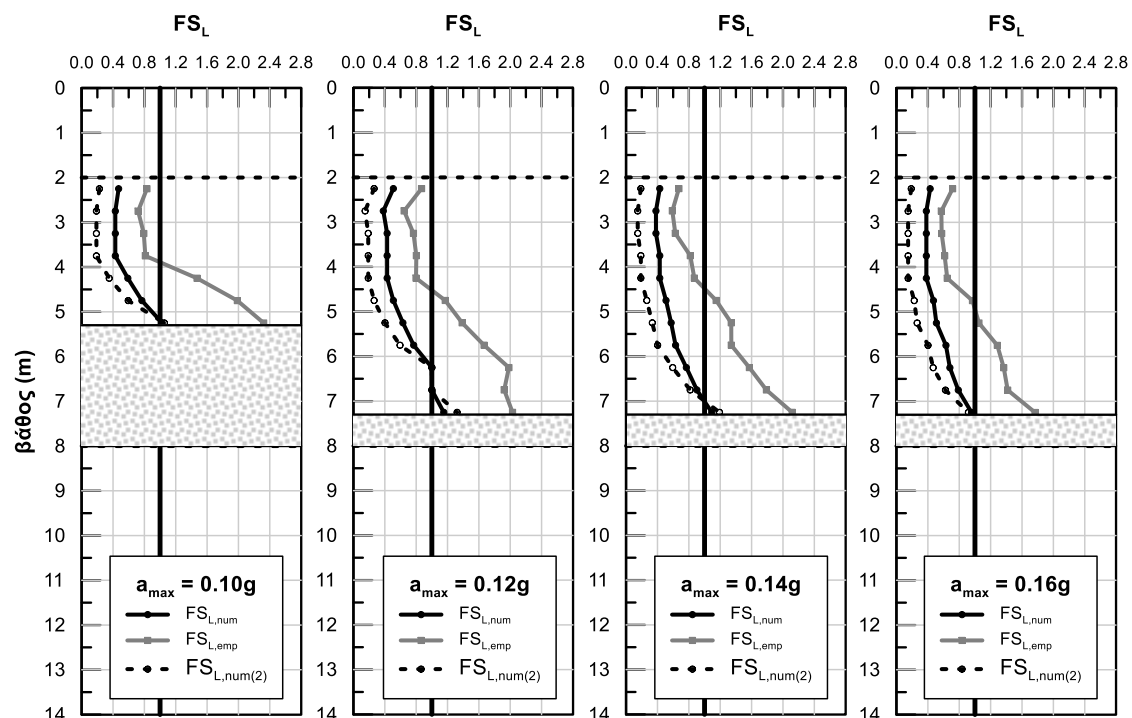


**Σχήμα 6.3:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num(2)}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις της βαθμονόμησης «DeAlba».

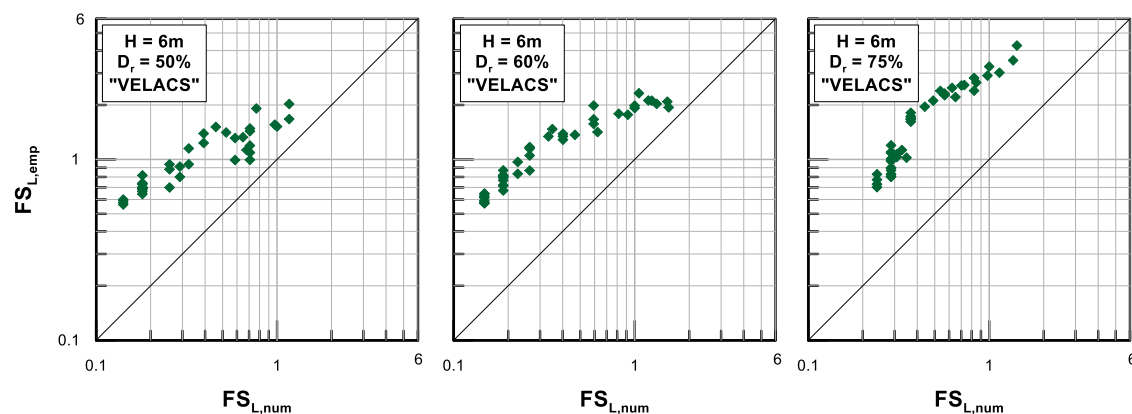
Από τα παραπάνω διαγράμματα παρατηρείται ότι:

- (i) Ο  $FS_{L,emp}$  είναι συνήθως μεγαλύτερος από τον  $FS_{L,num}$ . Η γενική εικόνα δείχνει ότι η αρχική προσέγγιση του CSR ως μέσου όρου ολόκληρης της ιστορίας των διατμητικών τάσεων μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης δεν δίνει ικανοποιητικά αποτελέσματα. Η μεγάλη διακύμανση του πλάτους της τάσης εισάγει πολλές αβεβαιότητες στην εκτίμηση του CSR και στη συνέχεια επιχειρείται μία διαφορετική προσέγγιση, στην οποία δεν λαμβάνονται υπόψη οι κύκλοι κάτω από τα «πλατό»
- (ii) Το γεγονός ότι οι αποκλίσεις οφείλονται στην ανομοιομορφία των διατμητικών τάσεων επαληθεύεται από το γεγονός ότι οι συγκρίσεις είναι εμφανώς καλύτερες για την περίπτωση των 2 μέτρων, όπου όπως έχει δειχθεί στο Κεφάλαιο 4 οι ιστορίες ήταν σχεδόν σταθερές μέχρι τη στιγμή της ρευστοποίησης.

Στη συνέχεια στο **Σχήμα 6.4** παρουσιάζεται η κατανομή με το βάθος των συντελεστών  $FS_{L,emp}$ ,  $FS_{L,num}$  και  $FS_{L,num(2)}$  για την ενδεικτική ανάλυση με  $H = 6\text{m}$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $a_{max} = 0.10, 0.12, 0.14, 0.16\text{ g}$ ,  $T = 0.3\text{ sec}$ ,  $M_w = 7.5$  για τη βαθμονόμηση «VELACS». Ακολουθούν -στην ίδια λογική με τα αποτελέσματα για βαθμονόμηση «DeAlba»- στα **Σχήματα 6.4 και 6.5** οι συγκρίσεις για το σύνολο των αναλύσεων.



**Σχήμα 6.4:** Διαγράμματα συντελεστών ασφαλείας  $FS_{L,emp}$ ,  $FS_{L,num}$ ,  $FS_{L,num(2)}$  συναρτήσει του βάθους για την ενδεικτική ανάλυση με  $H = 6m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.3 \text{ sec}$ ,  $a_{max} = 0.10, 0.12, 0.14, 0.16 \text{ g}$ , βαθμονόμηση «VELACS» και σεισμό σχεδιασμού  $M_w 7.5$ .



**Σχήμα 6.5:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num(2)}$ ) συντελεστή ασφαλείας για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις της βαθμονόμησης «VELACS».

Από τα παραπάνω παρατηρείται ότι:

- (i) Οι δύο εναλλακτικές προσεγγίσεις του  $FS_{L,num}$  δίνουν πολύ διαφορετικά αποτελέσματα αφού  $b_{DSS} \gg b$  και μάλιστα καλύτερη σύγκριση δίνει το  $b$  εδαφικής στήλης (το οποίο λαμβάνει μικρότερες τιμές, πιο κοντά στο εύρος τιμών  $b$  των φυσικών εδαφών).

- (ii) Ο λόγος των δύο συντελεστών λαμβάνει πολύ μεγαλύτερες τιμές με  $FS_{L,emp} / FS_{L,num(2)} = 1.5 \div 5.0$  και σε κάποιες μεμονωμένες περιπτώσεις αγγίζει μέχρι και την τιμή 9.

Τελικά, τα αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων «VELACS» δεν μπορούν να θεωρηθούν συμβατά με την συνήθη εμπειρική μεθοδολογία και δεν θα αποτελέσουν αντικείμενο της ακόλουθης διερεύνησης.

### 6.2.2 Εκτίμηση του CSR ως μέσου όρου των 6 πρώτων κύκλων φόρτισης

#### Εκτίμηση του εμπειρικού συντελεστή ασφαλείας

Προκειμένου να βελτιωθεί η συμβατότητα των δύο συντελεστών ασφαλείας το μέσο CSR επιχειρείται να υπολογιστεί μόνο από τους πρώτους κύκλους φόρτισης, όπου το πλάτος της διατμητικής τάσης διατηρείται σχετικά σταθερό. Συγκεκριμένα επιλέγεται να ληφθούν υπόψη οι **πρώτοι 6 κύκλοι φόρτισης** στην εκτίμηση του νέου μέσου CSR για δύο κυρίως λόγους. Πρώτον, όλα τα «πλατό» εμφανίζονται για  $N \geq 6$  και δεύτερον όλες οι περιπτώσεις χωρίς «πλατό» έχουν  $N_L \leq 6$ . Δεδομένου, μάλιστα, ότι στη συμβατική μεθοδολογία των Youd et al. (2001) η εκτίμηση του συντελεστή σεισμικών δράσεων CSR σε δεδομένο βάθος βασίζεται στην τιμή της επιτάχυνσης μη-ρευστοποιημένου πεδίου  $a_{max}$  η συγκεκριμένη προσέγγιση βρίσκεται πιο κοντά στην αρχική μεθοδολογία εφόσον στους 6 πρώτους κύκλους το πλάτος της διατμητικής τάσης δεν έχει μειωθεί δραματικά και συνεπώς μπορεί να θεωρηθεί ότι δεν έχει επέλθει πλήρης ρευστοποίηση.

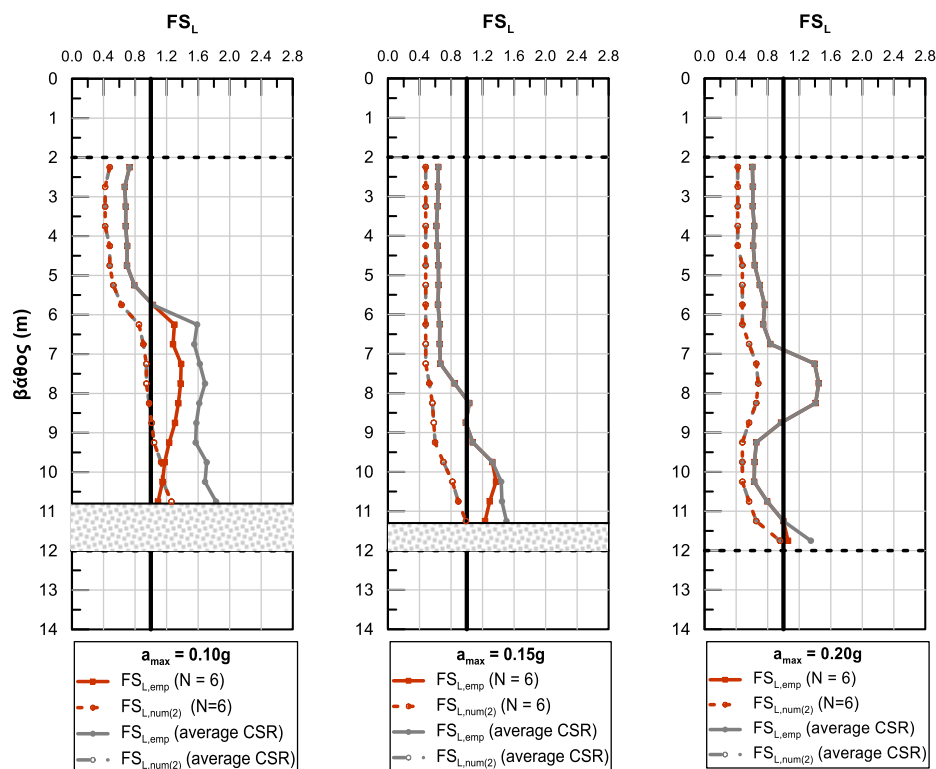
#### Εκτίμηση του «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας

Η εκτίμηση του «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας ακολουθεί την ίδια διαδικασία, αφού δεν αλλάζει ο θεωρούμενος αριθμός κύκλων ρευστοποίησης  $N_L$ .

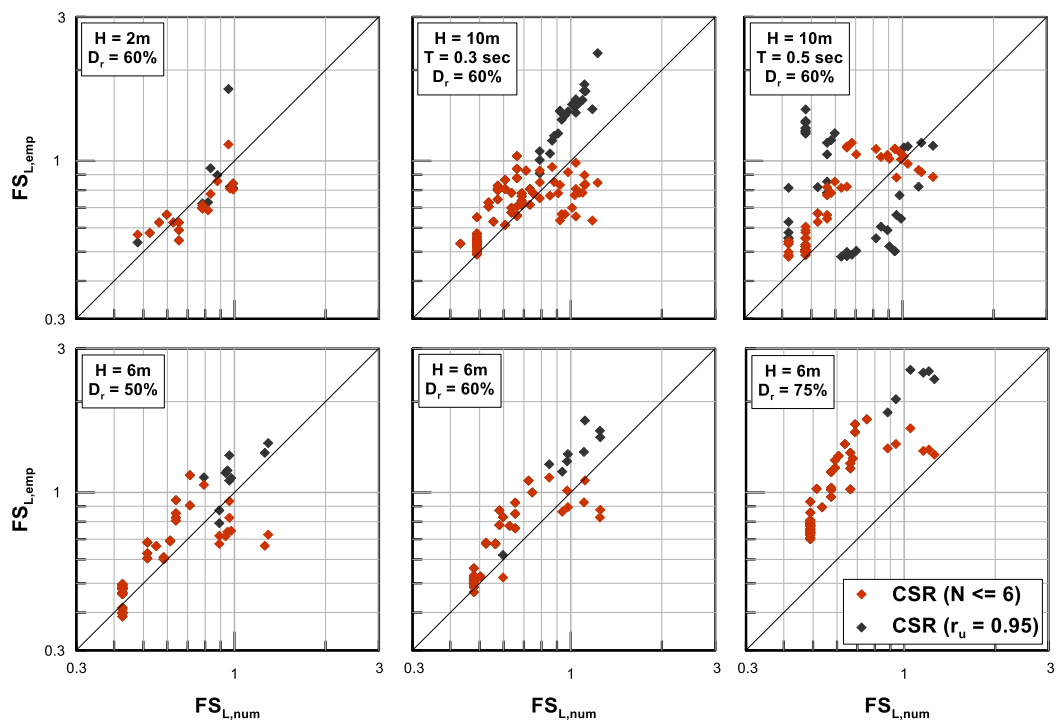
#### Σύγκριση των συντελεστών ασφαλείας $FS_{L,emp}$ και $FS_{L,num}$

Στο **Σχήμα 6.6** παρουσιάζεται η ενδεικτική ανάλυση των 10 μέτρων, όπου είναι εμφανής η αρχική (με γκρι χρώμα) και η εναλλακτική (με κόκκινο χρώμα) προσέγγιση του CSR. Οι διαφορές είναι εμφανείς στην επιτάχυνση 0.10g όπου όλα τα στοιχεία με  $z > 6m$  παρουσίαζαν «πλατό» και ο νέος  $FS_{L,emp}$  λαμβάνει σαφώς μικρότερες τιμές που βρίσκονται πολύ πιο κοντά στις τιμές του  $FS_{L,num}$ . Ακολουθούν τα συνολικά διαγράμματα στα οποία φαίνεται η βελτίωση σε σχέση με την προηγούμενη προσέγγιση στις περιπτώσεις που παρουσίαζαν πολύ μεγάλο  $FS_{L,emp}$  (**Σχήματα 6.7 και 6.8**).

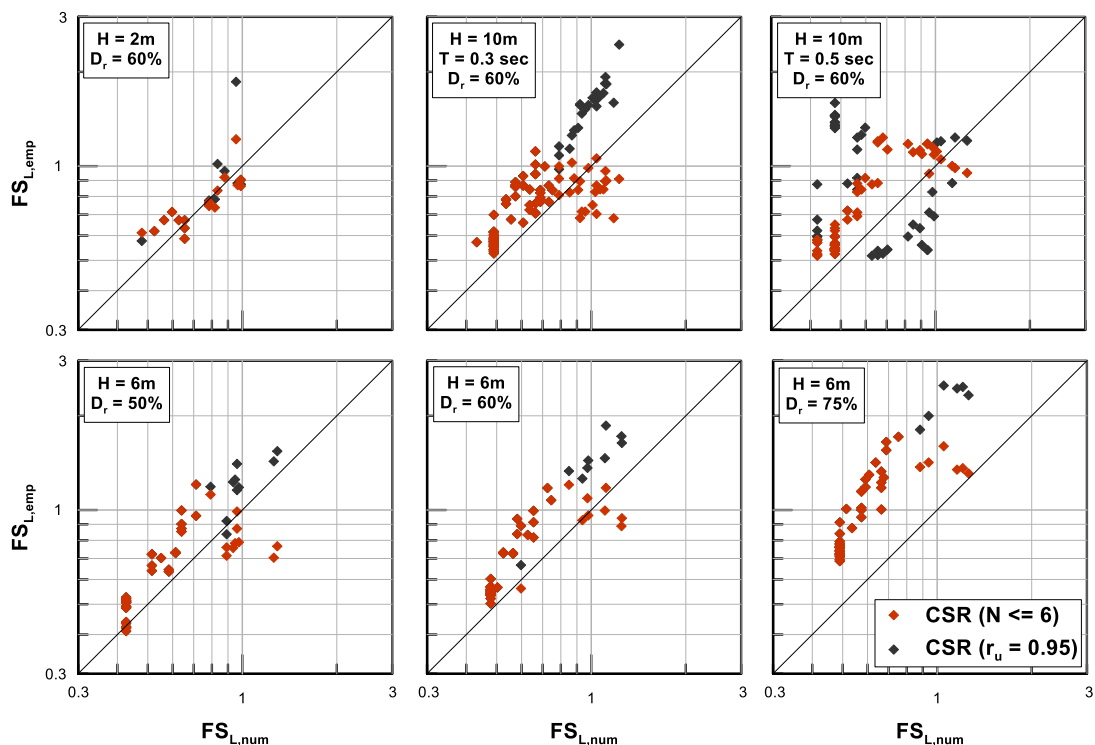




**Σχήμα 6.6:** Διαγράμματα συντελεστών ασφαλείας  $FS_{L,emp}$ ,  $FS_{L,num}$  συναρτήσει του βάθους για την ενδεικτική ανάλυση με  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.5sec$ ,  $a_{max} = 0.10, 0.15, 0.20 g$ , βαθμονόμηση «DeAlba» και σεισμό σχεδιασμού  $M_w 7.5$  σύμφωνα με τη θεώρηση  $r_u = 0.95$  και  $N \leq 6$ .



**Σχήμα 6.7:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις (σύμφωνα με τη θεώρηση  $r_u = 0.95$  και  $N \leq 6$ ).



**Σχήμα 6.8:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης καμπύλης αντοχής  $CRR - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις (σύμφωνα με τη θεώρηση  $r_u = 0.95$  και  $N \leq 6$ ).

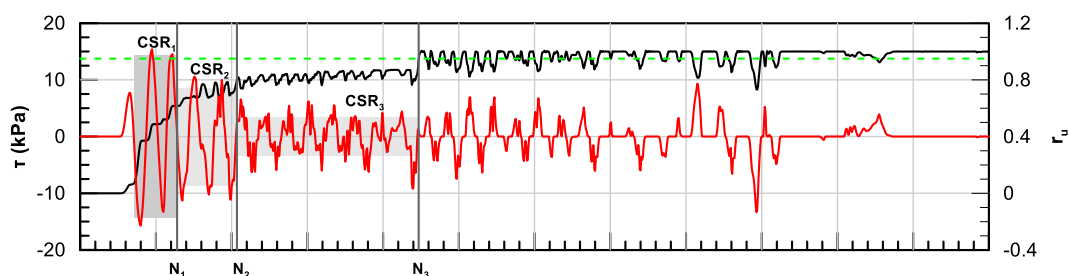
Από τα προηγούμενα διαγράμματα φαίνεται ότι:

- (i) Εξακολουθεί να υπάρχει συστηματική απόκλιση των δύο συντελεστών και συγκεκριμένα στην πλειοψηφία των περιπτώσεων ισχύει  $FS_{L,emp} > FS_{L,num}$ .
- (ii) Οι δύο προτεινόμενες τροποποιήσεις δίνουν σχεδόν ταυτόσημα αποτελέσματα ενώ αδυνατούν να διορθώσουν τις μεγάλες αποκλίσεις για σχετική πυκνότητα  $D_r = 75\%$ .

Τα παραπάνω μας οδηγούν σε αναζήτηση και τρίτου εναλλακτικού τρόπου εκτίμησης του συντελεστή σεισμικών δράσεων CSR προκειμένου να βελτιωθεί η συμβατότητα των δύο συντελεστών.

### 6.2.3 Αναγωγή ανομοιόμορφης φόρτισης σε ομοιόμορφη

Ο συμβατικός υπολογισμός του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης σύμφωνα με τη μεθοδολογία των Youd et al. (2001) περιλαμβάνει ως γνωστόν την εκτίμηση μιας «ενεργού» τιμής της διατμητικής τάσης CSR *πριν την εκδήλωση της ρευστοποίησης*. Υπενθυμίζεται ότι στις αριθμητικές αναλύσεις εδαφικής στήλης του Κεφαλαίου 4 αναπτύσσονται από τα πρώτα στάδια της φόρτισης μεγάλες υπερπίεσεις πόρων ( $r_u > 0.5$ ) ενώ ταυτόχρονα παρατηρείται έντονη απομείωση του πλάτους διατμητικής τάσης (Σχήμα 6.9). Αυτό σημαίνει ότι τα όρια  $r_u = 0.95$  ή  $N = 6$  που υιοθετήθηκαν για τον υπολογισμό του μέσου CSR δεν ανταποκρίνονται στις συνθήκες μη-ρευστοποίησης που απαιτεί η αρχική μεθοδολογία. Δεδομένου μάλιστα και της αστοχίας αυτών των προσεγγίσεων ως προς τη σύγκλιση των συντελεστών ασφαλείας, προκύπτει και πάλι ανάγκη επανεξέτασης του τρόπου υπολογισμού του CSR. Συγκεκριμένα, αναζητείται ένας τρόπος ώστε να προσδιοριστεί το μέσο – ομοιόμορφο πλάτος διατμητικής τάσης πριν την εκδήλωση της ρευστοποίησης της στήλης καθώς και ο αντίστοιχος αριθμός κύκλων ρευστοποίησης  $N_L$  υπό το εν λόγω ομοιόμορφο πλάτος.



**Σχήμα 6.9:** Ενδεικτική μορφή της χρονοϊστορίας διατμητικής τάσης και υπερπίεσης πόρων σε αριθμητικές αναλύσεις εδαφικής στήλης όπου φαίνονται τα τμήματα σταθερού πλάτους διατμητικής τάσης ( $CSR_i, N_{Li}$ ).

Για το σκοπό αυτό, χρησιμοποιήθηκε η μεθοδολογία που έχει προταθεί από τους Idriss and Boulanger (2008) σύμφωνα με την οποία ανομοιόμορφες χρονοϊστορίες μπορούν να μετατραπούν σε ισοδύναμες ομοιόμορφες φορτίσεις.

Υπενθυμίζεται ότι κάθε καμπύλη ρευστοποίησης περιγράφεται από μία εξίσωση δύναμης της μορφής:

$$CSR = aN_L^{-b} \quad (6.2)$$

Σύμφωνα με τους Idriss and Boulanger (2008) το αποτέλεσμα που προκύπτει από έναν κύκλο φόρτισης με πλάτος  $CSR_2$  είναι ισοδύναμο με το αποτέλεσμα  $N_1$  κύκλων πλάτους

$CSR_1$ , αν ο λόγος των κύκλων αυτών είναι ίσος με τον λόγο των απαιτούμενων κύκλων ρευστοποίησης για τα αντίστοιχα πλάτη διατμητικής τάσης, δηλαδή:

$$\frac{N_1}{1cycle} = \frac{N_{L1}}{N_{L2}} = \left( \frac{CSR_2}{CSR_1} \right)^{1/b} \quad (6.3)$$

Για παράδειγμα έστω ότι ένα εδαφικό κορεσμένο δοκίμιο άμμου που υποβάλλεται σε σταθερή διατμητική τάση  $CSR_1 = 0.30$  χρειάζεται  $N_{L1} = 40$  κύκλους για να ρευστοποιηθεί ενώ αν υποβάλλεται σε  $CSR_2 = 0.45$  απαιτούνται  $N_{L2} = 10$  κύκλοι. Έστω τώρα ότι έχουμε μία ανομοιόμορφη χρονοϊστορία αποτελούμενη από ένα κύκλο με  $CSR_1$  και ένα κύκλο με  $CSR_2$ . Αυτή μπορεί να μετατραπεί σε μια ισοδύναμη ομοιόμορφη φόρτιση 1.25 κύκλων με  $CSR = 0.45$  (1 κύκλος + 10/40 κύκλοι) ή 5 κύκλων με  $CSR = 0.45$  (1 κύκλος + 40/10 κύκλοι).

Στη συνέχεια επανεξετάστηκαν όλες οι χρονοϊστορίες διατμητικών τάσεων που έχουν προκύψει από τις αναλύσεις εδαφικής στήλης και χωρίστηκαν σε χρονικά διαστήματα με πρακτικώς σταθερό πλάτος διατμητικής τάσης, όπως φαίνεται στο **Σχήμα 6.9**. Ως  $CSR$  «αναφοράς» επιλέχθηκε το  $CSR$  που προκύπτει από το πρώτο μέρος της φόρτισης εφόσον αυτό είναι πιο κοντά στις συνθήκες μη-ρευστοποίησης και διατηρώντας την αναλογία που περιγράφηκε παραπάνω προσδιορίστηκε ένας ισοδύναμος απαιτούμενος αριθμός κύκλων ρευστοποίησης  $N_{L,uniform}$  (σχέσεις (6.4) και (6.5)).

$$N_{L,uniform} = N_1 + \frac{N_{L1}}{N_{L2}} N_2 + \frac{N_{L1}}{N_{L3}} N_3 \quad (6.4)$$

$$N_{Li} = \left( \frac{CSR_i}{a} \right)^{-\frac{1}{b}} \quad (6.5)$$

Από το σύνολο των στοιχείων που παρουσίασαν ρευστοποίηση (σε όλες τις αναλύσεις του Κεφαλαίου 4) ποσοστό 64% χρειάστηκε να χωριστεί σε τμήματα ομοιόμορφης φόρτισης, από τα οποία το 84% αποτελείται από δύο τμήματα και το υπόλοιπο 16% από τρία. Επιπλέον, στις παραπάνω περιπτώσεις καταγράφηκε η τιμή του  $r_u$  στα σημεία αλλαγής του πλάτους διατμητικής τάσης. Η μετάβαση από  $CSR_1$  σε  $CSR_2$  συμβαίνει για τιμές  $r_u = 0.55 \div 0.65$  για την πλειοψηφία των περιπτώσεων. Αντίστοιχα η μετάβαση σε  $CSR_3$  γίνεται κυρίως σε  $r_u = 0.70 \div 0.80$ .

### Εκτίμηση του εμπειρικού συντελεστή ασφαλείας

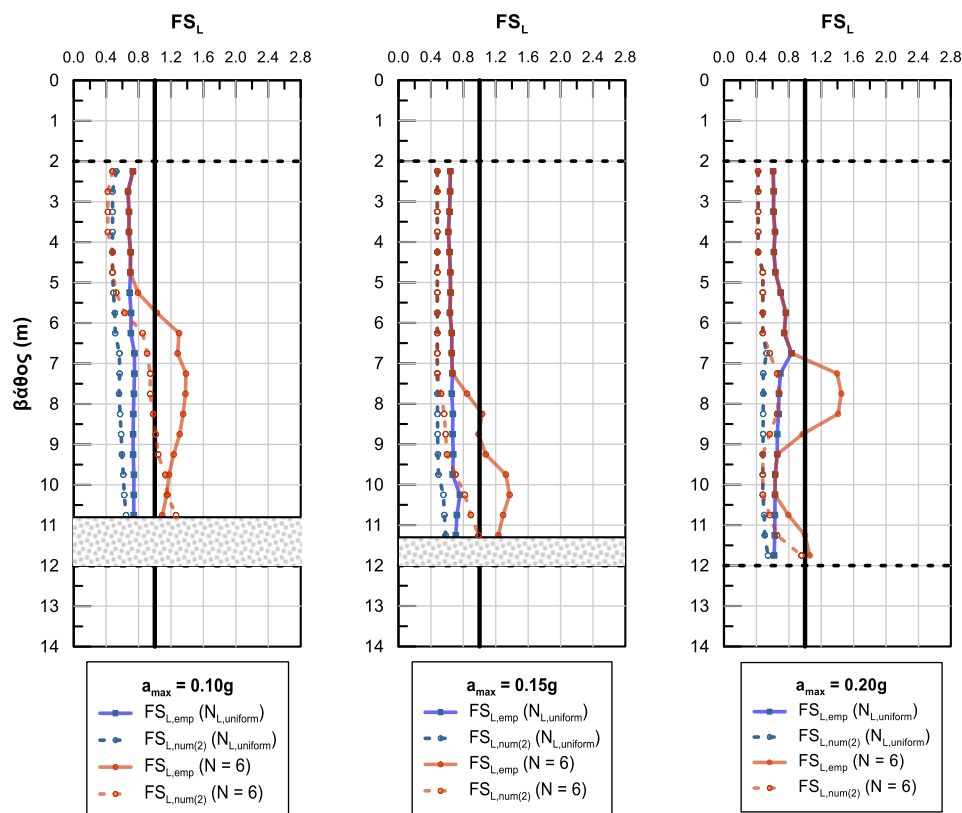
Για τον υπολογισμό του  $FS_{L,emp}$  λαμβάνεται ως συντελεστής σεισμικών δράσεων CSR το πρώτο σταθερό τμήμα της τάσης, ήτοι  $CSR_1$ .

### Εκτίμηση του «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας

Για τον υπολογισμό του  $FS_{L,num}$  χρησιμοποιείται ο λόγος ( $N_{L,uniform} / N_{EQ}$ ).

### Σύγκριση των συντελεστών ασφαλείας $FS_{L,emp}$ και $FS_{L,num}$

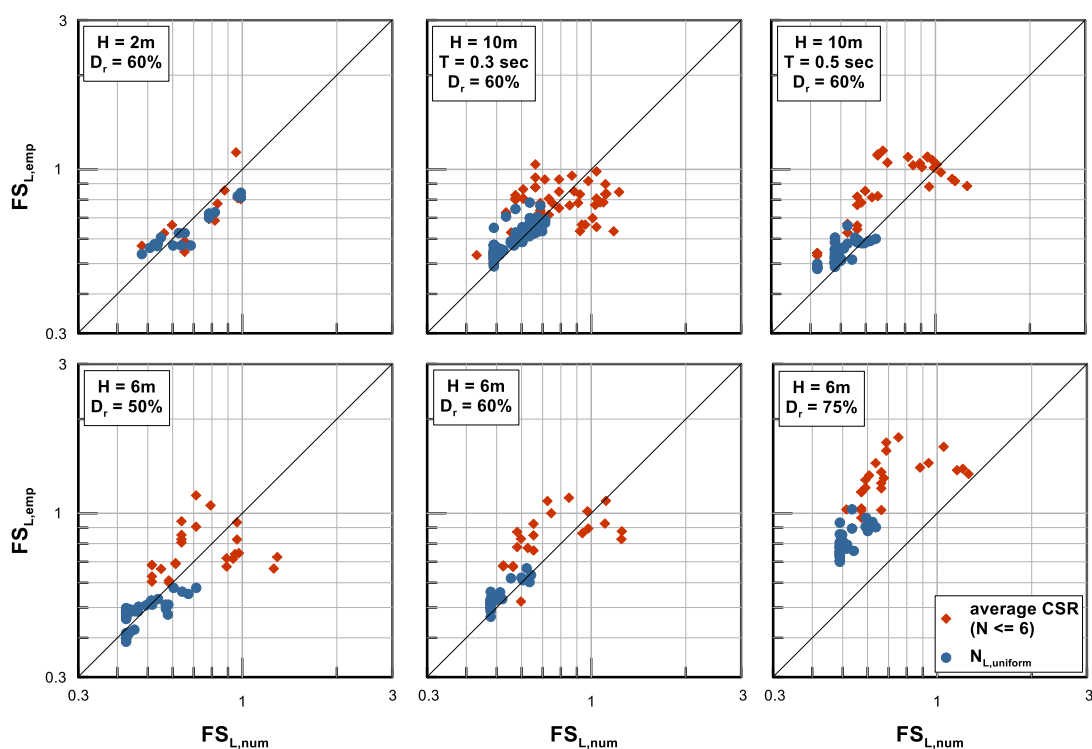
Στο **Σχήμα 6.10** παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της ανωτέρω θεώρησης (μπλε χρώμα) συναρτήσε του βάθους για την ενδεικτική περίπτωση των 10 μέτρων, στο οποίο φαίνονται και οι συντελεστές σύμφωνα με την προηγούμενη προσέγγιση του CSR ως μέσου όρου των έξι πρώτων κύκλων (κόκκινο χρώμα).



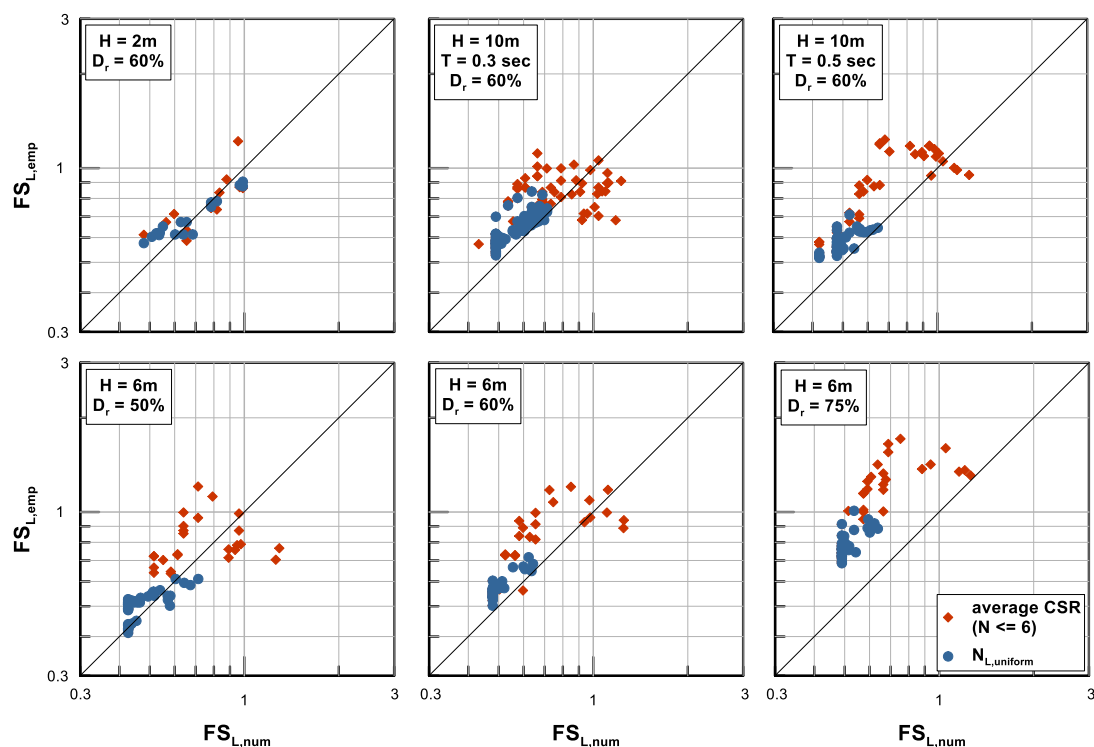
**Σχήμα 6.10:** Διαγράμματα συντελεστών ασφαλείας  $FS_{L,emp}$ ,  $FS_{L,num}$ ,  $FS_{L,num(2)}$  συναρτήσε του βάθους για την ενδεικτική ανάλυση με  $H = 10m$ ,  $D_r = 60\%$ ,  $T = 0.5sec$ ,  $a_{max} = 0.10, 0.15, 0.20 g$ , βαθμονόμηση «DeAlba» και σεισμό σχεδιασμού  $M_w 7.5$  σύμφωνα με τη θεώρηση  $N = 6$  και  $N_{L,uniform}$ .

Παρατηρείται ότι:

- (i) Τόσο ο  $FS_{L,emp}$  (λόγω αυξημένου  $CSR_1$ ) όσο και ο  $FS_{L,num}$  (λόγω μειωμένου αριθμού ισοδύναμων κύκλων ρευστοποίησης  $N_{L,uniform}$ ) λαμβάνουν μικρότερες τιμές συγκριτικά με την προηγούμενη προσέγγιση. Η συσχέτιση τους όμως είναι αρκετά καλύτερη, όπως θα φανεί και στα συνολικά διαγράμματα που ακολουθούν (Σχήματα 6.11 και 6.12).
- (ii) Επιπλέον, και οι δύο συντελεστές έχουν μια πιο σταθερή κατανομή με το βάθος, γεγονός που συμβαδίζει με την αρχική μεθοδολογία των Youd et al. (2001), στην οποία η κατανομή με το βάθος είναι εξίσου ήπια λόγω του συντελεστή  $r_d$ , ο οποίος λαμβάνει τιμές ελάχιστα μικρότερες από τη μονάδα.
- (iii) Συνολικά είναι εμφανής η βελτίωση των συγκρίσεων μετά την αναγωγή σε ομοιόμορφη φόρτιση και για τις δύο τροποποιήσεις της εμπειρικής μεθοδολογίας που έχουν προταθεί, εκτός ίσως από την σχετική πυκνότητα  $D_r = 75\%$ .



**Σχήμα 6.11:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις. (σύμφωνα με τη θεώρηση  $N = 6$  και  $N_{L,uniform}$ ).

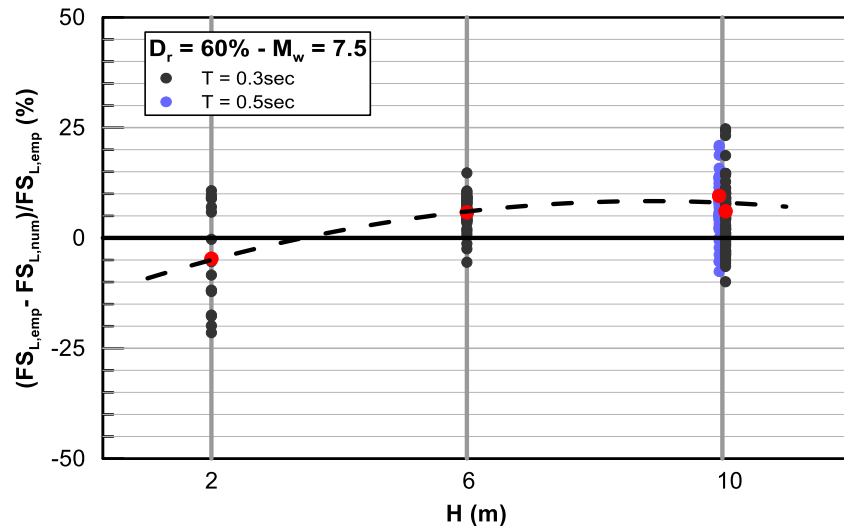


**Σχήμα 6.12:** Σύγκριση εμπειρικού ( $FS_{L,emp}$ ) και «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης καμπύλης αντοχής  $CRR - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  για όλες τις εξεταζόμενες περιπτώσεις (σύμφωνα με τη θεώρηση  $N = 6$  και  $N_{L,uniform}$ ).

### Παράμετροι που επιδρούν στη συσχέτιση των δύο συντελεστών ασφαλείας.

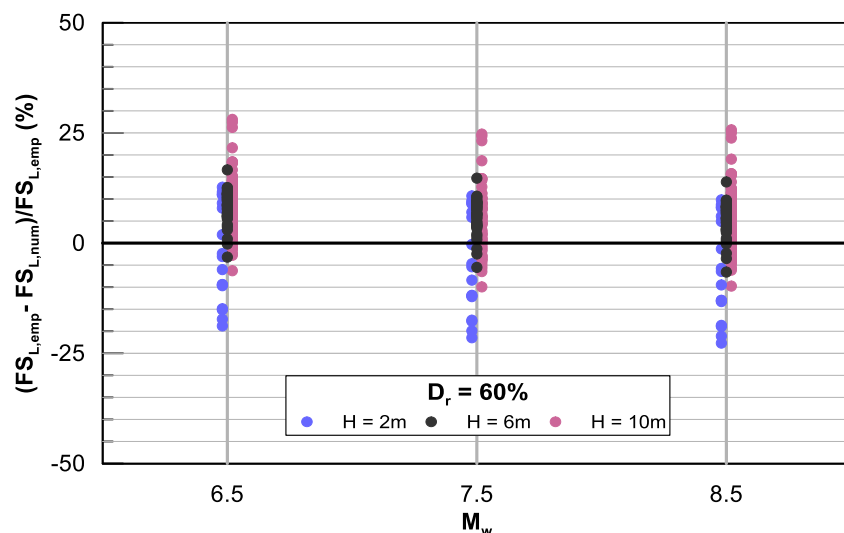
Στη συνέχεια επιχειρείται να γίνει ομαδοποίηση όλων των αποτελεσμάτων με τρόπο ώστε να διερευνηθεί η επίδραση διαφόρων παραγόντων (πάχος στρώσης  $H$ , σχετική πυκνότητα  $D_r$ , περίοδος διέγερσης  $T$  καθώς και μέγεθος «σεισμού σχεδιασμού»  $M_w$ ) στην απόκλιση του «αριθμητικού» από τον εμπειρικό συντελεστή. Όλες οι συγκρίσεις γίνονται με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  καθώς θεωρείται ότι από τις δύο τροποποιήσεις που εφαρμόστηκαν αυτή δίνει ελαφρώς καλύτερα αποτελέσματα σε σχέση με την διόρθωση της καμπύλης αντοχής για την περίπτωση της εδαφικής στήλης.

- Αρχικά, στο **Σχήμα 6.13** για σταθερή σχετική πυκνότητα  $D_r = 60\%$  και μέγεθος σεισμού  $M_w = 7.5$ , παρουσιάζεται το σχετικό λάθος των συντελεστών για πάχη ρευστοποιήσιμης στρώσης  $H = 2, 6$  και  $10$  m καθώς και για περίοδο επιβαλλόμενης διέγερσης  $T = 0.3$  και  $0.5$  sec (στην περίπτωση των  $10$  μέτρων). Με κόκκινο χρώμα φαίνεται ο μέσος όρος του σχετικού σφάλματος για κάθε περίπτωση και τελικά διαπιστώνεται πώς τόσο το πάχος  $H$  όσο και η περίοδος  $T$  δεν επιδρούν συστηματικά στα αποτελέσματα της σύγκρισης.



**Σχήμα 6.13:** Σχετικό σφάλμα του «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) ως προς τον εμπειρικό ( $FS_{L,emp}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$  και  $D_r = 60\%$  για διαφορετικά πάχη ρευστοποίησης στρώσης  $H = 2, 6$  και  $10$  m και δύο περιόδους επιβαλλόμενης διέγερσης  $T = 0.3$  και  $0.5$  sec.

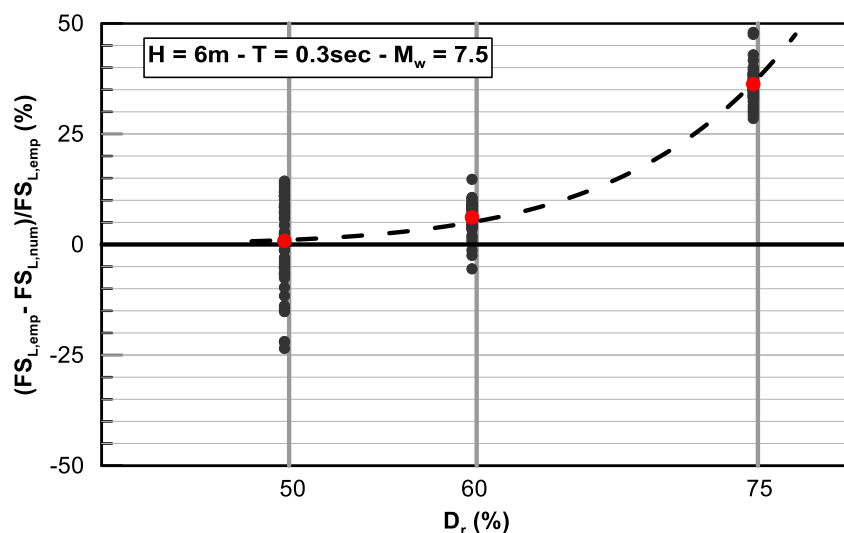
- Στο **Σχήμα 6.14** φαίνονται οι συγκρίσεις του σχετικού σφάλματος για μέγεθος «σεισμού σχεδιασμού»  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$  όπου με διαφορετικό χρώμα παρουσιάζονται τα τρία πάχη  $H$  που εξετάστηκαν. Επιβεβαιώνεται η μη - συστηματική επίδραση του πάχους  $H$  και επιπροσθέτως διαπιστώνεται ότι το μέγεθος σεισμού επιδρά αμελητέα και οι αποκλίσεις είναι πολύ μικρές για όλα τα  $H$  και  $M_w$ .



**Σχήμα 6.14:** Σχετικό σφάλμα του «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) ως προς τον εμπειρικό ( $FS_{L,emp}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για  $T = 0.3$  sec,  $D_r = 60\%$ , διαφορετικά πάχη ρευστοποίησης στρώσης  $H = 2, 6$  και  $10$  m και σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$ .



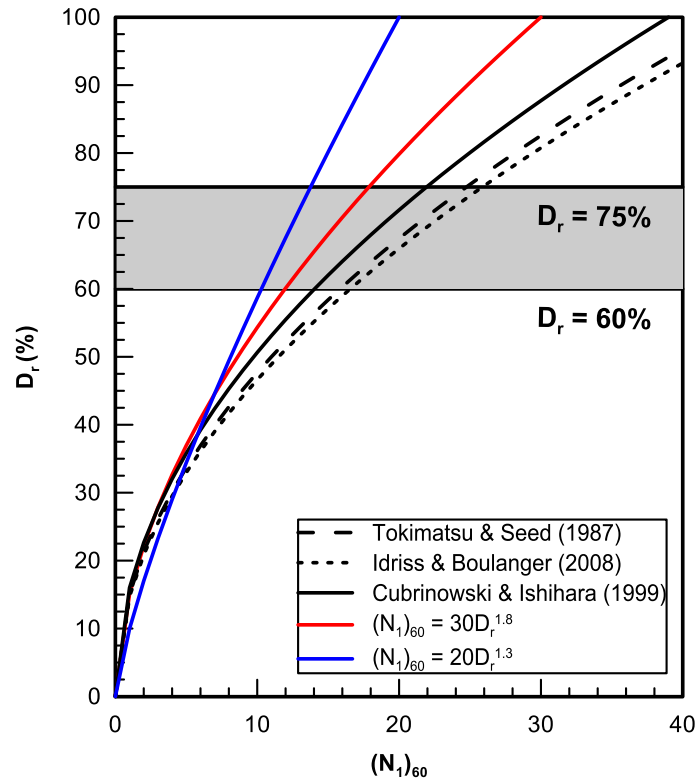
- Εν συνεχεία, στο **Σχήμα 6.15** παρουσιάζεται το σχετικό σφάλμα των δύο συντελεστών για σταθερό πάχος  $H = 6\text{ m}$  και διαφορετικές σχετικές πυκνότητες  $D_r = 50, 60$  και  $75\%$  και όπως φαίνεται από τους μέσους όρους των αποκλίσεων η επίδραση της σχετικής πυκνότητας είναι σημαντική με το σχετικό σφάλμα να αυξάνεται σημαντικά για  $D_r = 75\%$  (μέση τιμή  $36\%$ ).



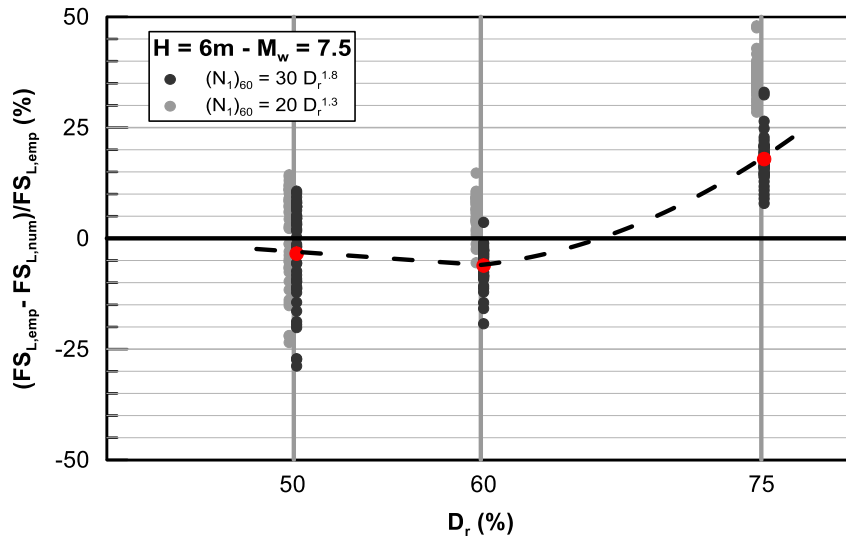
**Σχήμα 6.15:** Σχετικό σφάλμα του «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) ως προς τον εμπειρικό ( $FS_{L,emp}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$ ,  $H = 6\text{ m}$  και για διαφορετικές σχετικές πυκνότητες  $D_r = 50, 60$  και  $75\%$ .

- Η τροποποίηση της σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  η οποία προέκυψε από τη διερεύνηση σε επίπεδο εδαφικού στοιχείου δεν είναι επαρκής ώστε να διορθώσει τις αποκλίσεις σε μεγάλες σχετικές πυκνότητες στις αναλύσεις της στήλης. Επιχειρείται λοιπόν μία νέα τροποποίηση της σχέσης αυτής που δίνει χαμηλότερες τιμές κτύπων σε μεγάλες πυκνότητες. Η καμπύλη που προκύπτει από τη νέα σχέση (6.6) φαίνεται με μπλε χρώμα στο **Σχήμα 6.16** και βελτιώνει αισθητά τις συγκρίσεις όπως φαίνεται στο **Σχήμα 6.17** (μέση τιμή σφάλματος  $18\%$ ).

$$(N_1)_{60} = 20 \cdot D_r^{1.3} \quad (6.6)$$

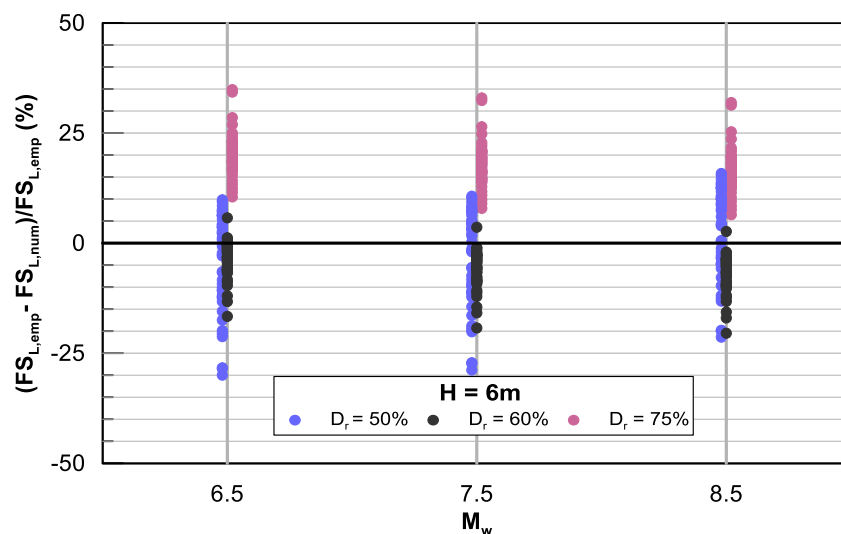


**Σχήμα 6.16:** Εμπειρικές σχέσεις  $D_r - (N_1)_{60}$  και τροποποιημένες σχέσεις που προτείνονται για την επίτευξη συμβατότητας μεταξύ των δύο συντελεστών ασφαλείας για εδαφικό στοιχείο και εδαφική στήλη.



**Σχήμα 6.17:** Σχετικό σφάλμα του «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) ως προς τον εμπειρικό ( $FS_{L,emp}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της **εκ νέου τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης**  $D_r - (N_1)_{60}$  για σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 7.5$ ,  $H = 6m$  και για διαφορετικές σχετικές πυκνότητες  $D_r = 50$ ,  $60$  και  $75\%$ .

- Τέλος, στο **Σχήμα 6.18** παρουσιάζονται τα αποτελέσματα των συγκρίσεων με χρήση της εκ νέου τροποποιημένης σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$  για διαφορετικά μεγέθη «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$  όπου με διαφορετικό χρώματα φαίνονται οι διαφορετικές σχετικές πυκνότητες  $D_r = 50, 60$  και  $75\%$ . Διαπιστώνεται ότι η επίδραση της σχετικής πυκνότητας έχει αμβλυνθεί σημαντικά και επαληθεύεται η προηγούμενη παρατήρηση για την αμελητέα επίδραση του  $M_w$ .



**Σχήμα 6.18:** Σχετικό σφάλμα του «αριθμητικού» ( $FS_{L,num}$ ) ως προς τον εμπειρικό ( $FS_{L,emp}$ ) συντελεστή ασφαλείας με χρήση της **εκ νέου τροποποιημένης εμπειρικής σχέσης  $D_r - (N_1)_{60}$**  για  $T = 0.3$  sec, πάχος ρευστοποιήσιμης στρώσης  $H = 6$  m, διαφορετικά  $D_r = 50, 60$  και  $75\%$  και σεισμό σχεδιασμού  $M_w = 6.5, 7.5$  και  $8.5$ .

### 6.3 Συμπεράσματα

Στο παρόν κεφάλαιο υπολογίστηκαν για όλες τις αναλύσεις εδαφικής στήλης δύο συντελεστές ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης, ο  $FS_{L,emp}$  που στηρίζεται στη συμβατική μεθοδολογία των Youd et al. (2001) και ο  $FS_{L,num}$  σύμφωνα με την εναλλακτική μεθοδολογία η οποία λαμβάνει υπόψη τις καμπύλες ρευστοποίησης που έχουν προσδιοριστεί. Από τη σύγκριση τους προκύπτουν τα ακόλουθα συμπεράσματα:

(α) Για τη βαθμονόμηση «VELACS» ο λόγος ( $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$ ) λαμβάνει τιμές κατά πολύ μεγαλύτερες της μονάδας (όπως ακριβώς και στην περίπτωση του εδαφικού στοιχείου). Οι δύο μεθοδολογίες υπολογισμού δεν θεωρούνται συμβατές για αυτή τη βαθμονόμηση και γενικά για εδαφικά υλικά με τα χαρακτηριστικά της άμμου NEVADA.

(β) Δεν παρατηρείται συστηματική επίδραση του βάθους ( $z$ ) και της μέγιστης οριζόντιας εδαφικής επιτάχυνσης ( $a_{max}$ ) ούτε στην τιμή των δύο συντελεστών ασφαλείας ούτε στον λόγο τους.

(γ) Αποκλίσεις των δύο συντελεστών και συγκεκριμένα αύξηση του λόγου τους μπορεί να προκύψει από τις αβεβαιότητες στην εκτίμηση του μέσου CSR. Τελικά, για τον υπολογισμό του CSR προτείνεται η μετατροπή της ανομοιόμορφης ιστορίας των αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων σε ισοδύναμη ομοιόμορφη (Idriss and Boulanger ,2008) με αναφορά στους πρώτους κύκλους φόρτισης. Σημειώνεται ότι η τροποποίηση αυτή συμβαδίζει με την λογική της εμπειρικής μεθοδολογίας, η οποία θεωρεί ότι ο υπολογισμός του CSR αναφέρεται σε συνθήκες μη – ρευστοποίησης.

(δ) Η τροποποίηση αυτή οδηγεί σε τιμές του «αριθμητικού» συντελεστή ασφαλείας οι οποίες παρουσιάζουν μικρή διακύμανση με το βάθος (παραμένουν σχεδόν σταθερές). Τα αποτελέσματα αυτά είναι συμβατά με την εμπειρική μεθοδολογία εκτίμησης του  $FS_L$  καθώς ο συντελεστής  $r_d$  που προσομοιώνει την επίδραση του βάθους στην μέγιστη αναπτυσσόμενη επιτάχυνση παρουσιάζει επίσης μικρή διακύμανση και λαμβάνει τιμές που τείνουν στη μονάδα.

(ε) Για μεγάλες σχετικές πυκνότητες ( $D_r = 75\%$ ) ο λόγος  $FS_{L,emp} / FS_{L,num}$  λαμβάνει τιμές αρκετά μεγαλύτερες της μονάδας ακόμα και μετά την εφαρμογή των τροποποιήσεων στις εμπειρικές συσχετίσεις  $[D_r - (N_1)_{60}]$  και  $[CRR - (N_1)_{60}]$ . Για το λόγο αυτό η εμπειρική σχέση  $D_r - (N_1)_{60}$  χρειάστηκε να τροποποιηθεί ακόμη πιο δραστικά:

$$(N_1)_{60} = 20 \cdot D_r^{1.3}$$

(ζ) Τέλος, το πάχος της ρευστοποιήσιμης στρώσης  $H$ , η περίοδος της επιβαλλόμενης διέγερσης  $T$  και το μέγεθος της «δόνησης σχεδιασμού»  $M_w$  δεν φαίνεται να έχουν συστηματική επίδραση στα αποτελέσματα των συγκρίσεων.



# Κεφάλαιο 7

## Τελικά Συμπεράσματα - Προτάσεις

---

### 7.1 Τελικά Συμπεράσματα

Στην παρούσα διπλωματική εργασία ερευνάται η σεισμική απόκριση πραγματικών εδαφών και επανεξετάζεται ο τρόπος υπολογισμού του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης. Τέθηκαν αρχικά ως αντικείμενο έρευνας οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν τόσο από εργαστηριακά αποτελέσματα αμμωδών δοκιμών όσο και από αποτελέσματα αριθμητικών αναλύσεων με χρήση του καταστατικού προσομοιώματος NTUA – Sand (εξετάστηκε η περίπτωση του εδαφικού στοιχείου και της εδαφικής στήλης - συστήματος). Ακολούθως, έγινε εκτίμηση του συντελεστή ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης με τη συμβατική – εμπειρική μεθοδολογία των Youd et al. (2001) που στηρίζεται στα αποτελέσματα γεωτεχνικών δοκιμών, καθώς και με μία εναλλακτική μεθοδολογία που βασίζεται στη λεπτομερή γνώση της σεισμικής απόκρισης (χρονοϊστορίες αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων και υπερπιέσεων πόρων). Τελικώς, έγινε συγκριτική αξιολόγηση των δύο μεθοδολογιών και προέκυψε ότι:

- Για τυπικές άμμους (των οποίων οι καμπύλες ρευστοποίησης έχουν κλίση περί το  $b = 0.3 - 0.4$  και αντιστοιχούν κυρίως σε δοκιμές απλής διάτμησης και μεθόδους παρασκευής δοκιμών κοντά στην διαδικασία δημιουργίας φυσικών αποθέσεων ενώ αριθμητικά προσομοιώνονται από τη βαθμονόμηση «DeAlba» του καταστατικού προσομοιώματος NTUA – Sand) υπάρχει σύγκλιση των δύο συντελεστών ασφαλείας και, επομένως, συμβατότητα μεταξύ των δύο μεθοδολογιών για το εύρος των σχετικών πυκνοτήτων πρακτικού ενδιαφέροντος για τη ρευστοποίηση ( $D_r \leq 60\%$ ).
- Αντίθετα, σε περιπτώσεις άμμων που η καμπύλη ρευστοποίησης ξεφεύγει από το τυπικό εύρος τιμών, δεν υπάρχει συμβατότητα μεταξύ των δύο μεθοδολογιών υπολογισμού του συντελεστή ασφάλειας έναντι ρευστοποίησης.

- Η διόρθωση για το μέγεθος σεισμού που προτείνεται στην εμπειρική μεθοδολογία δεν συμβαδίζει με τις καμπύλες ρευστοποίησης των τυπικών άμμων και ως εκ τούτου χρίζει διόρθωσης.

Πιο αναλυτικά, στην παρούσα διπλωματική εργασία εξήχθησαν τα ακόλουθα γενικά συμπεράσματα:

#### **I. Για τις καμπύλες ρευστοποίησης [CSR-N<sub>L</sub>]**

**(α)** Οι καμπύλες ρευστοποίησης πραγματικών εδαφών μπορούν να προσομοιωθούν αναλυτικά με χρήση εξίσωσης δύναμης δύο παραμέτρων της μορφής **(Σχήμα 2.4)**:

$$CSR = a \cdot N_L^{-b}$$

**(β)** Όσον αφορά τους συντελεστές a,b της παραπάνω εξίσωσης, φαίνεται να εξαρτώνται μόνο από το είδος της δοκιμής και τη σχετική πυκνότητα του δοκιμίου. Για δοκιμές απλής διάτμησης, οι οποίες προσομοιώνουν πιστότερα τις συνθήκες δόνησης στη φύση, οι τιμές των συντελεστών κυμαίνονται σε εύρη  $a = 0.1 \div 0.5$  και  $b = 0.05 \div 0.45$  για σχετική πυκνότητα δοκιμίου  $D_r \leq 60\%$ . Για μεγαλύτερες σχετικές πυκνότητες οι τιμές των συντελεστών καθώς και η διασπορά στα πειραματικά αποτελέσματα αυξάνονται **(Σχήμα 2.15)**.

**(γ)** Οι τριαξονικές δοκιμές καταλήγουν σε καμπύλες με συντελεστές a, b με τιμές κατά 10 ÷ 20 % αυξημένες εν συγκρίσει με τις δοκιμές απλής διάτμησης **(Σχήμα 2.14)**.

**(δ)** Για τα αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων εδαφικού στοιχείου οι καμπύλες ρευστοποίησης στρέφουν τα κοίλα προς τα κάτω, αντίθετα με τα αντίστοιχα πειραματικά αποτελέσματα τα οποία παρουσιάζουν γραμμική (δι-λογαριθμική) μεταβολή ή στρέφουν τα κοίλα προς τα άνω **(Σχήμα 3.6)**.

**(ε)** Στο εύρος αριθμών κύκλων φόρτισης που αντιστοιχεί σε συνήθεις σεισμούς ( $N_L = 2 \div 30$ ) τόσο για εδαφικό στοιχείο όσο και για στήλη είναι κατάλληλη η δι-παραμετρική εξίσωση που περιγράφηκε παραπάνω για την προσέγγιση των καμπυλών ρευστοποίησης **(Σχήματα 3.7 και 3.8)**.

**(στ)** Ομοίως με τις εργαστηριακές δοκιμές, αύξηση της αντοχής έναντι ρευστοποίησης με αύξηση της σχετικής πυκνότητας  $D_r$  διαπιστώνεται και για τα αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων **(Σχήματα 3.7 και 3.8)**.

**(ζ)** Οι αριθμητικές αναλύσεις πραγματοποιήθηκαν για δύο βαθμονομήσεις του καταστατικού προσομοιώματος. Η πρώτη προσομοιώνει τα πειραματικά αποτελέσματα των Argimoli

et al. 1992 («VELACS») ενώ η δεύτερη τα πειραματικά αποτελέσματα των DeAlba et al. 1976 («DeAlba»). Μόνο οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν για τη δεύτερη βαθμονόμηση (για εδαφικό στοιχείο και στήλη) εντάσσονται μέσα στα προσδιορισμένα εύρη των συνήθων φυσικών εδαφών (**Σχήματα 3.9 και 3.10**).

**(η)** Για τη βαθμονόμηση «DeAlba» οι καμπύλες ρευστοποίησης που προκύπτουν για εδαφική στήλη έχουν ουσιαστικά ίδια κλίση (ίσο b) με τις καμπύλες εδαφικού στοιχείου και είναι ελαφρώς μετατοπισμένες παράλληλα προς τα κάτω (μικρότερο a) (**Σχήματα 4.14 και 4.15**).

## II. Για τη συσσώρευση υπερπίεσης πόρων

**(α)** Η μορφή της καμπύλης  $r_u - N/N_L$  που προκύπτει από τα πειραματικά αποτελέσματα παρουσιάζει διπλή καμπύλωση και είναι συμβατή για την πλειοψηφία των περιπτώσεων με την εξίσωση των Seed et al. (1976) (**Σχήματα 2.25 και 2.26**):

$$r_u = \frac{2}{\pi} \sin^{-1} \left[ \left( \frac{N_{EQ}}{N_L} \right)^{1/(2A)} \right]$$

**(β)** Για δοκιμές απλής διάτμησης, η ανωτέρω διερεύνηση καταλήγει σε προτεινόμενες τιμές του εκθέτη  $A = 0.7 \div 1.0$ , ενώ για τριαξονικές δοκιμές ο εκθέτης κυμαίνεται σε εύρος  $A = 1.2 \div 2.0$ .

**(γ)** Όσον αφορά στις αριθμητικές αναλύσεις, οι εκτιμώμενες τιμές του εκθέτη A, και για τις 2 βαθμονομήσεις, συμφωνούν με το αντίστοιχο εύρος πειραματικών τιμών του Κεφαλαίου 2, με τις τιμές «VELACS» ( $A = 1.0 \div 2.0$ ) να είναι λίγο μεγαλύτερες σε σχέση με αυτές για «DeAlba» ( $A = 0.7 \div 1.4$ ) (**Πίνακας 3.4**).

**(δ)** Στατιστική επεξεργασία των χρονοϊστοριών των αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων καθ' ύψος της εδαφικής στήλης καταλήγει στο συμπέρασμα ότι για το 65% των περιπτώσεων η πρώτη σημαντική μείωση του πλάτους της τάσης συμβαίνει για λόγο υπερπίεσης πόρων  $r_u = 0.55 \div 0.65$ . Από πρακτικής σκοπιάς, αυτό επιβεβαιώνει την παραδοχή ότι η ανάπτυξη υπερπίεσης πόρων γίνεται αισθητή και επιδρά στην σεισμική απόκριση του εδάφους για τιμές του  $r_u > 0.50$  περίπου.

## III. Για τους συντελεστές ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης ( $FS_{L,emp}$ και $FS_{L,num}$ )

**(α)** Η σύγκλιση των δύο συντελεστών είναι ικανοποιητική μόνο για τα αποτελέσματα «DeAlba» (τόσο για στοιχείο όσο και για στήλη) όπου η κλίση των αριθμητικά προσδιορι-



σθέντων καμπυλών ρευστοποίησης κυμαίνεται εντός του εύρους των φυσικών εδαφών ( $b = 0.3 \div 0.4$ ).

**(β)** Το ανωτέρω εύρος τιμών του συντελεστή  $b$  προσδιορίστηκε στο Κεφάλαιο 2 από την επεξεργασία αποτελεσμάτων δοκιμών απλής διάτμησης με δοκίμια άμμου που προετοιμάστηκαν με τις μεθόδους Air και Wet Pluviation καθώς και Moist Tamping. Κατ' επέκταση, η καλή σύμπτωση μεταξύ των δυο εκτιμήσεων του  $FS_L$  για αυτές τις τιμές του  $b$  υποδεικνύει ότι οι εν λόγω δοκιμές και μέθοδοι προετοιμασίας προσομοιώνουν πιστότερα τις συνθήκες στη φύση.

**(γ)** Η χρήση του συντελεστή MSF της μεθοδολογίας των Youd et al. (2001) δεν είναι συμβατή με το εύρος  $b$  της βαθμονόμησης «DeAlba» και προτείνεται η χρήση ενός νέου συντελεστή MSF, ο οποίος αντιστοιχεί σε καμπύλη ρευστοποίησης με εκθέτη  $b = 0.3 \div 0.4$ .

**(δ)** Για τη βαθμονόμηση «DeAlba» η συσχέτιση του «αριθμητικού» με τον εμπειρικό συντελεστή ασφαλείας είναι διαφορετική για  $D_r = 40 \div 60\%$  και για  $D_r = 75\%$  (**Σχήμα 5.7**).  
Ήτοι:

- Για  $D_r = 40 \div 60\%$ , ο λόγος  $FS_{L,emp}/FS_{L,num} = 1.1 \div 1.2$ .
- Για  $D_r = 75\%$ , ο λόγος  $FS_{L,emp}/FS_{L,num} = 1.4 \div 1.7$ .

**(ε)** Για μεγάλες σχετικές πυκνότητες ( $D_r = 75\%$ ) ο λόγος των δύο συντελεστών λαμβάνει τιμές αρκετά μεγαλύτερες της μονάδας. Η αιτία αναζητήθηκε στην αξιοπιστία των εμπειρικών συσχετίσεων  $[D_r - (N_1)_{60}]$  και  $[CRR - (N_1)_{60}]$  σε μεγάλες σχετικές πυκνότητες και μεγάλο αριθμό κτύπων SPT. Σημειώνεται επίσης ότι για μεγάλες σχετικές πυκνότητες υπάρχουν αβεβαιότητες ως προς τον πειραματικό προσδιορισμό των καμπυλών ρευστοποίησης φυσικών εδαφών (μεγάλη διακύμανση των συντελεστών  $a, b$ ).

**(στ)** Για την περίπτωση του εδαφικού στοιχείου προτείνονται δύο εναλλακτικές τροποποιήσεις της εμπειρικής μεθοδολογίας ώστε να επιτευχθεί σύγκλιση των δύο συντελεστών ασφαλείας:

- τροποποίηση της σχέσης υπολογισμού της σχετικής πυκνότητας (**Σχήμα 5.13**) σε:

$$(N_1)_{60} = 30 \cdot D_r^{1.8} \quad (\text{αντί για } (N_1)_{60} = 43 \cdot D_r^2)$$

- τροποποίησης της καμπύλης αντοχής έναντι ρευστοποίησης (**Σχήμα 5.15**) σε:

$$CRR_{M_w=7.5} = \exp \left( \frac{(N_1)_{60}}{50.85} + \left( \frac{(N_1)_{60}}{14.49} \right)^2 - \left( \frac{(N_1)_{60}}{15.73} \right)^3 + \left( \frac{(N_1)_{60}}{21.56} \right)^4 - 2.75 \right)$$

$$\left( \text{αντί για } CRR_{M_w=7.5} = \exp \left( \frac{(N_1)_{60}}{14.1} + \left( \frac{(N_1)_{60}}{126} \right)^2 - \left( \frac{(N_1)_{60}}{23.6} \right)^3 + \left( \frac{(N_1)_{60}}{25.4} \right)^4 - 2.8 \right) \right)$$

**(z)** Κατά την εξέταση της εδαφικής στήλης αποκλίσεις των δύο συντελεστών και συγκεκριμένα η αύξηση του λόγου τους ερμηνεύεται από τις αβεβαιότητες στην εκτίμηση του μέσου CSR. Τελικά, για τον υπολογισμό του CSR προτείνεται η μετατροπή της ανομοιόμορφης ιστορίας των αναπτυσσόμενων διατμητικών τάσεων σε ισοδύναμη ομοιόμορφη (Idriss and Boulanger, 2008) με αναφορά στους πρώτους κύκλους φόρτισης. Σημειώνεται ότι η τροποποίηση αυτή συμβαδίζει με την λογική της εμπειρικής μεθοδολογίας, η οποία θεωρεί ότι ο υπολογισμός του CSR αναφέρεται σε συνθήκες μη – ρευστοποίησης.

**(i)** Οι τροποποιήσεις που προτάθηκαν για την περίπτωση του εδαφικού στοιχείου ώστε να επιτευχθεί σύγκλιση των δύο συντελεστών σε μεγάλες σχετικές πυκνότητες  $D_r$  κρίνονται ως ανεπαρκείς στην περίπτωση της εδαφικής στήλης και ακολούθως προτείνεται μία εκ νέου τροποποίηση της εμπειρικής σχέσης  $[D_r - (N_1)_{60}]$  (**Σχήμα 6.16**):

$$(N_1)_{60} = 20 \cdot D_r^{1.3}$$

## 7.2 Προτάσεις για Μελλοντική Έρευνα

- i) Προτείνεται συστηματική εκτέλεση και επεξεργασία πειραμάτων ρευστοποίησης σε δοκίμια με δεδομένο – σταθερό  $e_{sk}$  για την πληρέστερη διερεύνηση της επίδρασης του ποσοστού ιλύος FC (%) στις καμπύλες ρευστοποίησης.
- ii) Μπορεί να διερευνηθεί η επίδραση των χονδρόκοκκων υλικών (αμμοχάλικα) στην καμπύλη ρευστοποίησης, μέσω της επεξεργασίας αντίστοιχων πειραμάτων.
- iii) Πραγματοποίηση αναλύσεων σεισμικής απόκρισης σε επίπεδο στήλης εδάφους, με χρήση διαφορετικών περιόδων επιβαλλόμενης διέγερσης μπορεί να εξασφαλίσει ότι η αναπτυσσόμενη τάση στις επιμέρους ζώνες θα είναι όσο το δυνατόν ομοιόμορφη. Με τον τρόπο αυτό, αίρεται η αβεβαιότητα στην εκτίμηση του μέσου CSR και θα μπορεί να διαπιστωθεί με μεγαλύτερη ακρίβεια η συμβατότητα στην σεισμική απόκριση εδαφικού στοιχείου και στήλης (μέσω της σύγκρισης των αντίστοιχων καμπυλών ρευστοποίησης).
- iv) Μέχρι στιγμής έχει γίνει σύγκριση των δύο συντελεστών ασφαλείας έναντι ρευστοποίησης για ομοιόμορφες – αρμονικές επιβαλλόμενες φορτίσεις. Η διερεύνηση αυτή θα πρέπει να επεκταθεί και σε πραγματικές (μη – αρμονικές) διεγέρσεις ώστε να διαπιστωθεί εάν υπάρχει σύγκλιση των δύο συντελεστών.
- v) Προτείνεται η πραγματοποίηση ισοδύναμων γραμμικών αναλύσεων τύπου SHAKE (ή εναλλακτικά η χρήση σχέσεων απομείωσης της σεισμικής κίνησης με την απόσταση για

διάφορα είδη εδαφών – attenuation relationships) ώστε να διερευνηθεί η τιμή του εμπειρικού  $FS_L$  που προκύπτει από τη μέγιστη αναπτυσσόμενη επιτάχυνση στην επιφάνεια του μη-ρευστοποιημένου εδάφους καθώς και η σύγκριση αυτού με τους συντελεστές ασφαλείας που προέκυψαν από τις αναλύσεις της παρούσας εργασίας.

## Βιβλιογραφία

---

- Andrianopoulos, K. I. (2006). "Numerical Modeling of Static and Dynamic Behavior of Elastoplastic Soils." PhD Thesis, Dept of Civil Engineering, NTUA, Athens.
- Andrianopoulos, K. I., Papadimitriou, A. G., and Bouckovalas, G. D. (2010). "Bounding surface plasticity model for the seismic liquefaction analysis of geotechnical structures." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Department of Geotechnical Engineering, School of Civil Engineering, National Technical University of Athens, Greece, 30(10), pp. 895–911.
- Arulmoli, K., Muraleetharan, K. K., Hossain, M. M., and Fruth, L. S. (1992). "VELACS: verification of liquefaction analyses by centrifuge studies; Laboratory Testing Program – Soil Data Report." *Research Report, The Earth. Technology Corporation*.
- Bouckovalas, G. D., and Papadimitriou, A. G. (2006). "Earthquake-induced liquefaction: new evidence and prospects." *5th Hellenic Conference on Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, May 2006, Xanthi, Greece*.
- Bouckovalas, G. D., Papadimitriou, A. G., Niarchos, D. G., and Tsiapas, Y. Z. (2011). "Sand fabric evolution effects on drain design for liquefaction mitigation." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 31(10), 1426–1439.
- Bouckovalas, G. D., Tsiapas, Y. Z., Chaloulos, Y. K., Loukidis, D., and Chatziharalambous, E. (2014). *THALIS-NTUA: Innovative Design of Bridge Piers on Liquefiable Soils with the Use of Natural Seismic Isolation – Work Package 4: Design spectra for liquefiable ground*.
- Carraro, J. A. H., Bandini, P., and Salgado, R. (2003). "Liquefaction Resistance of Clean and Nonplastic Silty Sands Based on Cone Penetration Resistance." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 129(11), 965–976.
- Chang, N. Y., Yeh, S. T., and Kaufman, L. P. (1982). "Liquefaction potential of clean and silty sands." *Proceedings of the Third International Earthquake Microzonation Conference*, 1017–1032.

- Cubrinovski, M., and Rees, S. (2008). "Effects of Fines on Undrained Behaviour of Sands." *Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics IV*, American Society of Civil Engineers, Reston, VA, 1–11.
- DeAlba, P., Seed, H. B., and Chan, C. K. (1976). "Sand Liquefaction in Large-Scale Simple Shear Tests." *ASCE J Geotech Eng Div*, 102(9), pp. 909–927.
- Díaz-Rodríguez, J. A., Antonio-Izarraras, V. M., Bandini, P., and López-Molina, J. A. (2008). "Cyclic strength of a natural liquefiable sand stabilized with colloidal silica grout." *Canadian Geotechnical Journal*, 45(10), 1345–1355.
- Georgiannou (2006, 2014) από προσωπική επικοινωνία
- Hamada, M. (1999). "Similitude law for liquefied-ground flow." *7th U.S.-Japan Workshop on Earthquake Resistant Design of Lifeline Facilities and Countermeasures Against Soil Liquefaction*, Seattle, WA, August 15-17, pp. 191–205.
- Hazirbaba, K. (2005). "Pore pressure generation characteristics of sands and silty sands: A strain approach." *Pore pressure generation characteristics of sands and silty sands: A strain approach*.
- Iai, S., and Koizumi, K. (1986). "Estimation of earthquake induced excess pore pressure for gravel drains." *Proceedings of the 7th Japan Earthquake Symposium*, 679–684.
- Idriss, M. I., and Boulanger, R. W. (2008). *Soil Liquefaction During Earthquakes*. Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, California, USA, 262.
- Ishihara, K. (1995). "Effects of at-depth liquefaction on embeded foundations." *Proceedings of the 11th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*.
- Ishihara, K. (1996). *Soil Behaviour in Earthquake Geotechnics*.
- Ishihara, K., and Yoshimine, M. (1992). "Evaluation of settlements in sand deposits following liquefaction during earthquakes." *Soils and Foundations*, 32(1), 173–188.
- Karamitros, D. K. (2010). "Development of a Numerical Algorithm for The Dynamic Elastoplastic Analysis of Geotechnical Structures in Two and Three Dimensions." PhD Thesis, Dept of Civil Engineering, NTUA, Athens.
- Karamitros, D. K., Bouckovalas, G. D., Chaloulos, Y. K., and Andrianopoulos, K. I. (2013). "Numerical analysis of liquefaction-induced bearing capacity degradation of shallow foundations on a two-layered soil profile." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 44(0), 90–101.
- Koester, J. P. (1994). "Influence of fines type and content on cyclic strength." *Geotechnical Special Publication*, ASCE, (44), 17–33.
- Kramer, S. L. (1996). *Geotechnical Earthquake Engineering*. 653.

- Kramer, S. L., Hartvigsen, A. J., Sideras, S. S., and Ozener, P. T. (2011). "Site response modeling in liquefiable soil deposits." *4th IASPEI / IAEE International Symposium: Effects of Surface Geology on Strong Ground Motion*.
- LaVielle, T. H. (2009). "Liquefaction Susceptibility of Uncemented Calcareous Sands From Puerto Rico by Cyclic Triaxial Testing."
- Miwa, S., and Ikeda, T. (2006). "Shear modulus and strain of liquefied ground and their application to evaluation of the response of foundation structures." *Structural Engineering/Earthquake Engineering*, 23(1), 167s–179s.
- Mulilis, J. P., Seed, H. B., Chan, C. K., Mitchell, J. K., and Arulanandan, K. (1977). "Effects of Sample Preparation on Sand Liquefaction." *ASCE J Geotech Eng Div*.
- Naesgaard, E., Byrne, P. M., and Ven Huizen, G. (1998). "Behaviour of light structures founded on soil 'crust' over liquefied ground." *Geotechnical Special Publication*, 75, 422–433.
- Nagase, H., Hiro-oka, A., and Kuriya, Y. (1999). "A study on liquefaction strength characteristics of sand mixed with gravel." *Earthquake geotechnical engineering. Proceedings of the 2nd international conference on earthquake geotechnical engineering, Lisbon, June 1999. (3 vols.)*, A.A.Balkema, 573–578.
- Papadimitriou, A. G., and Bouckovalas, G. D. (2002a). "Plasticity model for sand under small and large cyclic strains: A multiaxial formulation." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Department of Geotechnical Engineering, Faculty of Civil Engineering, National Technical University of Athens, 42 Patission Street, 10682 Athens, Greece, 22(3), pp. 191–204.
- Papadimitriou, A. G., and Bouckovalas, G. D. (2002b). "Plasticity model for sand under small and large cyclic strains: A multiaxial formulation." *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, Department of Geotechnical Engineering, Faculty of Civil Engineering, National Technical University of Athens, 42 Patission Street, 10682 Athens, Greece, 22(3), pp. 191–204.
- PHRI. (1997). *Handbook on liquefaction remediation of reclaimed land*. Port and Harbour Research Institute, Japan, A.A. Balkema.
- Polito, C. P., and Martin II, J. R. (2001). "Effects of nonplastic fines on the liquefaction resistance of sands." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(5), 408–415.
- Polito, C. P., and Martin II, J. R. (2001). "Effects of Nonplastic Fines on the Liquefaction Resistance of Sands." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(5), 408–415.
- Sandoval, E. A., and Pando, M. A. (2012). "Experimental assessment of the liquefaction resistance of calcareous biogenous sands." *Earth Sciences Research Journal*, 16(1), 55–63.

- Seed, H. B. (1983). "Earthquake-resistant design of earth dams." *Proceedings of Symposium Seismic Design of Embankments and Caverns; Philadelphia, PA, USA*, ASCE, 41–64.
- Seed, H. B., and Idriss, I. M. (1982). "Ground motions and soil liquefaction during earthquakes." *Ground Motions and Soil Liquefaction during Earthquakes*.
- Seed, H. B., and Idriss, M. I. (1971). "Simplified Procedure for Evaluating Soil Liquefaction Potential." *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 97(9), 1249–1273.
- Seed, H. B., Martin, P. P., and Lysmer, J. (1976). *Pore-water pressure changes during soil liquefaction. ASCE J Geotech Eng Div*, 323–346.
- Seed, R. B., and Harder, L. F. (1990). "SPT-based Analysis of Cyclic Pore Pressure Generation and Undrained Residual Strength." *H. Bolton Seed Memorial Symposium*, University of Berkeley, California, pp. 351–376.
- Stark, T. D., and Mesri, G. (1992). "Undrained shear strength of liquefied sands for stability analysis." *Journal of geotechnical engineering*, 118(11), 1727–1747.
- Tanizawa, F., Iwasaki, K., Zhou, S., and Tatsuoka, F. (1988). "Evaluation of Liquefaction Strength of Sand by using Cone Penetration Test." *Proc. of the Ninth World Conference on Earthquake Engineering, Vol.3*, 201–206.
- Tatsuoka, F., Ochi, K., Fujii, S., and Okamoto, M. (1986). "Cyclic Undrained Triaxial and Torsional Shear Strength of Sands for Different Sample Preparation Methods." *Soils and Foundations*, 26(3), 23–41.
- Tokimatsu, K., and Seed, H. B. (1987). "Evaluation of Settlement in Sands due to Earthquake Shaking." *Journal of geotechnical engineering*, Tokyo Inst of Technology, Tokyo, Jpn, Tokyo Inst of Technology, Tokyo, Jpn, 113(8), pp. 861–878.
- Tokimatsu, K., and Yoshimi, Y. (1983). *Empirical correlation of soil liquefaction based on SPT N-value and fines content. Soils and Foundations*, 56–74.
- Troncoso, J. H., and Verdugo, R. (1985). "Silt content and dynamic behavior of tailing sands." *Proceedings of the 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 1311–1314.
- Vucetic, M., and Dobry, R. (1991). "Effect of soil plasticity on cyclic response." *Journal of geotechnical engineering*.
- Wu, J., Seed, R. B., and Pestana, J. M. (2003). "Liquefaction triggering and post liquefaction deformations of Monterey 0/30 sand under uni-directional cyclic simple shear loading." *Geotechnical Engineering Research Rep. No. UCB/GE-2003/01*.
- Youd, T., Idriss, I., Andrus, R., Arango, I., Castro, G., Christian, J., Dobry, R., Finn, W., Harder, L., Hynes, M., Ishihara, K., Koester, J., Liao, S., Marcuson, W., Martin, G., Mitchell, J., Moriwaki, Y., Power, M., Robertson, P., Seed, R., and Stokoe, K. (2001). "Liquefaction Resistance of Soils: Summary Report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF Workshops on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils." *Journal of Geotechnical*

*and Geoenvironmental Engineering*, American Society of Civil Engineers, 127(10), 817–833.

Youd, T. L., and Carter, B. L. (2005). "Influence of Soil Softening and Liquefaction on Spectral Acceleration." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 131(7), 811–825.

Youd, T. L., Hansen, C. M., and Bartlett, S. F. (2002). "Revised multilinear regression equations for prediction of lateral spread displacement." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Civil Engineering Dept., Brigham Young Univ., Provo, UT 84602-4081, United States, 128(12), pp. 1007–1017.

Youd, T. L., Idriss, I. M., Andrus, R. D., Arango, I., Castro, G., Christian, J. T., Dobry, R., Finn, W. D. L., Harder, L. F., Hynes, M. E., Ishihara, K., Koester, J. P., Liao, S. S. C., Marcuson, W. F., Martin, G. R., Mitchell, J. K., Moriwaki, Y., Power, M. S., Robertson, P. K., Seed, R. B., and Stokoe, K. H. (2001). "Liquefaction Resistance of Soils: Summary Report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF Workshops on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(10), 817–833.

Zhou, Y.-G., and Chen, Y.-M. (2007). "Laboratory Investigation on Assessing Liquefaction Resistance of Sandy Soils by Shear Wave Velocity." *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 133(8), 959–972.





# Παράρτημα A

## Πειραματικές καμπύλες ρευστοποίησης

Πίνακας A.1 Πειραματικά δεδομένα και συντελεστές a,b καμπύλης ρευστοποίησης.

#	Ερευνητής	Τύπος άμμου	Ποσοστό λύος %	Είδος δοκιμής	Μέθοδος παρασκευής δοκιμίου	$\sigma'_{vo}$	Dr %	a	b
1	Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo		TX	MT	100	27	0.333	0.328
1	Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo		TX	MT	100	45	0.417	0.316
1	Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo		TX	MT	100	64	0.870	0.311
1	Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo		TX	MT	200	65	-	-
1	Sandoval and Pando (2012)	Cabo Rojo		TX	MT	200	82	0.514	0.167
2a	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	0	TX	SD	100	40	0.252	0.203
2a	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	0	TX	SD	100	67	0.458	0.172
2a	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	0	TX	SD	100	77	0.773	0.270
2a	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	0	TX	SD	100	82	1.101	0.325
2b	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	5	TX	SD	100	31	0.297	0.112
2b	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	5	TX	SD	100	53	0.448	0.179
2b	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	5	TX	SD	100	80	-	-
2c	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	10	TX	SD	100	41	0.285	0.097
2c	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	10	TX	SD	100	58	0.699	0.358
2c	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	10	TX	SD	100	78	2.765	0.611
2d	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	15	TX	SD	100	45	0.321	0.184
2d	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	15	TX	SD	100	65	0.436	0.265
2d	Carraro et al. (2003)	Ottawa C-109	15	TX	SD	100	80	0.707	0.328
3a	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	1	TX	MT	100	7	0.233	0.190
3a	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	1	TX	MT	100	30	0.380	0.245
3a	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	1	TX	MT	100	60	0.862	0.432
3b	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	10	TX	MT	100	38	0.270	0.220
3b	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	10	TX	MT	100	45	0.316	0.226
3b	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	10	TX	MT	100	58	0.400	0.232
3b	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	10	TX	MT	100	67	-	-
3c	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	30	TX	MT	100	50	0.303	0.275
3c	Cubrinovski and Rees (2008)	Fitzgerald Bridge Mixture	30	TX	MT	100	69	0.463	0.267
4a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	60	0.217	0.136
4a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	70	-	-
4a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	80	-	-
4b	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	MT	98	60	0.504	0.277
4b	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	MT	98	70	-	-
4c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	50	0.607	0.443
4c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	60	-	-
4c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	70	-	-
4c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	75	-	-
4d	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WAV	98	60	0.274	0.153
4d	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WAV	98	70	0.687	0.382

Πίνακας Α.2 Πειραματικά δεδομένα και συντελεστές a,b καμπύλης ρευστοποίησης (συνέχεια).

#	Ερευνητής	Τύπος άμμου	Ποσοστό λύος %	Είδος δοκιμής	Μέθοδος παρασκευής δοκιμίου	$\sigma'_{v0}$	Dr %	a	b
5	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	40	0.303	0.261
5	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	50	0.319	0.228
5	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	60	0.346	0.197
5	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	70	0.366	0.156
5	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	80	0.523	0.229
6a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	50	0.299	0.204
6a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	60	0.371	0.218
6a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	70	0.563	0.305
6a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	80	1.210	0.497
6a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	AP	98	85	2.625	0.629
6b	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	MT	98	70	-	-
6b	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	MT	98	75	-	-
6c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	50	1.223	0.673
6c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	60	1.416	0.587
6c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WV	98	70	2.035	0.591
6d	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WAV	98	60	0.620	0.302
6d	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		TX	WAV	98	70	1.180	0.437
7a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	AP	98	60	0.432	0.268
7a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	AP	98	70	1.408	0.647
7a	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	AP	98	75	2.189	0.694
7b	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	MT	98	60	-	-
7b	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	MT	98	70	-	-
7c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	WV	98	60	-	-
7c	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	WV	98	70	-	-
7d	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	WAV	98	60	-	-
7d	Tatsuoka et al. (1986)	Toyoura		SS	WAV	98	70	-	-
8a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	AP	131	75	0.207	0.131
8a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	AP	131	90	-	-
8b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	MT	131	75	0.321	0.209
8b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	MT	131	90	0.712	0.298
8c	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	WV	131	75	0.500	0.470
8d	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	WAV	131	75	-	-
8d	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		TX	WAV	131	90	-	-
9a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	AP	131	40	0.323	0.197
9a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	AP	131	60	0.350	0.193
9a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	AP	131	80	-	-
9a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	AP	131	90	-	-
9a	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	AP	131	95	-	-
9b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	MT	131	50	0.395	0.257
9b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	MT	131	60	0.410	0.218
9b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	MT	131	80	0.802	0.399
9b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	MT	131	90	2.606	0.808
9b	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	MT	131	95	10.014	1.158
9c	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WV	131	50	0.573	0.383
9c	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WV	131	60	0.821	0.455
9c	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WV	131	70	0.884	0.371
9c	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WV	131	90	1.165	0.372
9d	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WAV	131	70	0.436	0.194
9d	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WAV	131	80	0.729	0.321
9d	Tatsuoka et al. (1986)	Sengenyama		SS	WAV	131	90	-	-

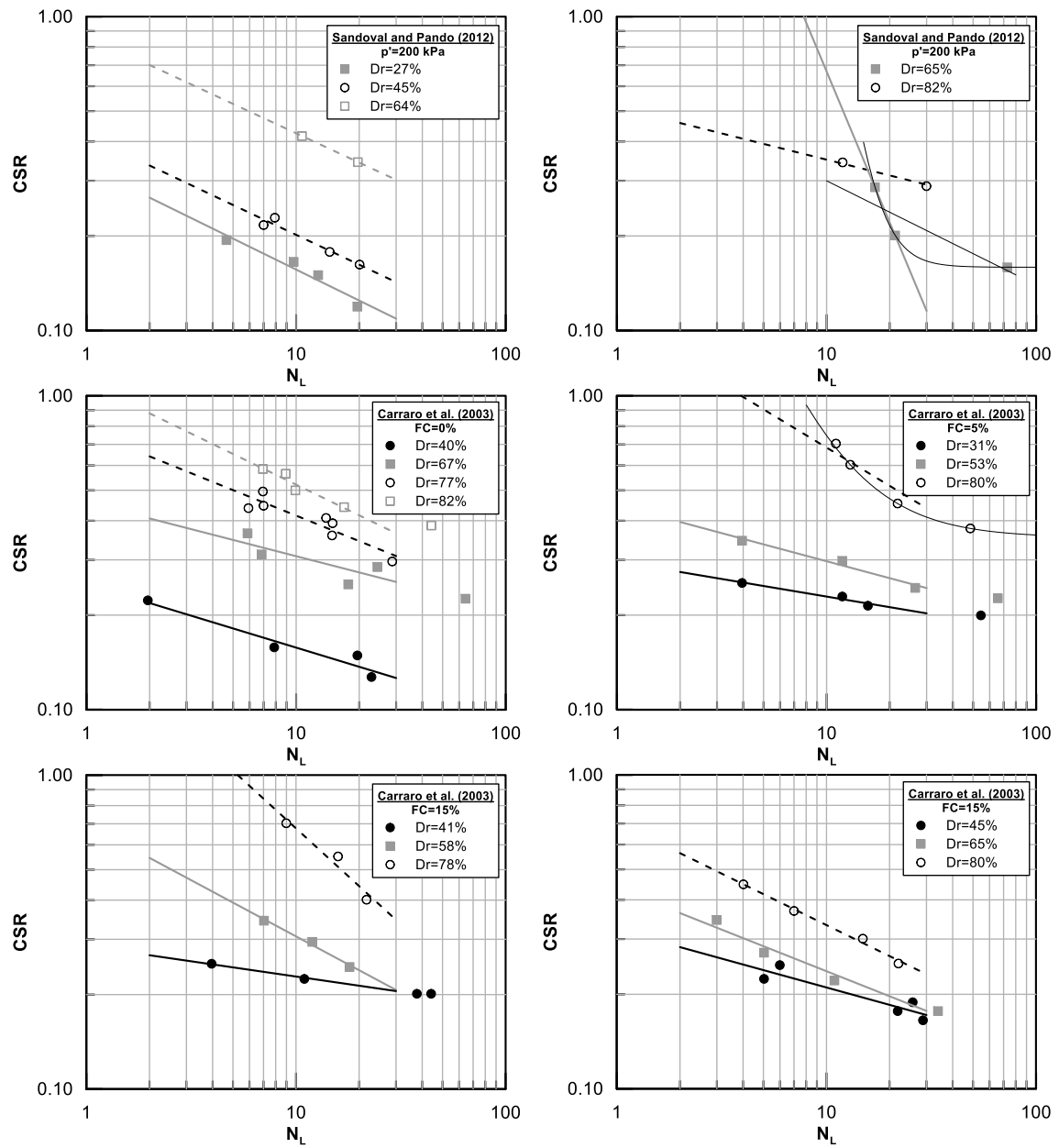
Πίνακας Α.3 Πειραματικά δεδομένα και συντελεστές a,b καμπύλης ρευστοποίησης (συνέχεια).

#	Ερευνητής	Τύπος άμμου	Ποσοστό λύος %	Είδος δοκιμής	Μέθοδος παρασκευής δοκιμίου	$\sigma'_{v0}$	Dr %	a	b
10	Hazirbaba (2005)	Monterey #0/30		SS	WP	100	55	0.212	0.194
10	Hazirbaba (2005)	Monterey #0/30		SS	WP	100	75	0.321	0.211
11a	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	40	35	0.216	0.107
11a	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	40	45	0.295	0.150
11a	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	40	55	0.506	0.245
11b	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	80	35	0.213	0.092
11b	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	80	45	-	-
11b	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	80	55	0.380	0.199
11b	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	80	80	0.615	0.189
11c	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	180	50	0.245	0.115
11c	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	180	60	0.398	0.198
11c	Wu et al. (2003)	Monterey #0/30		SS	WP	180	80	0.786	0.250
12a	La Vielle (2009)	Playa		TX	MT	100	20	0.320	0.334
12a	La Vielle (2009)	Playa		TX	MT	100	40	0.334	0.242
12a	La Vielle (2009)	Playa		TX	MT	100	60	0.518	0.235
12b	La Vielle (2009)	Playa		TX	MT	100	20	0.397	0.382
12b	La Vielle (2009)	Playa		TX	MT	100	40	0.369	0.264
12b	La Vielle (2009)	Playa		TX	MT	100	60	0.464	0.165
13	Tanizawa et al. (1988)	Toyoura		SS	AP	98	50	0.189	0.141
13	Tanizawa et al. (1988)	Toyoura		SS	AP	98	70	0.715	0.501
14a	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	50	45	0.210	0.200
14a	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	50	63	0.439	0.295
14a	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	50	75	0.599	0.241
14a	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	100	63	0.391	0.252
14a	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	100	75	0.628	0.278
14b	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	200	45	0.193	0.206
14b	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	200	63	0.328	0.215
14b	Zhou and Chen (2007)	Fuzhou Sand		TXI	MT	200	75	0.503	0.213
15	Diaz-Rodriguez et al. (2008)	Lazaro-Cardenas Sand		SS	AP	29.4	40	0.675	0.404
15	Diaz-Rodriguez et al. (2008)	Lazaro-Cardenas Sand		SS	AP	29.4	60	0.737	0.278
15	Diaz-Rodriguez et al. (2008)	Lazaro-Cardenas Sand		SS	AP	29.4	80	0.776	0.188
16	DeAlba et al. (1976)	Monterey No.0		SS	AP	55	54	0.246	0.210
16	DeAlba et al. (1976)	Monterey No.0		SS	AP	55	68	0.337	0.246
16	DeAlba et al. (1976)	Monterey No.0		SS	AP	55	82	0.439	0.247
16	DeAlba et al. (1976)	Monterey No.0		SS	AP	55	90	0.498	0.237
17	Nagase et al. (1999)	Toyoura		TX	AP	49	50	0.299	0.263
17	Nagase et al. (1999)	Toyoura		TX	AP	49	70	0.745	0.341
17	Nagase et al. (1999)	Chikugo River		TX	AP	49	50	0.390	0.255
17	Nagase et al. (1999)	Chikugo River		TX	AP	49	80	0.607	0.207
18a	Arulmoli et al. (1992)	Nevada #120		SS	AP	160	40	0.405	0.824
18b	Arulmoli et al. (1992)	Nevada #120		SS	AP	160	60	0.283	0.405
18c	Arulmoli et al. (1992)	Nevada #120		TX	AP	160		-	-
18d	Arulmoli et al. (1992)	Nevada #120		TX	AP	40	60	0.575	0.246
18d	Arulmoli et al. (1992)	Nevada #120		TX	AP	80	60	0.498	0.387
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	0	TX	MT	100	81	1.012	0.255
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	0	TX	MT	100	65	0.570	0.101
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	0	TX	MT	100	58	0.681	0.195
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	0	TX	MT	100	43	0.512	0.148

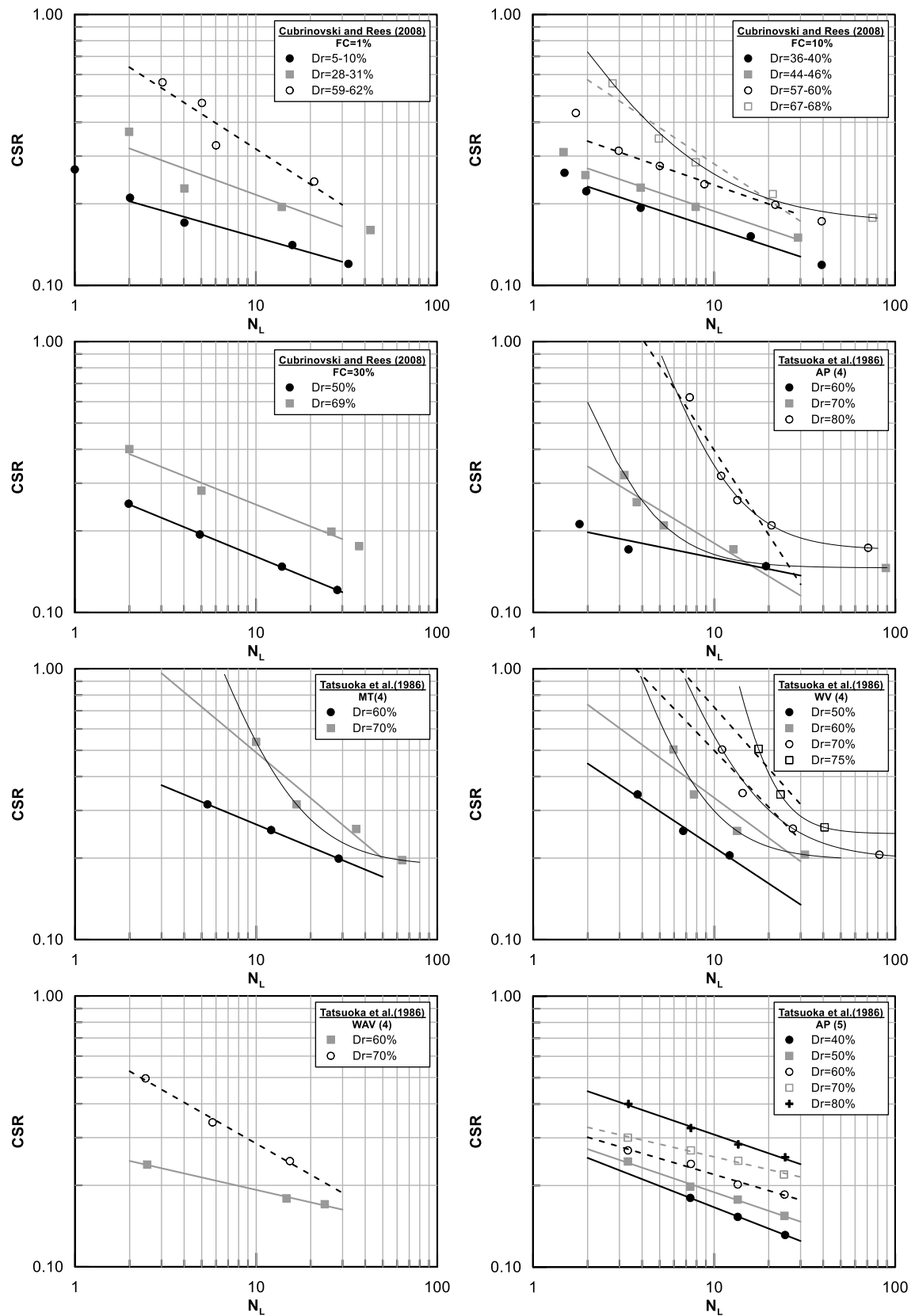
Πίνακας Α.4 Πειραματικά δεδομένα και συντελεστές a,b καμπύλης ρευστοποίησης (συνέχεια).

#	Ερευνητής	Τύπος άμμου	Ποσοστό λύος %	Είδος δοκιμής	Μέθοδος παρασκευής δοκιμίου	$\sigma'_{vo}$	Dr %	a	b
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	5	TX	MT	100	81	1.123	0.289
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	5	TX	MT	100	64	0.592	0.150
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	5	TX	MT	100	53	0.541	0.166
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	10	TX	MT	100	80	0.984	0.217
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	10	TX	MT	100	52	0.462	0.121
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	15	TX	MT	100	82	1.315	0.347
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	20	TX	MT	100	61	0.443	0.109
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	25	TX	MT	100	61	0.246	0.079
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	35	TX	MT	100	67	0.178	0.221
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	50	TX	MT	100	77	0.199	0.250
19a	Polito and Martin (2001)	Monterey No. 0/30	75	TX	MT	100	91	0.188	0.130
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	0	TX	MT	100	69	0.563	0.229
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	0	TX	MT	100	26	0.302	0.237
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	4	TX	MT	100	52	0.465	0.193
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	7	TX	MT	100	34	0.418	0.183
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	7	TX	MT	100	29	0.460	0.179
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	12	TX	MT	100	55	1.135	0.603
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	12	TX	MT	100	26	0.337	0.145
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	17	TX	MT	100	40	0.246	0.197
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	17	TX	MT	100	26	0.292	0.108
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	17	TX	MT	100	18	0.323	0.141
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	26	TX	MT	100	28	0.485	0.340
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	37	TX	MT	100	25	0.385	0.228
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	50	TX	MT	100	81	0.477	0.423
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	50	TX	MT	100	71	0.197	0.252
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	50	TX	MT	100	60	0.191	0.262
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	75	TX	MT	100	85	0.173	0.159
19b	Polito and Martin (2001)	Yatesville	75	TX	MT	100	77	0.226	0.297
20a	Georgiannou (2006)	M31	0	TX	MT	50	65	0.238	0.118
20a	Georgiannou (2006)	M31	5	TX	MT	50	67	0.398	0.181
20b	Georgiannou (2006)	M31	0	TX	MT	100	65	0.228	0.120
20b	Georgiannou (2006)	M31	10	TX	MT	100	68	0.300	0.127
20b	Georgiannou (2006)	M31	15	TX	MT	100	72	0.240	0.039
20c	Georgiannou (2006)	M31	0	TX	MT	300	65	0.199	0.108
20c	Georgiannou (2006)	M31	5	TX	MT	300	63	0.454	0.216
20c	Georgiannou (2006)	M31	10	TX	MT	300	69	0.210	0.051

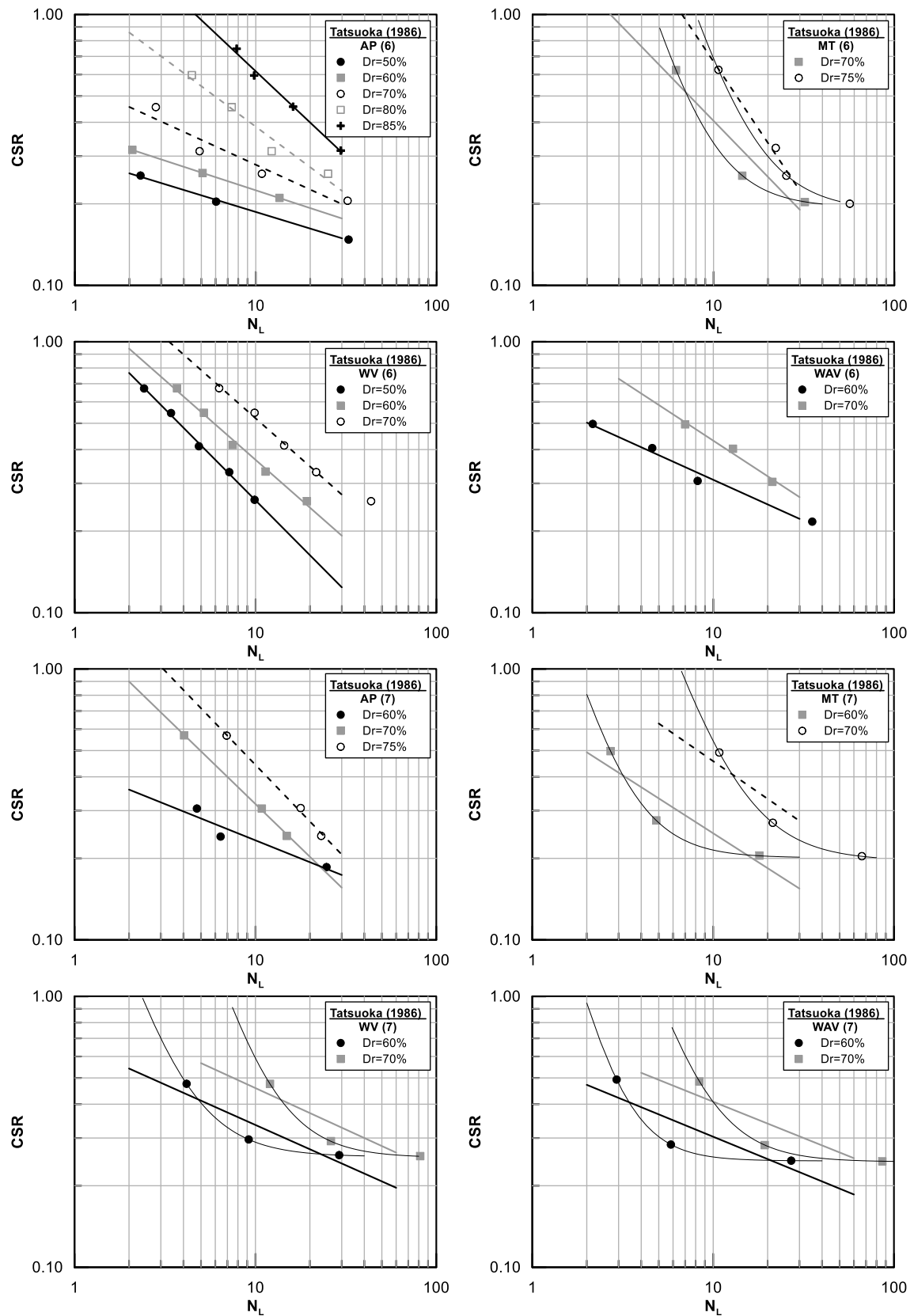
Σημείωση: Δεν δίνονται τιμές για τους συντελεστές a,b σε πειραματικά δεδομένα που δεν μπορούσαν να προσεγγιστούν με καμπύλη 2 παραμέτρων.



Σχήμα Α.19: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Sandoval and Pando (2012) και Carraro et al. (2003).

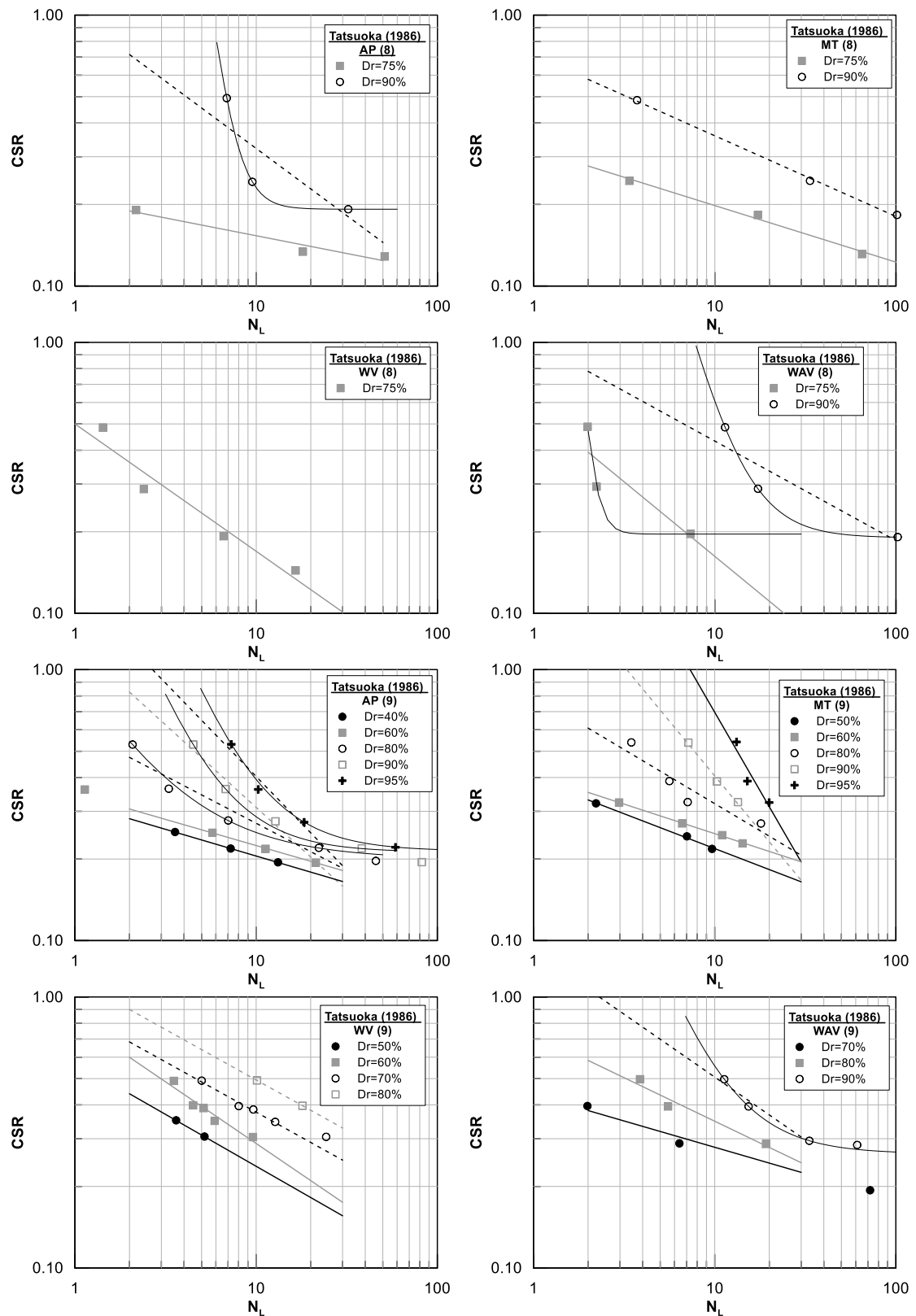


Σχήμα Α.20: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Cubrinovski and Rees (2008) και Tatsuoka et al. (1986).

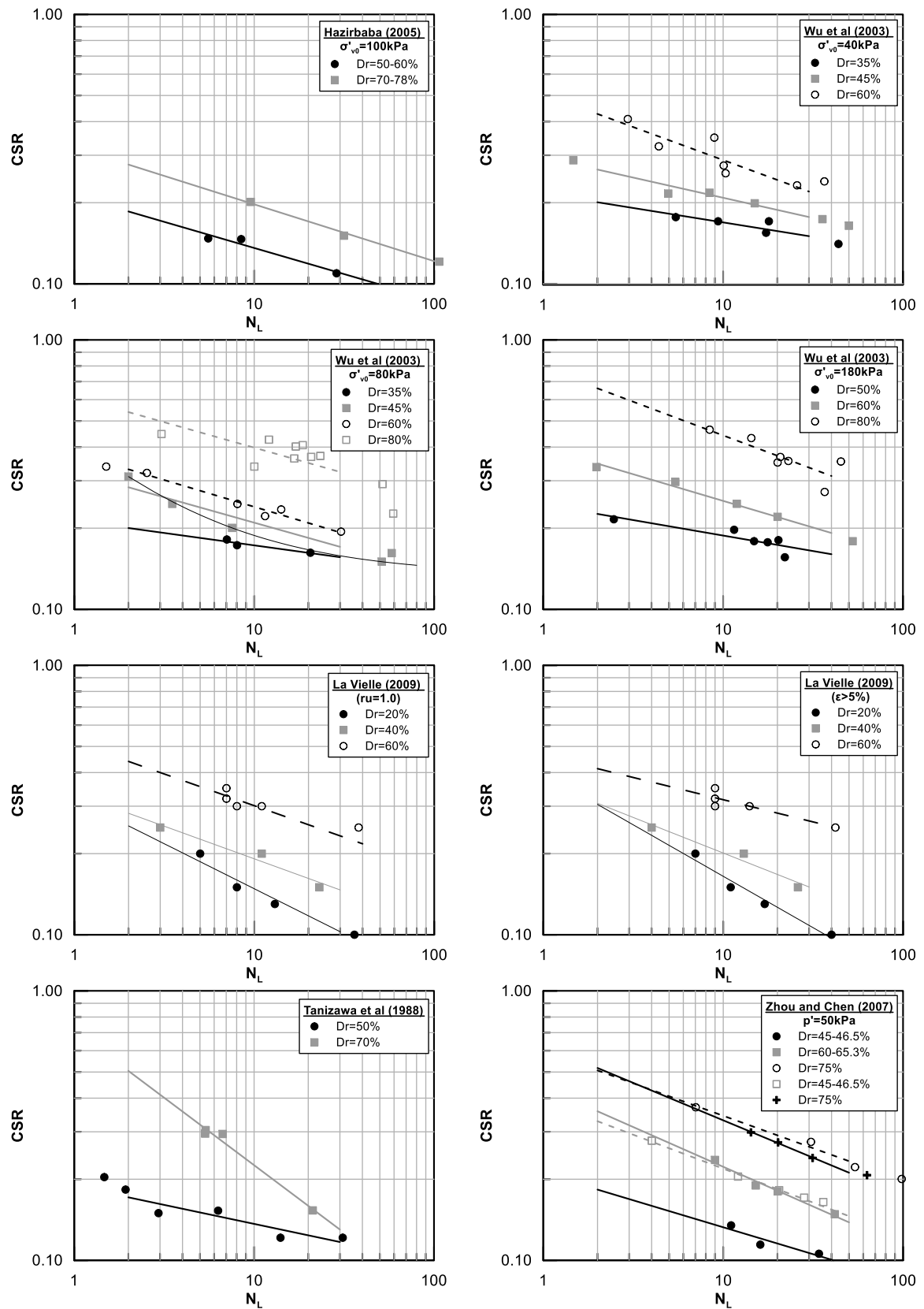


Σχήμα Α.21: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Tatsuoka et al. (1986).

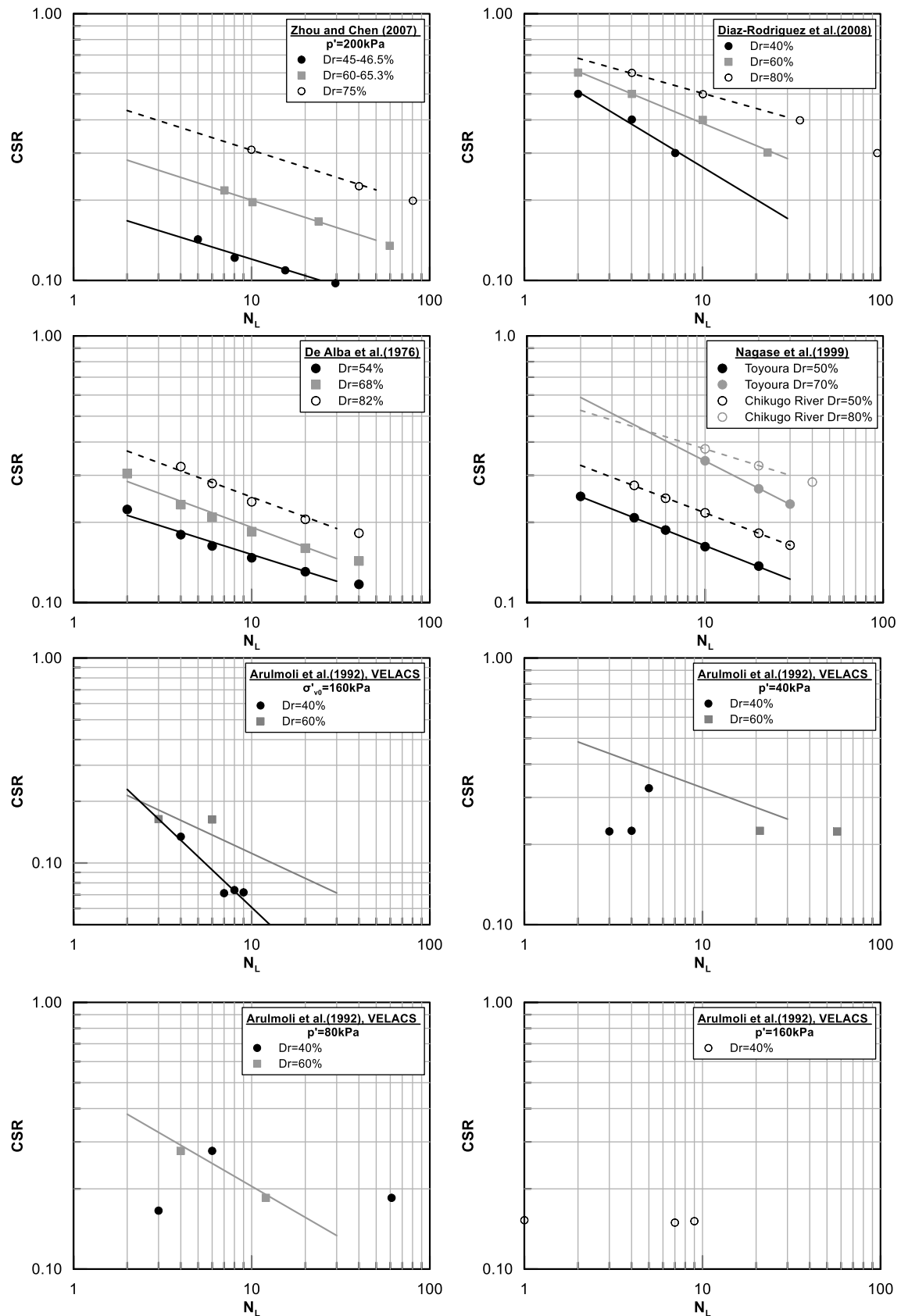




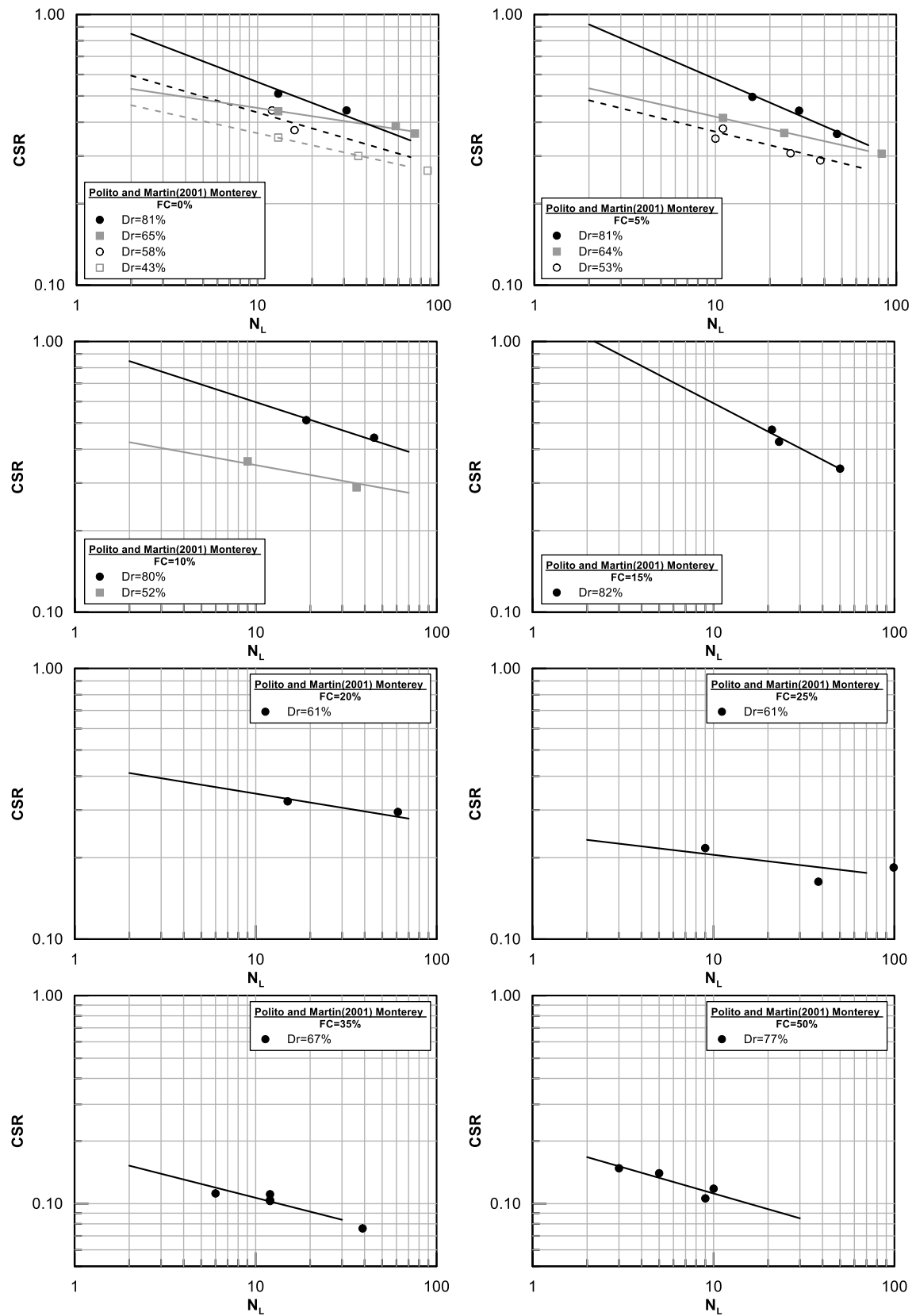
Σχήμα Α.22: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Tatsuoka et al. (1986).



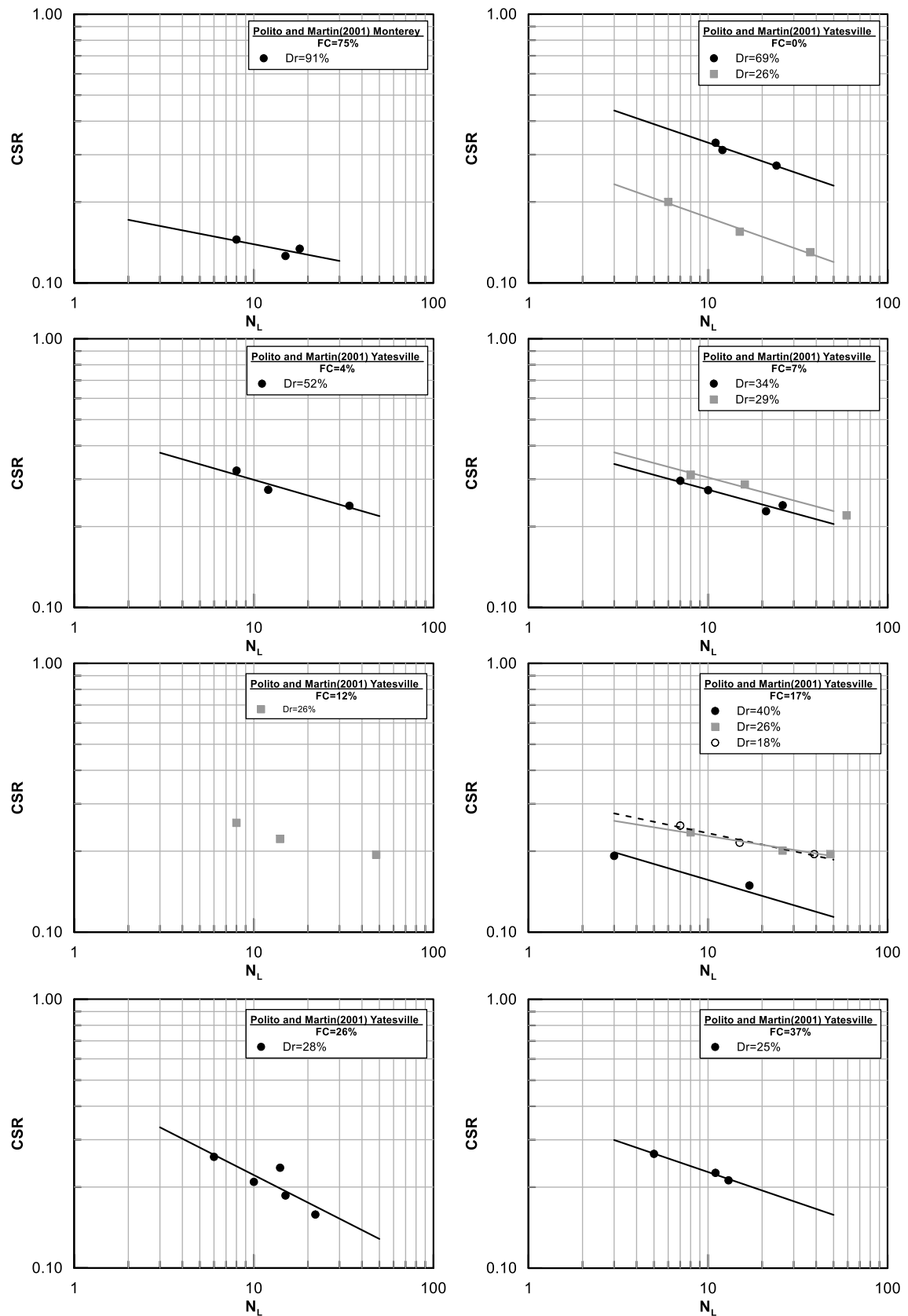
Σχήμα Α.23: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Hazirbaba (2005), Wu et al. (2003), LaVielle (2009), Tanizawa et al. (1988) και Zhou and Chen (2007).



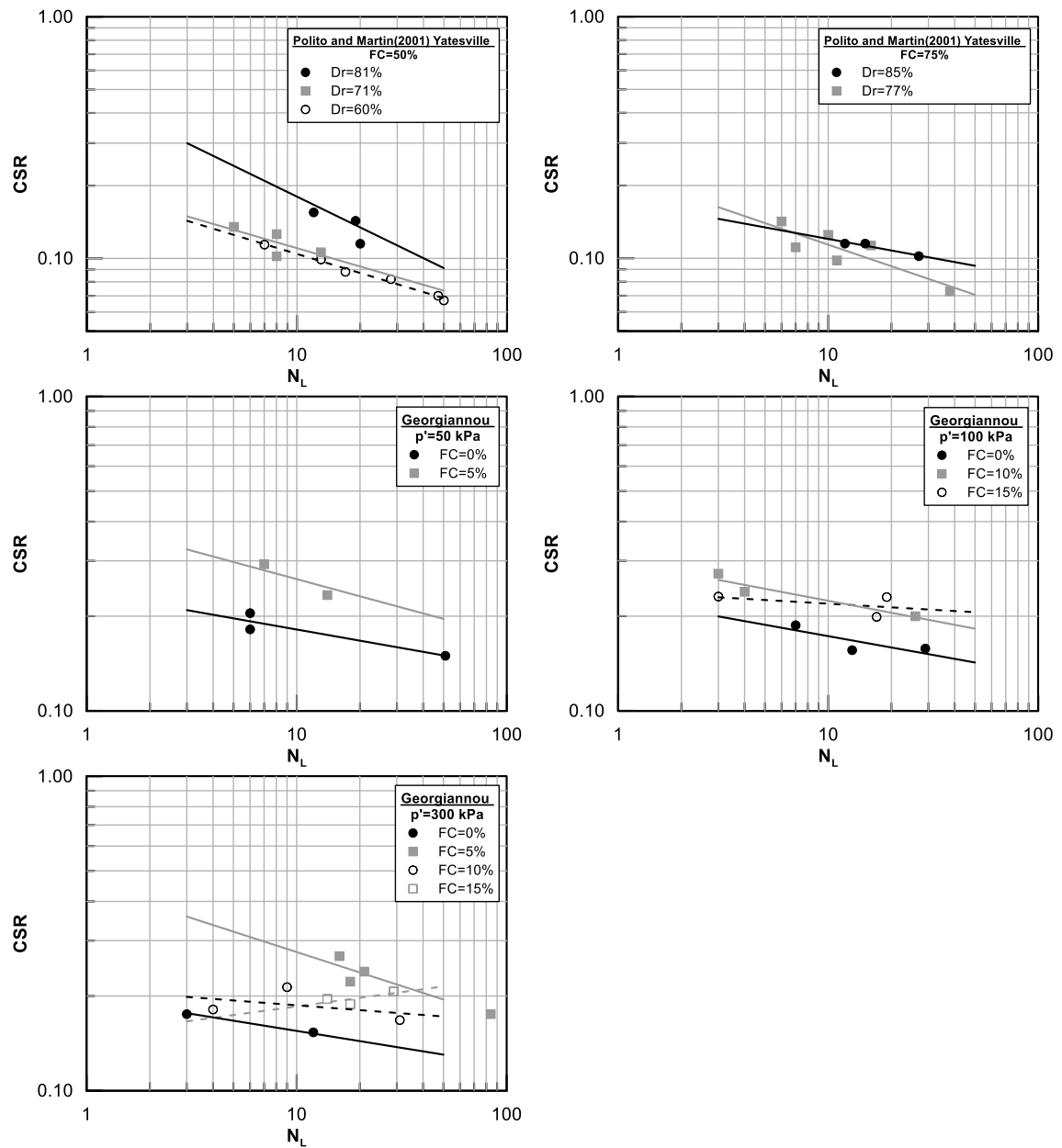
Σχήμα Α.24: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Zhou and Chen (2007), Díaz-Rodríguez et al. (2008), DeAlba et al. (1976), Nagase et al. (1999) και Arulmoli et al. (1992)



Σχήμα Α.25: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Polito and Martin II (2001).



Σχήμα Α.26: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Polito and Martin II (2001).



Σχήμα Α.27: Προσέγγιση πειραματικών δεδομένων Polito and Martin II (2001) και Georgiannou (2006).