



Ερευνητικό Πρόγραμμα «ΘΑΛΗΣ - ΕΜΠ»

Σύγχρονη Μεθοδολογία Εκτίμησης της Σεισμικής Τρωτότητας και Αντισεισμικής Αναβάθμισης Λιμενικών Συστημάτων

MIS : 380174.

Παραδοτέο 4.1 :
Σύγκριση Δυναμικών-Πειραματικών Αναλύσεων

ΤΕΧΝΙΚΗ ΕΚΘΕΣΗ

Σύνταξη: ΕΜΠ

Σεπτέμβριος, 2015

Πίνακας περιεχομένων

Πίνακας περιεχομένων	1
ΓΕΝΙΚΑ.....	2
ΜΕΡΟΣ Α΄. ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗ ΜΕΘΟΔΟΛΟΓΙΑ	3
1. Διαδικασία βαθμονόμησης.....	3
2. Επιλογή της κατάλληλης πειραματικής δοκιμής	4
3. Επιρροή των παραμέτρων.....	5
4. Μονοτονικές παράμετροι	7
5. Ανακυκλικές παράμετροι	22
6. Αξιολόγηση της βαθμονόμησης.....	31
7. Συμπεράσματα	35
ΣΧΗΜΑΤΑ	38
ΜΕΡΟΣ Β΄: ΠΕΙΡΑΜΑΤΑ ΣΕ ΦΥΓΟΚΕΝΤΡΙΣΤΗ	
1. Εισαγωγή	77
2. Χαρακτηριστικά στοιχεία των πειραμάτων σε φυγοκεντριστή	77
3. Περιγραφή του προβλήματος	80
4. Αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων	84
5. Συμπεράσματα	93
ΣΧΗΜΑΤΑ	95
ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ	122

ΓΕΝΙΚΑ

Στο *A' Μέρος* της παρούσας μελέτης περιγράφεται η διαδικασία βαθμονόμησης των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM (βλ. **Error! Reference source not found.**). Ιδιαίτερη έμφαση δίδεται στην προσπάθεια ερμηνείας της “φυσικής” που συνοδεύει κάθε μία από αυτές. Στο *B' Μέρος* το βαθμονομημένο καταστατικό προσομοίωμα χρησιμοποιείται στην αριθμητική προσομοίωση πρωτότυπου πειράματος φυγοκεντριστή. Τα αποτελέσματα της πειραματική και αριθμητικής διερεύνησης παρουσιάζονται συγκρητικά.

ΜΕΡΟΣ Α΄. ΑΡΙΘΜΗΤΙΚΗ ΜΕΘΟΔΟΛΟΓΙΑ

1. Διαδικασία βαθμονόμησης

Εν γένει, οι παράμετροι του προσομοιώματος UBC3D – PLM κατατάσσονται σε δύο κατηγορίες: (α) στις “μονοτονικές” και (β) στις “ανακυκλικές”. Εξαιρέση αποτελεί η παράμετρος R_F , η χρήση της οποίας φαίνεται να είναι “διττή” ανάλογα με τις εξεταζόμενες συνθήκες φόρτισης. Το πρώτο στάδιο της βαθμονόμησης αναφέρεται σε μονοτονικές συνθήκες φόρτισης, με βάση τις οποίες στοχεύεται η βαθμονόμηση των εξής παραμέτρων: (α) της γωνίας τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} , (β) της μέγιστης δυνατής γωνίας τριβής ϕ_p , (γ) του ελαστικού μέτρου διάτμησης K_G^e για τάση αναφοράς ίση με 100 kPa, (δ) του ελαστικού μέτρου συμπιεστότητας K_B^e για τάση αναφοράς ίση με 100 kPa, (ε) του πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^p για τάση αναφοράς ίση με 100 kPa και (στ) του εκθέτη n_p , ο οποίος ορίζει τον βαθμό εξάρτησης της εξέλιξης του πλαστικού μέτρου διάτμησης από το επίπεδο της έντασης.

Το δεύτερο στάδιο της βαθμονόμησης αναφέρεται σε ανακυκλικές συνθήκες φόρτισης, με βάση τις οποίες γίνεται η βαθμονόμηση των εναπομενουσών παραμέτρων: (α) του λόγου αστοχίας R_F , (β) της παραμέτρου “πυκνοποίησης” fa_{Chard} και (γ) της παραμέτρου $fa_{c_{post}}$, η οποία περιγράφει την συμπεριφορά στην κατάσταση μετά την ρευστοποίηση.

Ο τελικός στόχος αυτού του κεφαλαίου είναι η εξαγωγή των ανάλογων εκφράσεων για κάθε μία παράμετρο, έτσι ώστε να είναι δυνατή η αρχική εκτίμησή τους για την μετέπειτα αξιοποίηση του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM μέσω αναλύσεων πεπερασμένων στοιχείων με το εμπορικό λογισμικό πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS.

2. Επιλογή της κατάλληλης πειραματικής δοκιμής

Για την βαθμονόμηση καταστατικών προσομοιωμάτων σχετικών με το φαινόμενο της ρευστοποίησης έχει αξιοποιηθεί μία σειρά εργαστηριακών δοκιμών διαφορετικών τύπων. Συνήθως, λόγω της εξάρτησης του κάθε προσομοιώματος από την διαδρομή των παραγόμενων τάσεων, διάφοροι ερευνητές (Finn et al., 1995; Marcuson et al., 2007; Beaty and Perlea, 2011) προτείνουν ότι η βαθμονόμηση των ελαστο - πλαστικών προσομοιωμάτων για τις δυναμικές αναλύσεις θα πρέπει να βασίζεται σε ανακυκλικές δοκιμές είτε στρέψης είτε απλής διάτμησης. Τονίζεται ότι είναι ζωτικής σημασίας (για την ακρίβεια των αποτελεσμάτων των δυναμικών αναλύσεων) ο προσδιορισμός των εκάστοτε παραμέτρων μέσω των κατάλληλων δοκιμών, οι οποίες θα πρέπει να προσομοιάζουν όσο το δυνατόν πληρέστερα τις αναμενόμενες εντατικές συνθήκες στο πεδίο. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 1** απεικονίζονται οι πλέον κατάλληλες δοκιμές για την περίπτωση της αστοχίας λόγω πλευρικής εξάπλωσης και για την περίπτωση της αστοχίας λόγω εδαφικής ροής.

Για την περίπτωση των τοίχων αντιστήριξης τύπου βαρύτητας που εξετάζονται στα επόμενα κεφάλαια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας, η δοκιμή που επιλέγεται για την βαθμονόμηση των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM είναι εκείνη της “άμεσης απλής διάτμησης” (direct simple shear test), είτε υπό μονοτονικές συνθήκες φόρτισης είτε υπό ανακυκλικές, πάντα υπό αστράγγιστες συνθήκες. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 2** απεικονίζεται η διάταξη μιας τέτοιας δοκιμής. Πρόκειται για την συσκευή του τύπου του νορβηγικού γεωτεχνικού ινστιτούτου (NGI), η οποία χρησιμοποιείται για ανακυκλικές δοκιμές υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης και επιτρέπει την δοκιμή κατάλληλα μορφωμένων κυλινδρικών εδαφικών δειγμάτων διαστάσεων περίπου 70mm σε ύψος και 20 – 25mm σε διάμετρο. Η πλευρική παραμόρφωση κατά την έννοια της διαμέτρου περιορίζεται από την χρήση μιας καταλλήλως ενισχυμένης μεμβράνης. Οι επιβαλλόμενες συνοριακές συνθήκες κατά την δοκιμή DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης απεικονίζονται στο **Σχήμα 3**. Με βάση την σύμβαση που απεικονίζεται στο ίδιο σχήμα, σημειώνεται ότι οι ορθές παραμορφώσεις κατά την έννοια της διαμέτρου του κυλινδρικού δοκιμίου παραμένουν συνεχώς μηδενικές (δηλαδή, οι παραμορφώσεις ϵ_{xx} και ϵ_{zz}), με αποτέλεσμα οι παραγόμενες

ογκομετρικές παραμορφώσεις (οι οποίες και είναι υπεύθυνες για την δημιουργία πιέσεων πόρων, σύμφωνα με το 2^ο κεφάλαιο) να εξαρτώνται αποκλειστικά από την ορθή παραμόρφωση ε_{yy} .

Αξίζει να σημειωθεί ότι ο λόγος που επιλέχθηκε να αξιοποιηθούν δοκιμές DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης είναι διότι αυτές προσομοιάζουν με τον βέλτιστο δυνατό τρόπο τις επιβαλλόμενες συνοριακές συνθήκες ενός εδαφικού στοιχείου υπό σεισμική εξαίτιση: η απόκριση είναι καθαρά διατμητικού χαρακτήρα, με την ογκομετρική παραμόρφωση να ορίζεται από την παραμορφωσιμότητα κατά την έννοια της κατακορύφου. Στις επόμενες ενότητες ακολουθεί η αναλυτική περιγραφή της διαδικασίας βαθμονόμησης που καταστρώνεται, αρχικά για συνθήκες μονοτονικής φόρτισης και εν συνεχεία για συνθήκες ανακυκλικής φόρτισης. Προηγείται η διερεύνηση της επιρροής κάθε παραμέτρου στα παραγόμενα αποτελέσματα, στο επίπεδο των τάσεων $q - p'$ (αποκλίνουσα τάση και μέση ορθή ενεργός τάση, αντίστοιχα).

3. Επιρροή των παραμέτρων

Στην ενότητα που ακολουθεί αναζητείται η επιρροή των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM κατά τις μονοτονικές δοκιμές DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης. Συγκεκριμένα, η παραγόμενη απόκριση αναπαριστάται στο επίπεδο $q - p'$ (αποκλίνουσα τάση – μέση ενεργός ορθή τάση).

Στο **Σχήμα 4 (α)** απεικονίζεται η εξάρτηση της απόκρισης από την διαφορά των δύο χαρακτηριστικών γωνιών τριβής $\phi_p - \phi_{cv}$. Όσο μικρότερη είναι η διαφορά των δύο γωνιών τόσο πιο ρευστοποιήσιμο γίνεται το εδαφικό υλικό. Στο **Σχήμα 4 (β)** σχεδιάζεται η αντίστοιχη εξάρτηση από τον λόγο των ελαστικών μέτρων K_B^e/K_G^e . Με την σχετική αύξηση του μέτρου συμπίεστότητας, οι αναπτυσσόμενες πιέσεις πόρων μεγαλώνουν υπερβολικά (οι οποίες είναι “ανάλογες” του εν λόγω μέτρου) με αποτέλεσμα η μέση ενεργός ορθή τάση να λαμβάνει πολύ μικρότερες τιμές τείνοντας να μηδενιστεί (“ρευστοποίηση”). Υπενθυμίζεται ότι ο λόγος των δύο

ελαστικών μέτρων σχετίζεται με τον ενεργό λόγο Poisson του εδαφικού υλικού (βλ. 2^ο κεφάλαιο).

Απ' την άλλη πλευρά, στο **Σχήμα 4 (γ)** απεικονίζεται η σχέση της απόκρισης με τον λόγο των μέτρων διάτμησης K_G^e/K_G^p . Όσο το ελαστικό μέτρο διάτμησης είναι μικρότερο από το αντίστοιχο πλαστικό, η απόκριση του εδαφικού υλικού δεν δείχνει να τροποποιείται δραματικά. Όταν, όμως, το ελαστικό μέτρο διάτμησης γίνει σημαντικά μεγαλύτερο από το πλαστικό μέτρο διάτμησης, το εδαφικό υλικό γίνεται περισσότερο ρευστοποιήσιμο. Με άλλα λόγια, ένα εδαφικό υλικό με μικρό πλαστικό μέτρο διάτμησης (σε σχέση με το ελαστικό) μπορεί να παρομοιαστεί με ένα “αραιό” υλικό, καθώς εμφανίζει σημαντικό δυναμικό ρευστοποίησης.

Επιπλέον, στο **Σχήμα 4(δ)** σχεδιάζεται ο τρόπος με τον οποίον μεταβάλλεται η απόκριση καθώς ο πλαστικός εκθέτης n λαμβάνει διάφορες τιμές. Υπενθυμίζεται ότι ο πλαστικός εκθέτης είναι εκείνος που ορίζει το βαθμό εξάρτησης του πλαστικού μέτρου διάτμησης από το επίπεδο της έντασης. Σε μία δοκιμή DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, όσο η κινητοποιούμενη γωνία τριβής είναι μικρότερη της γωνίας τριβής σταθερού όγκου, η μέση ενεργός ορθή τάση μειώνεται. Όσο μεγαλύτερη θεωρηθεί η τιμή του πλαστικού εκθέτη, τόσο πιο μεγάλη γίνεται η σχετική μείωση (σε κάθε βήμα υπολογισμού) του πλαστικού μέτρου διάτμησης, με αποτέλεσμα την “χαλάρωση” του εδαφικού υλικού που εξετάζεται.

Τέλος, στο **Σχήμα 4(ε)** απεικονίζεται η εξάρτηση της παραγόμενης απόκρισης από την τιμή της παραμέτρου R_F . Είναι ξεκάθαρο ότι όσο μικρότερη θεωρηθεί η τιμή της εν λόγω παραμέτρου τόσο περισσότερο “δύσκαμπτη” γίνεται η παραγόμενη συμπεριφορά. Παρατηρώντας τον νόμο κράτυνσης του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM (βλ. 2^ο κεφάλαιο), είναι φανερό ότι όσο μεγαλύτερη είναι η τιμή της παραμέτρου R_F τόσο μικρότερο τείνει να γίνει το πλαστικό μέτρο διάτμησης κατά την εξέλιξη της δοκιμής.

Σημειώνεται ότι οι παραπάνω παρατηρήσεις είναι τελείως ενδεικτικές, προκειμένου να γίνει μία πρώτη “γνωριμία” με την λογική που το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM έχει. Θα ήταν τελείως λάθος με βάση αυτές να εξαχθεί κάποιο

συμπέρασμα του τύπου “όσο πυκνότερο είναι το εδαφικό υλικό τόσο μεγαλύτερη οφείλει να ληφθεί η τιμή της x παραμέτρου”, καθώς η αλληλεπίδραση της μίας παραμέτρου με την άλλη δεν είναι τόσο προφανής εξαρχής. Για τον λόγο αυτόν, ακολουθεί η αριθμητική βαθμονόμηση των μονοτονικών παραμέτρων του συγκεκριμένου καταστατικού προσομοιώματος με βάση τα αποτελέσματα πειραματικών δοκιμών. Στην συνέχεια, έχοντας ως βάση τις τιμές των μονοτονικών παραμέτρων, διεξάγεται η βαθμονόμηση των ανακυκλικών παραμέτρων του προσομοιώματος με βάση δημοσιευμένα αποτελέσματα της βιβλιογραφίας.

4. Μονοτονικές παράμετροι

Για την βαθμονόμηση των μονοτονικών παραμέτρων (οι οποίες καταγράφονται αναλυτικά στην εισαγωγή του παρόντος κεφαλαίου) διεξάγονται μονοτονικές δοκιμές άμεσης απλής διάτμησης (DSS), υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης. Σημειώνεται ότι η διεξαγωγή των ανωτέρω δοκιμών γίνεται με αριθμητικό τρόπο: αξιοποιείται η αντίστοιχη αριθμητική δυνατότητα του εμπορικού λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS (“soil test facility”). Συγκεκριμένα, πρόκειται για δοκιμές “ελεγχόμενης παραμόρφωσης”, όπου για δεδομένο πλάτος διατμητικής παραμόρφωσης γ_{xy} μετράται η απόκριση του δοκιμίου, σε όρους διατμητικής τάσης – διατμητικής παραμόρφωσης ($\tau_{xy} - \gamma_{xy}$) και διατμητικής τάσης – μέσης ενεργού ορθής τάσης ($\tau - p'$).

Η διαδικασία της βαθμονόμησης των μονοτονικών παραμέτρων που θα παρουσιαστεί παρακάτω έχει ως βάση την ταύτιση των παραγόμενων καμπυλών απόκρισης του προσομοιώματος UBC3D – PLM με τις αντίστοιχες του προσφάτως ανεπτυγμένου καταστατικού προσομοιώματος για άμμους των Tasiopoulou and Gerolymos (2014). Τα δεδομένα αναφοράς του τελευταίου αναφέρονται σε άμμο τύπου Toyoura (με φυσικές ιδιότητες: $G_s = 2.6 \text{ t/m}^3$, $e_{\max} = 0.963$ και $e_{\min} = 0.605$), για τέσσερις διαφορετικές τιμές της σχετικής πυκνότητας ($D_R = 0.25; 0.40; 0.65$ και 0.90) και για τρεις τιμές της αρχικής μέσης ενεργού ορθής τάσης ($p_0' = 100; 500$ και 1000 kPa). Στόχος της διαδικασίας της βαθμονόμησης των μονοτονικών παραμέτρων είναι η βέλτιστη δυνατή ταύτιση των καμπυλών απόκρισης των δύο

καταστατικών προσομοιωμάτων μεταξύ τους, συγχρόνως για όλες τις αρχικές ενεργές πιέσεις p' όταν αυτές αναφέρονται σε δεδομένη σχετική πυκνότητα D_R . Η βαθμονόμηση των παραμέτρων επιτυγχάνεται με την χρήση του ενσωματωμένου κώδικα βελτιστοποίησης της μαθηματικής γλώσσας προγραμματισμού Matlab (optimization toolbox).

4.2 Αλγόριθμος αριθμητικών DSS δοκιμών

Γενικά, για την ορθή βαθμονόμηση των ζητούμενων μονοτονικών παραμέτρων απαιτείται να είναι διαθέσιμος ολόκληρος ο αλγόριθμος του καταστατικού προσομοιώματος που μελετάται. Κάτι τέτοιο, όμως, δεν ήταν εφικτό: γνωστές ήταν μόνον οι εξισώσεις του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM και όχι ο τρόπος με τον οποίον αυτές συνδέονται μεταξύ τους (σε επίπεδο προγραμματισμού). Για την αξιοποίηση του λογισμικού βελτιστοποίησης της μαθηματικής γλώσσας προγραμματισμού Matlab, απαραίτητη προϋπόθεση ήταν η σύνταξη του κατάλληλου αλγορίθμου. Συγκεκριμένα, ο ζητούμενος αλγόριθμος που συντάσσεται παρακάτω αφορά αποκλειστικά και μόνον την περιγραφή των εξεταζόμενων DSS δοκιμών επιβαλλόμενης διατμητικής παραμόρφωσης υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης.

Όπως έχει ήδη αναφερθεί, στις εργαστηριακές δοκιμές DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης που μελετώνται στα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας, οι παραμορφώσεις κατά την έννοια της διαμέτρου του κυλινδρικού εδαφικού δοκιμίου απαγορεύονται. Συνεπώς, σύμφωνα με την έκφραση (1), η ποσότητα των παραγόμενων ογκομετρικών παραμορφώσεων εξαρτάται αποκλειστικά από την ορθή παραμόρφωση κατά την έννοια του ύψους του δοκιμίου.

$$\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} = \varepsilon_{yy} \quad (1)$$

Με βάση την θεωρία της εδαφομηχανικής, υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης θα πρέπει η ογκομετρική παραμόρφωση του δοκιμίου να είναι μηδενική. Κάτι τέτοιο, όμως, δεν ισχύει εδώ, καθώς παράγονται πεπερασμένες ογκομετρικές

παραμορφώσεις, έστω και “αμελητέας” τάξης μεγέθους (π.χ. $10^{-5} - 10^{-6}$). Το παράδοξο αυτό που παρατηρείται οφείλεται στην πεπερασμένη συμπιεστότητα του νερού των πόρων (αντί της “άπειρης” συμπιεστότητας της θεωρίας), η οποία βασίζεται στην τιμή του Poisson που θεωρεί το λογισμικό πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης (υπενθυμίζεται ότι $\nu_u = 0.495$ κατά το λογισμικό, αντί της θεωρητικής τιμής του 0.5). Όπως έχει ήδη αναφερθεί, κάτι τέτοιο συμβαίνει καθαρά για λόγους αριθμητικής ευστάθειας της υπολογιστικής διαδικασίας. Συνεπώς, καθότι το μέγεθος των παραγόμενων ογκομετρικών παραμορφώσεων είναι “αρκετά μικρό”, αυτές μπορούν να αμεληθούν και να θεωρηθούν ως (πρακτικά) μηδενικές.

Επιπλέον, κατά τις αστράγγιστες DSS δοκιμές, παρατηρείται ότι η μεταβολή της μέγιστης και της ελάχιστης κύριας ορθής παραμόρφωσης είναι ίσες σε μέγεθος και αντίθετες μεταξύ τους (δηλαδή όταν η μία είναι εφελκυστική η άλλη είναι “ισόποσα” θλιπτική και αντίστροφα), ενώ η μεταβολή της ενδιάμεσης κύριας ορθής παραμόρφωσης είναι μηδενική (σημειώνεται ότι γενικά αυτή έχει μηδενική τιμή):

$$\Delta\varepsilon_1 = -\Delta\varepsilon_3 \quad (2)$$

$$\Delta\varepsilon_2 = 0 \quad (3)$$

Εξάλλου, κάτι τέτοιο θα μπορούσε να προκύψει άμεσα από τον ορισμό της ογκομετρικής παραμόρφωσης και την παρατήρηση ότι η ενδιάμεση κύρια ορθή παραμόρφωση είναι μηδενική, δηλαδή:

$$\Delta\varepsilon_{vol} = 0 \Rightarrow \Delta\varepsilon_1 + \Delta\varepsilon_2 + \Delta\varepsilon_3 = 0 \Rightarrow \Delta\varepsilon_1 = -\Delta\varepsilon_3 \quad (4)$$

Με βάση την παραπάνω παρατήρηση, η τιμή της μεταβολής της διατμητικής παραμόρφωσης ισούται με:

$$\Delta\gamma = \Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_3 = 2 \cdot \Delta\varepsilon_1 \quad (5)$$

Συνεπώς, σύμφωνα με την θεωρία της ελαστικότητας, η αντίστοιχη μεταβολή της αποκλίνουσας παραμόρφωσης $\Delta\varepsilon_q$ μπορεί να εκφραστεί ως:

$$\Delta \varepsilon_q = \left[(\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_2)^2 + (\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_3)^2 + (\Delta \varepsilon_2 - \Delta \varepsilon_3)^2 \right]^{1/2} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot [6 \cdot \Delta \varepsilon_1^2]^{1/2} = \frac{\sqrt{3}}{3} \cdot \Delta \gamma \quad (6)$$

όπου $\Delta \gamma$ είναι η τιμή της μεταβολής της διατμητικής παραμόρφωσης. Εξάλλου, σημειώνεται ότι η μεταβολή της αποκλίνουσας τάσης q συνδέεται με την μεταβολή της διατμητικής τάσης τ με βάση την εξίσωση:

$$\Delta q = \sqrt{3} \cdot \Delta \tau \quad (7)$$

Επιπλέον, στην εξεταζόμενη περίπτωση της αστράγγιστης δοκιμής “άμεσης απλής διάτμησης”, αποδεικνύεται ότι η τιμή της μεταβολής του πλαστικού πολλαπλασιαστή $d\lambda$ (βλ. 2^ο κεφάλαιο) ισούται με την παραπάνω τιμή της μεταβολής της αποκλίνουσας παραμόρφωσης $d\varepsilon_q$.

Συνεπώς, το μόνο θέμα που απομένει για την επιτυχή σύνταξη του ζητούμενου αλγορίθμου είναι ο τρόπος υπολογισμού των πιέσεων του νερού των πόρων. Οι πιέσεις πόρων που ενδιαφέρουν στην περίπτωση της ρευστοποίησης είναι εκείνες που σχετίζονται με τις πλαστικές ογκομετρικές παραμορφώσεις. Αν και είναι δυνατόν να δημιουργηθούν πιέσεις πόρων από παροδικές αλλαγές στις ολικές τάσεις, αυτές οδηγούν σε μικρές αλλαγές στις ενεργές τάσεις (με εξαίρεση την περίπτωση που το έδαφος είναι μερικώς κορεσμένο). Σε κάθε βήμα υπολογισμού, παράγονται ογκομετρικές παραμορφώσεις, η μεταβολή των οποίων ισούται με το άθροισμα των αντίστοιχων μεταβολών των ελαστικών και των πλαστικών ογκομετρικών παραμορφώσεων:

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_v^e + d\varepsilon_v^p \quad (8)$$

Για αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, η επακόλουθη (ανά βήμα υπολογισμού) μεταβολή στις πιέσεις του νερού των πόρων είναι:

$$du = \frac{K_w}{n} \cdot d\varepsilon_v \quad (9)$$

όπου K_w είναι το μέτρο “συμπιεστότητας” (bulk modulus) του νερού και n είναι το πορώδες του εδαφικού υλικού. Η ανάλογη μεταβολή στην μέση ενεργό ορθή τάση συνδέεται με την μεταβολή της ελαστικής ογκομετρικής παραμόρφωσης ως εξής:

$$dp' = K^e \cdot d\varepsilon_v^e \quad (10)$$

Με βάση την θεωρία Terzaghi, η μεταβολή της μέσης ολικής ορθής τάσης ισούται με το άθροισμα των μεταβολών της μέσης ενεργού ορθής τάσης και της πίεσης των πόρων. Χάρην απλότητας, αν υποθέσουμε ότι η μεταβολή της μέσης ολικής ορθής τάσης είναι μηδενική ($dp = 0$), τότε προκύπτει ότι οι μεταβολές της μέσης ενεργού ορθής τάσης και της πίεσης των πόρων είναι ίσες κατά μέγεθος και αντίθετες μεταξύ τους ($du = -dp'$). Συνδυάζοντας όλα τα παραπάνω προκύπτει ότι:

$$du = \frac{K^e}{1 + \frac{K^e}{K_w/n}} \cdot d\varepsilon_v^p = B_{Skempton} \cdot K^e \cdot d\varepsilon_v^p \quad (11)$$

όπου με $B_{Skempton}$ συμβολίζεται η γνωστή παράμετρος του Skempton η οποία χρησιμοποιείται στις εργαστηριακές δοκιμές για να δηλώσει τον βαθμό κορεσμού του εξεταζόμενου δοκιμίου. Είναι προφανές ότι ο λόγος των μέτρων συμπιεστότητας του ύδατος των πόρων και του εδαφικού σκελετού είναι ο σημαντικότερος παράγοντας στον καθορισμό των αναπτυσσόμενων πιέσεων πόρων.

Από τον νόμο του Boyle, και υποθέτοντας κοινή πίεση στο νερό και στον αέρα, το μέτρο συμπιεστότητας του νερού εκφράζεται συναρτήσει της πίεσης με βάση την έκφραση:

$$K_w = \frac{p^2}{(1 - S_0) \cdot p_a} < 2 \cdot 10^6 \text{ kPa} \quad (12)$$

όπου S_0 είναι ο βαθμός κορεσμού για πίεση ίση με την ατμοσφαιρική και p_a είναι η ατμοσφαιρική πίεση ($p_a = 100 \text{ kPa}$). Σημειώνεται ότι η τιμή του βαθμού κορεσμού S_0 αποτελεί μία καλή προσέγγιση του αρχικού κορεσμού ενός δοκιμίου που πρόκειται να εξεταστεί σε δοκιμή φυγοκεντρική. Εάν οι πόροι του δοκιμίου είναι πλήρως

γεμάτοι με νερό τότε το μέτρο συμπιεστότητας του νερού παίρνει την μέγιστή του τιμή ($K_w = 2 \cdot 10^6$ kPa, βλ. **Σχήμα 5**). Για τυπικές τιμές του μέτρου συμπιεστότητας του εδαφικού σκελετού και του πορώδους (π.χ. $K^e = 6 \cdot 10^4$ kPa και $n = 1/3$) η παράμετρος Skempton ισούται με $B_{Skempton} = 0.99$. Για μικρή, όμως, μείωση στον βαθμό κορεσμού (π.χ. για $S_0 = 0.98$), το μέτρο συμπιεστότητας του νερού των πόρων πέφτει σε θεαματικά μικρότερη τιμή ($K_w = 5000$ kPa, για πίεση ίση με την συνήθη πίεση αναφοράς των 100 kPa), με αποτέλεσμα να προκύπτει πολύ μικρότερη παράμετρος Skempton ($B_{Skempton} = 0.2$). Στην περίπτωση της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας, υποτίθεται (χωρίς “βλάβη” στα παραγόμενα αποτελέσματα) ότι οι εξεταζόμενες δοκιμές γίνονται υπό συνθήκες πλήρους κορεσμού του δοκιμίου, με αποτέλεσμα να υπολογίζεται πρακτικώς μοναδιαία παράμετρος κατά Skempton.

Έχοντας αναλύσει, λοιπόν, τον τρόπο με τον οποίον διεξάγεται μία δοκιμή DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης και των χαρακτηριστικών που την διέπουν, είναι πλέον δυνατός ο προγραμματισμός του σχετικού αλγορίθμου.

Σημειώνεται ότι σε κάθε βήμα υπολογισμού επιβάλλεται ένα σταθερό ποσοστό της τελικής επιβαλλόμενης διατμητικής παραμόρφωσης (ανάλογα με το επιλεγόμενο πλήθος των βημάτων υπολογισμού) και, με βάση τα όσα αναπτύχθηκαν παραπάνω, υπολογίζεται η απόκριση του δοκιμίου για δεδομένες τιμές των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 6** απεικονίζονται ενδεικτικά οι εξής παραγόμενες καμπύλες απόκρισης: (α) διατμητική τάση τ – διατμητική παραμόρφωση γ , (β) αποκλίνουσα τάση q – μέση ενεργός ορθή τάση p' , (γ) πίεση πόρων u – διατμητική παραμόρφωση γ και (δ) κινητοποιούμενη γωνία τριβής ϕ_{mob} – διατμητική παραμόρφωση γ . Οι τιμές των παραμέτρων με βάση τις οποίες προέκυψαν τα ανωτέρω διαγράμματα είναι τυπικές, δεν έχουν προκύψει, δηλαδή, από καμία (προς το παρόν) διαδικασία βαθμονόμησης: τα διαγράμματα αυτά παρουσιάζονται ενδεικτικά για λόγους επίδειξης της λειτουργίας του αλγορίθμου που συντάχθηκε.

4.3 Διαδικασία βαθμονόμησης και αποτελέσματα

Στην ενότητα που ακολουθεί, παρουσιάζεται η διαδικασία της βαθμονόμησης που ακολουθήθηκε και παρατίθενται τα σχετικά αποτελέσματα. Αντικειμενικός σκοπός της βαθμονόμησης είναι η εξαγωγή κατάλληλων αριθμητικών εκφράσεων των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM, ώστε να είναι εφικτή η άμεση εκτίμησή τους για την διεξαγωγή των ζητούμενων τελικών αναλύσεων με πεπερασμένα στοιχεία (με την χρήση του λογισμικού PLAXIS). Ιδιαίτερη έμφαση δίνεται στην εξήγηση της “φυσικής” που διέπει κάθε μία παράμετρο, μέσα από την παράθεση των ανάλογων σχημάτων και του κατάλληλου σχολιασμού. Λειτουργικές λεπτομέρειες σε σχέση με το λογισμικό βελτιστοποίησης που αξιοποιήθηκε δεν αναφέρονται, καθώς θεωρείται ότι αυτές (αν και αποτελούν αναπόσπαστο κομμάτι της διαδικασίας της βαθμονόμησης) ξεφεύγουν από τον αντικειμενικό σκοπό της παρούσης ενότητας. Για περισσότερες σχετικές πληροφορίες, ο αναγνώστης παραπέμπεται στο εγχειρίδιο χρήσης του αντίστοιχου λογισμικού (Matlab).

(α) Ελαστικές παράμετροι

Αρχικά, η πρώτη παράμετρος που βαθμονομείται είναι εκείνη του ελαστικού μέτρου διάτμησης K_G^e για τάση αναφοράς ίση με τα 100 kPa. Γενικά, ο πιο αξιόπιστος τρόπος για την εκτίμηση του ελαστικού μέτρου διάτμησης είναι η χρήση μετρήσεων της ταχύτητας διάδοσης διατμητικού κύματος v_s , καθώς επίσης και η διεξαγωγή επί τόπου γεωφυσικών δοκιμών στην περιοχή ενός έργου. Όμως, κάτι τέτοιο δεν είναι, συνήθως, εφικτό σε κάθε περίπτωση. Με βάση, λοιπόν, εκτεταμένες μελέτες, στην βιβλιογραφία υπάρχει πληθώρα εκφράσεων για την περιγραφή αυτής της παραμέτρου. Συνεπώς, η βαθμονόμησης της επιλέγεται να γίνει με βάση τις δημοσιευμένες εκφράσεις της βιβλιογραφίας.

Για διάφορους τύπους εδαφών υπάρχουν και οι ανάλογες εμπειρικές εκφράσεις. Στην περίπτωση της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας ενδιαφέρουν αποκλειστικά τα μη συνεκτικά εδάφη, τα οποία είναι τα κατ’ εξοχή εδάφη επιρρεπή στο

φαινόμενο της ρευστοποίησης. Σύμφωνα με τους Seed and Idriss (1970), το μέγιστο μέτρο διάτμησης των αμμωδών εδαφών ορίζεται από την έκφραση:

$$G_{max} = 1000 \cdot K_{2,max} \cdot (\sigma'_m)^{0.5} \quad (13)$$

όπου $K_{2,max}$ είναι η παράμετρος που σχετίζεται με τον λόγο των κενών, ή (κατ' επέκταση) με την σχετική πυκνότητα του εδάφους και σ'_m είναι η μέση ενεργός ορθή τάση (σε lb/ft²). Σημειώνεται ότι το μέγιστο μέτρο διάτμησης είναι εκείνο που αναφέρεται στις πολύ μικρές διατμητικές παραμορφώσεις. Οι τιμές του συντελεστή $K_{2,max}$ απεικονίζονται στον **Πίνακα 1**.

Πίνακας 1 Εκτίμηση της παραμέτρου $K_{2,max}$

Σχετική πυκνότητα D_R (%)	$K_{2,max}$
30	34
40	40
45	43
60	52
75	59
90	70

Η εξίσωση 13 μπορεί να γραφτεί και ως ακολούθως:

$$G_{max} = 1000 \cdot K_{2,max} \cdot (\sigma'_m)^{0.5} = 1000 \cdot K_{2,max} \cdot \frac{p_a}{p_a} \cdot (\sigma'_m)^{0.5} = \left[\frac{1000 \cdot K_{2,max}}{\sqrt{p_a}} \right] \cdot p_a \cdot \left(\frac{\sigma'_m}{p_a} \right)^{0.5} \quad (14)$$

Από την απλή παραβολή ανάμεσα στις δύο προαναφερθείσες εξισώσεις, μπορούμε να συμπεράνουμε τα εξής: (α) ο όρος στην αγκύλη συμβολίζει την ζητούμενη παράμετρο K_G^e και (β) ο εκθέτης n λαμβάνει την τιμή 0.5. Μάλιστα, από την στιγμή που η παράμετρος $K_{2,max}$ εξαρτάται αποκλειστικά και μόνον από την σχετική πυκνότητα D_R , η παράμετρος K_G^e είναι και αυτή αποκλειστική συνάρτηση της ίδιας εδαφικής παραμέτρου. Στο **Σχήμα 7** απεικονίζεται η μεταβολή της παραμέτρου του

ελαστικού μέτρου διάτμησης για την τάση αναφοράς των 100 kPa συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας D_R . Η έκφραση που συνδέει τα δύο μεγέθη μεταξύ τους είναι η:

$$K_G^e = 1592.6 \cdot D_R^{0.6464} \quad (15)$$

Στην συνέχεια, ακολουθεί η βαθμονόμηση του ελαστικού μέτρου συμπιεστότητας του εδάφους K_B^e για την τάση αναφοράς των 100 kPa. Όπως έχει ήδη αναφερθεί, το ελαστικό μέτρο συμπιεστότητας συνδέεται με το ελαστικό μέτρο διάτμησης με βάση τον λόγο του Poisson. Με την υπόθεση ότι ο εκθέτης με ισούται με την τιμή του εκθέτη n_e (δηλαδή $n_e = 0.5 = m_e$), η εν λόγω εξίσωση παίρνει την ακόλουθη μορφή:

$$\nu' = \frac{3 \cdot \kappa - 2}{6 \cdot \kappa + 2} \quad (16)$$

όπου ο όρος κ εκφράζει τον λόγο των δύο ελαστικών μέτρων. Η μεταβολή του λόγου του Poisson συναρτήσει του όρου κ απεικονίζεται στο **Σχήμα 8**. Στα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας, επιλέγεται ο όρος κ να λάβει την ελάχιστη δυνατή τιμή, δηλαδή επιλέγεται $\kappa \approx 0.67$, τιμή που αντιστοιχεί σε λόγο του Poisson περίπου ίσο με μηδέν. Για τους στατικούς υπολογισμούς, ο λόγος αυτός είναι εξαιρετικά μικρός και ενδεχομένως να οδηγεί σε μη ρεαλιστικά αποτελέσματα. Παρόλα αυτά, έχει αποδειχθεί (Hardin, 1978) ότι ο λόγος του Poisson μεταβάλλεται με την παραμόρφωση, και για πολύ μικρές παραμορφώσεις λαμβάνει τιμές από 0 έως και 0.2. Συνεπώς, για τους δυναμικούς υπολογισμούς επιτρέπεται να χρησιμοποιηθεί ένας τόσο μικρός λόγος του Poisson, με ανάλογο τρόπο που χρησιμοποιείται το μέγιστο μέτρο διάτμησης G_{max} . Αν και η συνήθης παραδοχή που γίνεται για τις άμμους αφορά λόγο του Poisson περίπου ίσο με 0.1 (Byrne et al., 1987), στην παρούσα βαθμονόμηση χρησιμοποιείται σχεδόν μηδενική τιμή (κοντά στο κάτω όριο του προτεινόμενου εύρους) συμβαδίζοντας με τις προτεινόμενες εκφράσεις των Beaty and Byrne (2011) για το καταστατικό προσομοίωμα UBCSAND. Ας μην ξεχνάμε, εξάλλου, ότι το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM αποτελεί κατά κύριο λόγο την τριδιάσταση επέκταση του καταστατικού προσομοιώματος

UBCSAND. Τέλος, σημειώνεται ότι εφόσον διαπιστωθεί πρόβλημα κατά τους στατικούς υπολογισμούς, συστήνεται είτε η χρήση ενός διαφορετικού ελαστο – πλαστικού καταστατικού προσομοιώματος (π.χ. Mohr – Coulomb), είτε (προσωρινά) η χρήση μιας υψηλότερης τιμής του παραπάνω όρου κ.

(β) Γωνία τριβής

Στην ενότητα που ακολουθεί παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της διαδικασίας βαθμονόμησης σχετικά με την γωνία τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} και την μέγιστη δυνατή γωνία τριβής ϕ_p . Γενικά, η γωνία τριβής σταθερού όγκου δείχνει να είναι περίπου σταθερή για συγκεκριμένο τύπο εδάφους, ανεξάρτητα από την κατάστασή του (Negusse et al., 1988 J8). Απ' την άλλη πλευρά, η μέγιστη δυνατή γωνία τριβής εξαρτάται σε κάποιον βαθμό τόσο από την σχετική πυκνότητα του εδάφους όσο και από την εντατική του κατάσταση (Sadrekarimi and Olson, 2009).

Κατά το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM, οι δύο αυτές χαρακτηριστικές γωνίες τριβής φαίνεται να έχουν ξεχωριστό και ευδιάκριτο ρόλο. Όπως έχει ήδη αναφερθεί, κατά την φόρτιση ενός εδαφικού στοιχείου κινητοποιείται η γωνία τριβής σύμφωνα με τον νόμο κράτυνσης. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 6 (δ)** απεικονίζεται η μεταβολή της συναρτήσεως της διατμητικής παραμόρφωσης, για την ενδεικτική δοκιμή επίδειξης DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης που αναφέρθηκε σε προηγούμενη ενότητα. Όμως, το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM δεν βασίζεται στην θεωρία της κρίσιμης κατάστασης. Αυτό σημαίνει ότι σε “πολύ μεγάλες” διατμητικές παραμορφώσεις, η κινητοποιούμενη γωνία τριβής προσεγγίζει την μέγιστη δυνατή γωνία τριβής, και όχι την γωνία τριβής σταθερού όγκου. Συνεπώς, στο **Σχήμα 9** απεικονίζεται γραφικά η έννοια της μέγιστης δυνατής γωνίας τριβής ϕ_p : στον χώρο των τάσεων $q - p'$ αντιστοιχεί στην τελική κλίση της παραγόμενης απόκρισης.

Από την άλλη πλευρά, στο 2^ο κεφάλαιο αναπτύχθηκε ο ορισμός της γωνίας τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} . Σύμφωνα με τον αυτόν τον ορισμό, στην κατάσταση όπου η κινητοποιούμενη γωνία τριβής ισούται με την γωνία ϕ_{cv} δημιουργούνται μεταβολές μόνον στις πλαστικές διατμητικές παραμορφώσεις: η μεταβολή των πλαστικών

ογκομετρικών παραμορφώσεων είναι μηδενική (κατακόρυφο διάνυσμα του νόμου ροής). Παρατηρώντας προσεκτικά την εξίσωση που διέπει τον νόμο πλαστικής ροής του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM, σημειώνεται ότι: (α) για τιμές της κινητοποιούμενης γωνίας τριβής μικρότερες από την γωνία τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} , οι παραγόμενες πλαστικές ογκομετρικές παραμορφώσεις είναι θλιπτικές (συστολή) και (β) για τιμές της κινητοποιούμενης γωνίας τριβής μεγαλύτερες από την γωνία τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} , οι παραγόμενες πλαστικές ογκομετρικές παραμορφώσεις είναι εφελκυστικές (διαστολή). Σύμφωνα με την εξίσωση 11, το πρόσημο της μεταβολής της μέσης ενεργού ορθής τάσης σε κάθε βήμα φόρτισης εξαρτάται αποκλειστικά από το πρόσημο της μεταβολής των πλαστικών ογκομετρικών παραμορφώσεων στο ίδιο βήμα. Όσο οι πλαστικές ογκομετρικές παραμορφώσεις είναι συστολικού χαρακτήρα, η μεταβολή στην μέση ενεργό ορθή τάση είναι αρνητική. Αντιθέτως, για πλαστικές ογκομετρικές παραμορφώσεις διαστολικού χαρακτήρα, ισχύει ότι $dp' > 0$. Στιγμιαία, την στιγμή όπου η κινητοποιούμενη γωνία τριβής ισούται με την γωνία τριβής σταθερού όγκου, η αντίστοιχη μεταβολή στην μέση ενεργό τάση είναι μηδενική. Συνεπώς, με βάση τα παραπάνω μπορούμε να εξάγουμε το ακόλουθο συμπέρασμα: η κατάσταση όπου $\phi_{mob} = \phi_{cv}$ μπορεί να ταυτοποιηθεί στον επίπεδο των τάσεων $q - p'$ ως η κατάσταση στην οποία η μέση ενεργός ορθή τάση παρουσιάζει “τοπικά ελάχιστη” τιμή (“phase transformation angle”). Το συμπέρασμα αυτό απεικονίζεται γραφικά στο **Σχήμα 9**.

Στα **Σχήματα 10-11** απεικονίζονται οι καμπύλες απόκρισης του καταστατικού προσομοιώματος για άμμους των Tasiouroulou and Gerolymos (2014). Συγκεκριμένα, απεικονίζονται διαγράμματα: (α) διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ και (β) διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης p' . Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται σε τέσσερις τιμές της σχετικής πυκνότητας D_R ($D_R = 0.25$; 0.40 ; 0.65 και 0.90) και σε τρεις τιμές της αρχικής (υπό ισότροπες συνθήκες) μέσης ενεργού ορθής τάσης p' ($p' = 100$; 500 και 1000 kPa). Σε κάθε περίπτωση, οι ανωτέρω καμπύλες απόκρισης έχουν προκύψει από μονοτονικές δοκιμές DSS επιβαλλόμενης διατμητικής παραμόρφωσης υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, ενώ αποτελούν τον “οδηγό” με βάση τον οποίον διεξάγεται η βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Συγκεκριμένα, στις καμπύλες αυτές

βασίζεται η βαθμονόμηση των εξής μονοτονικών παραμέτρων: (α) της μέγιστης γωνίας τριβής ϕ_p , (β) της γωνίας τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} , (γ) του πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^D για την τάση αναφοράς των 100 kPa και (δ) του πλαστικού εκθέτη n_p , με τις ελαστικές παραμέτρους που βαθμονομήθηκαν παραπάνω να είναι ανεξάρτητες από αυτές.

Αρχικά, με βάση την προηγούμενη ανάλυση, υπολογίζεται γραφικά η τιμή της γωνίας τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} σε κάθε μία από τις “πειραματικές” καμπύλες (με βάση το **Σχήμα 9**). Οι τιμές που συλλέγονται δείχνουν να βρίσκονται εντός ενός εύρους με ελάχιστη τιμή την γωνία $\phi_{cv} \approx 33^\circ$ και μέγιστη την γωνία $\phi_{cv} \approx 36^\circ$. Στο σημείο αυτό, σημειώνεται ότι δεν σκοπεύεται να προταθεί κάποια συγκεκριμένη έκφραση της γωνίας ϕ_{cv} : η τιμή της εξαρτάται (κυρίως) από παράγοντες η μελέτη των οποίων ξεφεύγει από τα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας (π.χ. μέγεθος και σχήμα κόκκων κλπ). Αντί αυτής, προτείνεται για τις δυναμικές αριθμητικές αναλύσεις που θα ακολουθήσουν μία τιμή εντός του παραπάνω εύρους τιμών. Εκείνο που ενδιαφέρει, όμως, είναι η διαφορά την οποία έχουν μεταξύ τους οι δύο χαρακτηριστικές γωνίες τριβής του προσομοιώματος. Συγκεκριμένα, σύμφωνα με τον Bolton (1986), η διαφορά των δύο αυτών γωνιών μπορεί να εκφραστεί με βάση την εξίσωση:

$$\phi_p - \phi_{cv} = \alpha \cdot I_R \quad (17)$$

όπου η τιμή του πολλαπλασιαστή α ισούται με 3 για συνθήκες τριαξονικής συμπίεσης και με 5 για συνθήκες επίπεδης παραμόρφωσης, ενώ η συνάρτηση I_R εξαρτάται από την σχετική πυκνότητα D_R και την αρχική μέση ενεργό ορθή τάση p' με μία σχέση της μορφής:

$$I_R = D_R \cdot (Q - \ln p') - R \quad (18)$$

Στο **Σχήμα 12** απεικονίζεται η εξέλιξη της κινητοποιούμενης γωνίας τριβής συναρτήσει της διατμητικής παραμόρφωσης γ , για κάθε μία από τις περιπτώσεις των “πειραματικών” καμπυλών. Από την στιγμή που το καταστατικό προσομοίωμα των Tasiopoulou and Gerolymos βασίζεται στην θεωρία της κρίσιμης κατάστασης, δεν ισχύει η παρατήρηση που σημειώθηκε παραπάνω για τον γραφικό

προσδιορισμό της μέγιστης γωνίας τριβής ϕ_p από τα “πειραματικά” αποτελέσματα. Αντιθέτως, με δεδομένο ότι για κάθε περίπτωση η τιμή της γωνίας τριβής σταθερού όγκου είναι σταθερή, ενδιαφέρει η μέγιστη τιμή της κινητοποιούμενης γωνίας τριβής (ορισμός της γωνίας ϕ_p κατά το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM). Η κατάσταση στην οποία η παρατηρούμενη διαφορά των δύο γωνιών είναι μέγιστη θεωρείται αντιπροσωπευτική της εξίσωσης 17. Στο **Σχήμα 13** απεικονίζεται η μέγιστη αυτή διαφορά για κάθε περίπτωση, συναρτήσει τόσο της σχετικής πυκνότητας D_R όσο και της αρχικής μέσης ενεργού ορθής τάσης p' . Όπως είναι φανερό, οι μέγιστες διαφορές που συγκρατήθηκαν “ακολουθούν” τον νόμο μεταβολής που δίνει η εξίσωση του Bolton: καθώς αυξάνεται η αρχική μέση ενεργός ορθή τάση η διαφορά μειώνεται και καθώς αυξάνεται η σχετική πυκνότητα η διαφορά αυξάνεται. Συνεπώς, “τροφοδοτώντας” τις παραπάνω εξισώσεις με τις μέγιστες τιμές των διαφορών που συγκρατούνται, ακολουθείται μία διαδικασία βελτιστοποίησης προκειμένου να ευρεθούν οι χαρακτηριστικές τιμές των παραγόντων α , Q και R . Εν τέλει, προκύπτει ότι: $(\alpha) \alpha = 3.78$, $(\beta) Q = 9.049$ και $(\gamma) R = 0.901$. Τελικώς, η προτεινόμενη έκφραση που συνδέει τις δύο χαρακτηριστικές γωνίες του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM μεταξύ τους είναι η:

$$\phi_p - \phi_{cv} = 3.78 \cdot [D_R \cdot (9.049 - \ln p') - 0.901] \quad (19)$$

Για δεδομένο αρχικό εντατικό πεδίο (p') και σχετική πυκνότητα (D_R), επιλέγοντας μία τιμή της γωνίας τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} εντός του προτεινόμενου εύρους τιμών ($33^\circ \leq \phi_{cv} \leq 36^\circ$) προκύπτει άμεσα η μέγιστη γωνία τριβής ϕ_p . Ως αποτέλεσμα, οι μόνες μονοτονικές παράμετροι που απομένουν να βαθμονομηθούν δεν είναι άλλες από εκείνες του χαρακτηριστικού πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^p και του αντίστοιχου πλαστικού εκθέτη n_p .

(γ) Πλαστικές παράμετροι

Στην ενότητα που ακολουθεί, παρουσιάζεται η βαθμονόμηση των πλαστικών μονοτονικών παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM: του

πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^p για τάση αναφοράς ίση με 100 kPa, και του αντίστοιχου εκθέτη n_p .

Έχοντας προσδιορίσει κάθε άλλη παράμετρο με βάση τις προηγούμενες ενότητες, πλέον ήρθε η ώρα να αξιοποιηθεί ο σχετικός αλγόριθμος που συντάχθηκε. Από την απαίτηση οι καμπύλες $\tau - \gamma$ και $\tau - p'$ του αλγορίθμου να ταυτίζονται (κατά το δυνατόν) με τις αντίστοιχες “πειραματικές” για όλες τις αρχικές μέσες ενεργές ορθές τάσεις p' και για δεδομένη σχετική πυκνότητα D_R ταυτόχρονα (“multi – objective optimization”), υπολογίζονται οι τιμές του πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^p με την βοήθεια του λογισμικού βελτιστοποίησης (optimization toolbox) της μαθηματικής γλώσσας προγραμματισμού Matlab. Στην παραπάνω διαδικασία, αρχικά υποτίθεται ότι $n_p = n_e = 0.5$.

Στο **Σχήμα 14** απεικονίζεται η μεταβολή του πλαστικού εκθέτη n_p συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας D_R , ως αποτέλεσμα της ίδιας στατικής επεξεργασίας των αποτελεσμάτων. Η εν λόγω μεταβολή δείχνει να είναι γραμμικής μορφής, και μάλιστα η σχέση που συνδέει τα δύο μεγέθη μεταξύ τους είναι αρκετά εντυπωσιακή (από άποψη συμβολισμού):

$$n_p = D_R \quad (20)$$

Τονίζεται, επίσης, ότι στην ανωτέρω σχέση η σχετική πυκνότητα D_R εισάγεται με την απόλυτη τιμή της (π.χ. 0.45 για $D_R = 0.45$).

Στο σημείο αυτό, η διαδικασία της βαθμονόμησης των μονοτονικών παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM ολοκληρώθηκε. Έγινε εξαγωγή των ανάλογων εκφράσεων για κάθε μία παράμετρο, με αποτέλεσμα να είναι δυνατή η άμεση εκτίμησή τους κατά την αριθμητική προσομοίωση των δυναμικών προβλημάτων που θα εξεταστούν στα επόμενα κεφάλαια. Επιπλέον, σημειώνεται ότι όλες οι παραπάνω εκφράσεις προέκυψαν για μοναδιαία τιμή της παραμέτρου R_F (λόγος αστοχίας). Υπό στατικές συνθήκες φόρτισης ενός μεμονωμένου εδαφικού στοιχείου, η παραδοχή της παραπάνω μοναδιαίας τιμής είναι λογική: δεν απαιτείται η παράμετρος R_F να ορίζει τον τρόπο με τον οποίον αποκρίνεται το κάθε εδαφικό στοιχείο υπό μονοτονικές συνθήκες φόρτισης. Όμως, κάτι τέτοιο είναι επιθυμητό

στην περίπτωση της ανακυκλικής φόρτισης, όπως θα αναπτυχθεί εκτενέστερα στην σχετική επόμενη ενότητα. Μάλιστα, όπως θα συζητηθεί παρακάτω, η τιμή της παραμέτρου R_F απαιτείται να μειώνεται όσο αυξάνεται η σχετική πυκνότητα D_R . Το γεγονός της παραπάνω παραδοχής ενδέχεται να επηρεάζει μόνον τους στατικούς υπολογισμούς. Όπως αναφέρθηκε προηγουμένως για την περίπτωση του λόγου του Poisson, σε περίπτωση που η παραγόμενη απόκριση ενός προβλήματος υπό στατικές συνθήκες (π.χ. αρχικό βήμα υπολογισμού ενός δυναμικού προβλήματος για την παραγωγή του αρχικού εντατικού πεδίου λόγω βαρύτητας) κρίνεται ως μη ικανοποιητική, συστήνεται η χρήση είτε ενός διαφορετικού ελαστο – πλαστικού καταστατικού προσομοιώματος (π.χ. Mohr – Coulomb) είτε η κατάλληλη προσαρμογή της παραμέτρου R_F . Συνήθως, με βάση την πείρα που αποκτήθηκε από τις δυναμικές αναλύσεις που θα συζητηθούν στα επόμενα κεφάλαια, η επιρροή της παραμέτρου R_F στα παραγόμενα αποτελέσματα του αρχικού “στατικού” βήματος υπολογισμού είναι αμελητέα, με αποτέλεσμα είτε θεωρηθεί μοναδιαία τιμή της είτε αξιοποιηθεί η τιμή της παραμέτρου με βάση την έκφραση που θα προταθεί στην επόμενη ενότητα τα δύο αρχικά εντατικά πεδία που παράγονται να έχουν αμελητέες (πρακτικώς “μηδενικές”) διαφορές. Συνεπώς, μπορεί να θεωρηθεί ότι οι προτεινόμενες εκφράσεις των μονοτονικών παραμέτρων δεν απαιτείται να μεταβληθούν, παρά την μεταβολή στην τιμή της παραμέτρου R_F που θα ακολουθήσει.

Τέλος, στα **Σχήματα 15-18** απεικονίζονται τα αποτελέσματα που προκύπτουν από την εφαρμογή των προτεινόμενων εκφράσεων σε σύγκριση με τα αποτελέσματα των “πειραματικών” δοκιμών. Συγκεκριμένα, για κάθε σχετική πυκνότητα D_R και για κάθε αρχική μέση ενεργό ορθή τάση ρ_0' (ξεχωριστά), σχεδιάζονται τα διαγράμματα: (α) διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ και (β) διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης ρ' . Σημειώνεται ότι οι διαφορές που εντοπίζονται ανάμεσα στις προβλεπόμενες καμπύλες απόκρισης και στις αντίστοιχες “πειραματικές” είναι αναμενόμενες (δεν πρέπει δηλαδή να θεωρηθούν “μεγάλες”), καθώς πηγάζουν από την απαίτηση της ταυτόχρονης αναπαραγωγής των τελευταίων για δεδομένη σχετική πυκνότητα. Χωρίς την απαίτηση αυτή, ο αλγόριθμος που έχει συνταχθεί είναι σε θέση να αναπαράγει ακριβώς τις

ζητούμενες αποκρίσεις: οι τιμές των παραμέτρων που θα προέκυπταν, όμως, δεν έχουν κάποια φυσική “σύνδεση” μεταξύ τους (με βάση και την πείρα που αποκτήθηκε από την βαθμονόμηση), σε αντίθεση με ό, τι επετεύχθη παραπάνω.

5. Ανακυκλικές παράμετροι

Στην ενότητα που ακολουθεί περιγράφεται η διαδικασία της βαθμονόμησης των ανακυκλικών παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM, οι οποίες είναι οι εξής: (α) ο λόγος αστοχίας R_F , (β) η παράμετρος “πυκνοποίησης” fac_{hard} και (γ) η παράμετρος fac_{post} , η οποία είναι υπεύθυνη για την περιγραφή της απόκρισης στην κατάσταση μετά την ρευστοποίηση. Έχοντας βαθμονομήσει τις τιμές των μονοτονικών παραμέτρων με βάση τα όσα αναπτύχθηκαν παραπάνω, διεξάγονται δοκιμές DSS (αριθμητικά) υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, επιβάλλοντας ανακυκλική διατμητική τάση τ . Η αριθμητική προσομοίωση των πειραματικών δοκιμών επιτυγχάνεται αξιοποιώντας την ενσωματωμένη δυνατότητα του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS. Οι ζητούμενες ανακυκλικές παράμετροι βαθμονομούνται με βάση γνωστές εκφράσεις της βιβλιογραφίας, οι οποίες παρατίθενται παρακάτω.

Αρχικά, αναπτύσσεται ο ορισμός της αντοχής σε ρευστοποίηση, όπως αυτός συναντάται σε πηγές της βιβλιογραφίας. Με βάση τον ορισμό αυτόν, καταστρώνεται η κατάλληλη υπολογιστική διαδικασία η οποία αποσκοπεί στην ορθή βαθμονόμηση των ανακυκλικών παραμέτρων. Στην συνέχεια, εξετάζεται η επιρροή της αρχικής κατακόρυφης ενεργού ορθής τάσης στην αντοχή σε ρευστοποίηση και γίνονται οι κατάλληλες τροποποιήσεις. Αντίστοιχα, εξετάζεται και η επιρροή του συντελεστή ουδέτερης ώθησης. Τέλος, με βάση τις εκφράσεις που θα προταθούν, αναπαράγονται οι καμπύλες μεταβολής του μέτρου διάτμησης και του συντελεστή απόσβεσης συναρτήσει του πλάτους της διατμητικής παραμόρφωσης (δηλαδή οι καμπύλες $G / G_{max} - \gamma$ και $\xi - \gamma$), και αξιολογείται σε πρώτη φάση η αποτελεσματικότητα της βαθμονόμησης μέσω της σύγκρισης με τις αντίστοιχες καμπύλες της βιβλιογραφίας. Η εκτενέστερη αξιολόγηση των εκφράσεων που προτείνονται στο παρόν κεφάλαιο συνολικά ακολουθεί στα επόμενα δύο κεφάλαια

της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας, όπου προσομοιώνεται μία δοκιμή φυγοκεντριστή και μία πραγματική περίπτωση σεισμικής διέγερσης, αντίστοιχα.

5.1 Αντοχή έναντι ρευστοποίησης

Στο **Σχήμα 19** απεικονίζεται ένα τυπικό διάγραμμα που δείχνει συνδυασμούς παραμέτρων φόρτισης (L) και αντίστασης σε ρευστοποίηση (R), για περιπτώσεις όπου έχει παρατηρηθεί ρευστοποίηση (συμπαγείς κύκλοι) και για περιπτώσεις όπου δεν έχει παρατηρηθεί ρευστοποίηση (ανοικτοί κύκλοι). Το όριο υποδηλώνει τις ελάχιστες απαιτούμενες τιμές των παραμέτρων αντίστασης, για την αποφυγή του φαινομένου της ρευστοποίησης. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 20** απεικονίζεται η παραπάνω συσχέτιση χρησιμοποιώντας ως παράμετρο φόρτισης τον λόγο CSR (cyclic stress ratio, τ/σ'_{vo}), και ως παράμετρο αντίστασης σε ρευστοποίηση τον αριθμό κρούσεων SPT (N_1)₆₀.

Οι πειραματικές DSS δοκιμές που διεξάγονται γίνονται επιβάλλοντας ανακυκλική διατμητική τάση υπό σταθερό πλάτος. Κάτι τέτοιο, όμως, αδυνατεί να συμβεί στην φύση (π.χ. σεισμός). Συνεπώς, η σύγκριση των πειραματικών αποτελεσμάτων με πραγματικές περιπτώσεις “φόρτισης” από σεισμό απαιτεί την μετάβαση από ακανόνιστες χρονοϊστορίες φόρτισης διατμητικής τάσης σε ισοδύναμες χρονοϊστορίες ομοιόμορφων κύκλων έντασης. Οι Seed et al. (1975) εφάρμοσαν μία στατιστικής φύσεως διαδικασία σε πληθώρα χρονοϊστοριών διατμητικής τάσης από σεισμούς (strong ground motions) για να προσδιορίσουν τον ισοδύναμο αριθμό των κύκλων (N_{eq}) μιας ομοιόμορφα επιβαλλόμενης διατμητικής τάσης, ο οποίος παράγει αύξηση στις πιέσεις πόρων ισοδύναμη με εκείνη της ακανόνιστης χρονοϊστορίας (για πλάτος διατμητικής τάσης ίση με το 65% της μέγιστης καταγραφόμενης διατμητικής τάσης κατά τον σεισμό, $\tau_{cyc} = 0.65 \cdot \tau_{max}$, ανά περίπτωση). Στο **Σχήμα 21** φαίνονται τα αποτελέσματα της παραπάνω διαδικασίας. Παρατηρείται ότι για σεισμό μεγέθους $M = 7.5$ ο αντίστοιχος ισοδύναμος αριθμός των ομοιόμορφων κύκλων διατμητικής τάσης είναι $N_{eq} \approx 15$. Με βάση τα παραπάνω, λοιπόν, μπορούμε να διατυπώσουμε τον ακόλουθο ορισμό σχετικά με την αντοχή έναντι ρευστοποίησης CRR (cyclic resistance ratio) των εδαφών: η αντοχή έναντι

ρευστοποίησης ορίζεται ως ο λόγος του πλάτους της επιβαλλόμενης ομοιόμορφης διατμητικής τάσης τ προς την αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση σ'_{vo} , ο οποίος για δεδομένη παράμετρο αντίστασης σε ρευστοποίηση (π.χ. τον αριθμό κρούσεων SPT $(N_1)_{60}$) οδηγεί σε ρευστοποίηση ύστερα από την πάροδο 15 κύκλων φόρτισης. Ως κατάσταση ρευστοποίησης νοείται εκείνη κατά την οποίαν ο συντελεστής πίεσης πόρων που αναφέρθηκε στο δεύτερο κεφάλαιο ($r_u = \Delta u / \sigma'_{vo}$) λαμβάνει τιμή μεγαλύτερη από 0.98 (πρακτικώς $r_u > 0.9$).

Επιπροσθέτως, διάφοροι ερευνητές (Seed and Idriss 1982, Seed 1983, Idriss and Boulanger 2008) έχουν υποδείξει ότι επιβάλλονται και άλλες διορθώσεις στον παραπάνω ορισμό της αντοχής έναντι του φαινομένου της ρευστοποίησης. Συγκεκριμένα, οι διορθώσεις αυτές αφορούν κυρίως: (α) μέγεθος σεισμού διαφορετικό από $M = 7.5$, (β) την επιρροή της τάσης των υπερκειμένων και (γ) την επιρροή της αρχικής στατικής επιβαλλόμενης διατμητικής τάσης. Συνεπώς, η τελική αντοχή έναντι ρευστοποίησης CRR προκύπτει ως:

$$CRR_M = CRR_{M=7.5} \cdot (MSF) \cdot K_\sigma \cdot K_\alpha \quad (21)$$

όπου MSF είναι ο συντελεστής μεγέθυνσης μεγέθους σεισμού, K_σ ο συντελεστής διόρθωσης για την αρχική τάση υπερκειμένων (ή αλλιώς “συντελεστής βάθους”) και K_α ο αντίστοιχος για την αρχικά στατικώς επιβαλλόμενη διατμητική τάση. Για παράδειγμα, στην περίπτωση φραγμάτων ή επιχωμάτων, λόγω την κλίσης του εδάφους δεν ισχύουν οι γεωστατικές συνθήκες, με την στατική διατμητική τάση να μην είναι μηδενική εξαρχής στο οριζόντιο επίπεδο. Παρόλα αυτά, κατά την διαδικασία της βαθμονόμησης που θα ακολουθήσει, έμφαση δίνεται μόνο στην επιρροή του βάθους, καθώς για τις περιπτώσεις των τοίχων αντιστήριξης τύπου βαρύτητας που θα εξεταστούν (π.χ. λιμενικοί κρηπιδότοιχοι) η επιρροή της αρχικής κλίσης εδάφους είναι αμελητέα: το έδαφος είναι πρακτικώς οριζόντιο στα ανάντη του τοίχου.

Όσον αφορά τον συντελεστή μεγέθυνσης μεγέθους σεισμού (magnitude scaling factor, MSF), εντοπίζονται διάφορες εκφράσεις στην βιβλιογραφία (Seed and Idriss, 1982; Tokimatsu and Yoshimi, 1983; Arango, 1996; Idriss, 1999). Για παράδειγμα, ο Idriss (1999) μελετώντας την σχέση που έχει το μέγεθος του σεισμού με τον

ισοδύναμο αριθμό των ομοιόμορφων κύκλων της επιβαλλόμενης έντασης κατέληξε στην ακόλουθη έκφραση, για την περιγραφή της επιρροής του μεγέθους:

$$MSF = 6.9 \cdot \exp(-M/4) - 0.058 \leq 1.8 \quad (22)$$

Επισημαίνεται ότι στα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας δεν δίνεται περαιτέρω έμφαση στην επιρροή του μεγέθους του σεισμού. Οι εκφράσεις που θα προκύψουν από την βαθμονόμηση αναφέρονται αποκλειστικά σε σεισμό μεγέθους $M = 7.5$, όπως είναι η συνήθης πρακτική κατά την βαθμονόμηση αντίστοιχων καταστατικών προσομοιωμάτων σχετικών με το φαινόμενο της ρευστοποίησης. Στις επόμενες ενότητες περιγράφεται η διαδικασία της βαθμονόμησης των ανακυκλικών παραμέτρων και σχολιάζονται τα παραγόμενα αποτελέσματα.

5.2 Διαδικασία βαθμονόμησης και αποτελέσματα

Όπως έχει ήδη αναφερθεί, για την βαθμονόμηση των ανακυκλικών παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM διεξάγονται ανακυκλικές δοκιμές DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, επιβάλλοντας ανακυκλική διατμητική τάση σταθερού πλάτους (**Σχήμα 22**). Οι μονοτονικές παράμετροι του καταστατικού προσομοιώματος που χρησιμοποιούνται προκύπτουν με την βοήθεια των εκφράσεων που προτάθηκαν στην προηγούμενη ενότητα. Στην ουσία, τονίζεται εξ αρχής ότι η διαδικασία της βαθμονόμησης στοχεύει στην παραγωγή της κατάλληλης έκφρασης για την παράμετρο fac_{hard} , με τις υπόλοιπες δύο ανακυκλικές παραμέτρους (δηλαδή τις παραμέτρους R_F και fac_{post}) να εξάγονται από “εύλογες” παραδοχές.

Αρχικά η τιμή της παραμέτρου R_F οφείλει να μεταβληθεί σε σχέση με την τιμή της μονάδας που υιοθετήθηκε κατά την βαθμονόμηση των μονοτονικών παραμέτρων. Πιο συγκεκριμένα, σύμφωνα με τους Beaty and Byrne (2011), όσο αυξάνεται η τιμή της σχετικής πυκνότητας του εδάφους τόσο πρέπει η τιμή της παραμέτρου R_F να μειώνεται. Προκειμένου η διαδικασία της βαθμονόμησης της ανακυκλικής παραμέτρου fac_{hard} να απλοποιηθεί κατά το δυνατόν περισσότερο, υποτίθεται ότι

ισχύει η προτεινόμενη έκφραση των Beaty and Byrne (2011), για την αρχική βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος UBCSAND (Σχήμα 23):

$$R_F = \frac{1.1}{(N_1)_{60}^{0.15}} \quad (23)$$

Κατά την παραπάνω έκφραση, η συσχέτιση της τιμής του αριθμού κρούσεων δοκιμής SPT $(N_1)_{60}$ με την τιμή της σχετικής πυκνότητας του εδάφους είναι λίγο διαφορετική σε σχέση με την αντίστοιχη που αναφέρθηκε στο δεύτερο κεφάλαιο. Συγκεκριμένα, χρησιμοποιείται η έκφραση των Idriss and Boulanger (2008):

$$D_R = \sqrt{\frac{(N_1)_{60}}{C_d}} \quad (24)$$

όπου η τιμή του παράγοντα C_d μπορεί να θεωρηθεί ίση με 46.

Από την άλλη πλευρά, η παράμετρος $fa_{c_{post}}$ ενεργοποιείται όταν η διαδρομή της έντασης οδηγηθεί στην κατάσταση που αντιστοιχεί στην μέγιστη δυνατή γωνία τριβής ϕ_p για πρώτη φορά. Υπό αυτές τις συνθήκες, η δευτερεύουσα επιφάνεια διαρροής απενεργοποιείται πλήρως και η απόκριση εξουσιάζεται μόνο από την πρωτεύουσα επιφάνεια διαρροής. Ανάλογα με το μέγεθος των συσσωρευτικών αποκλινοσών παραμορφώσεων κατά την διαστολή ενός εδαφικού στοιχείου, σταδιακά υποβαθμίζεται το πλαστικό μέτρο διάτμησης K_G^D . Η παράμετρος $fa_{c_{post}}$ ορίζει το κάτω όριο που αυτό δύναται να πάρει. Σε επίπεδο δοκιμής εδαφικού στοιχείου (όπως είναι μία εργαστηριακή δοκιμή), η τιμή της παραμέτρου $fa_{c_{post}}$ οφείλει να θεωρηθεί “αρκετά μικρή” (τάξη μεγέθους 10^{-2}), καθώς με αυτόν τον τρόπο δεν γίνεται καμία σκόπιμη επέμβαση στην εξέλιξη του φαινομένου της ρευστοποίησης, δηλαδή στην ουσία δεν τίθεται κάτω όριο στην τιμή του πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^D : αυτό δύναται μέχρι και να “μηδενιστεί”. Με άλλα λόγια, το φαινόμενο αφήνεται να εξελιχθεί πλήρως και ελεύθερα με βάση τον εκθετικό νόμο μείωσης της παραμέτρου του πλαστικού μέτρου διάτμησης (στην κατάσταση μετά την ρευστοποίηση), χωρίς καμία επέμβαση μέσω της παραμέτρου $fa_{c_{post}}$, η οποία θα οδηγούσε σε γενική αποφυγή της ρευστοποίησης (σε επίπεδο εδαφικού στοιχείου).

Κάτι τέτοιο, όμως, δεν είναι απολύτως ακριβές κατά την διεξαγωγή δυναμικών αναλύσεων με πεπερασμένα στοιχεία. Η εγκυρότητα της επιλογής μικρής τιμής της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$ περιορίζεται αυστηρά και μόνον στην περίπτωση δοκιμών μεμονωμένων εδαφικών στοιχείων. Στην περίπτωση των δυναμικών αναλύσεων, το προσομοίωμα που κατασκευάζεται αποτελείται από πληθώρα τέτοιων εδαφικών στοιχείων, τα οποία αλληλεπιδρούν τόσο μεταξύ τους όσο και με τις συνοριακές συνθήκες του προβλήματος που εξετάζεται. Για παράδειγμα, αν σε επίπεδο δοκιμής εδαφικού στοιχείου θεωρηθεί τιμή της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$ ίση με 0.3, τότε είναι βέβαιο ότι στο εδαφικό δοκίμιο δεν θα παρατηρηθούν δείγματα ρευστοποίησης. Όμως, σε επίπεδο συνολικού προσομοιώματος ενός εξεταζόμενου προβλήματος, κάτι τέτοιο δεν έχει ισχύ: η αλληλεπίδραση των εδαφικών στοιχείων ενδεχομένως να οδηγήσει σε “σημάδια” ρευστοποίησης ακόμα και για μία τέτοια τιμή της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$. Συνεπώς, η τιμή της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$ ενδεχομένως να χρειαστεί να τροποποιηθεί (όχι πάντα, βέβαια) ανάλογα με την ακρίβεια των αποτελεσμάτων που θα προκύψουν από μία δυναμική ανάλυση. Η επιλογή ορθής τιμής της παραμέτρου σε κάθε εδαφική απόθεση απαιτεί την κρίση του ερευνητή, όπως θα συζητηθεί σε επόμενο κεφάλαιο. Στην παρούσα ενότητα, στις ανακυκλικές δοκιμές DSS που θα διεξαχθούν υποτίθεται ότι $f_{ac_{post}} = 0.01$. Στις επόμενες παραγράφους ακολουθεί η περιγραφή του προβλήματος της βελτιστοποίησης της παραμέτρου $f_{ac_{hard}}$ και παρατίθενται τα ανάλογα αποτελέσματα.

(α) Βαθμονόμηση για τάση αναφοράς 100 kPa

Όπως αναφέρθηκε παραπάνω, η αντοχή έναντι ρευστοποίησης ενός εδαφικού υλικού εξαρτάται από την αρχική εντατική κατάσταση στην οποία βρίσκεται. Είθισται ως “κατάσταση” αναφοράς να λαμβάνεται εκείνη η οποία αναφέρεται σε αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση ίση με 100 kPa. Για περιπτώσεις όπου η αρχική κατακόρυφη ενεργός ορθή τάση είναι διαφορετική από την τάση αναφοράς, η αντοχή έναντι ρευστοποίησης απαιτείται να διορθωθεί με βάση την εξίσωση 3.23. Λεπτομέρειες για την διόρθωση αυτή παρουσιάζονται σε επόμενη παράγραφο.

Στο **Σχήμα 20** απεικονίζεται η καμπύλη αντοχής έναντι ρευστοποίησης των καθαρά αμμωδών εδαφών, συναρτήσει του αριθμού κρούσεων της δοκιμής SPT. Η καμπύλη αυτή αναφέρεται σε σεισμό μεγέθους $M = 7.5$ και στην αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση αναφοράς. Στόχος της διαδικασίας βαθμονόμησης της ανακυκλικής παραμέτρου fac_{hard} είναι να καταστεί δυνατή η αναπαραγωγή της ανωτέρω καμπύλης αντοχής από το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM. Για τον σκοπό αυτό, διεξάγονται αριθμητικές δοκιμές DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, όπου αρχικά επιβάλλεται στο δοκίμιο η αρχική κατακόρυφη ενεργός τάση αναφοράς των 100 kPa. Στην συνέχεια, για ένα πλήθος διαφορετικών εδαφικών σχετικών πυκνοτήτων, επιβάλλεται ανακυκλική διατμητική ίση με την αντοχή που προβλέπει η καμπύλη των Idriss and Boulanger (2008), και αναζητείται η τιμή της παραμέτρου fac_{hard} η οποία οδηγεί το δοκίμιο σε κατάσταση ρευστοποίησης στους 15 κύκλους ομοιόμορφης φόρτισης. Ως κατάσταση ρευστοποίησης, πρακτικά, νοείται εκείνη κατά την οποία ισχύει $r_u > 0.9$.

Σημειώνεται ότι έχει ήδη εντοπιστεί (Makra, 2013) η εγγενής αδυναμία του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM να επιτύχει υψηλές τιμές της αντοχής σε ρευστοποίηση για πολύ πυκνά εδάφη. Στο **Σχήμα 24** απεικονίζεται η θεωρητική καμπύλη αντοχής σε ρευστοποίηση και η αντίστοιχη που θεωρείται κατά τις πειραματικές δοκιμές που διεξάγονται. Εντοπίζεται διαφορά στις υψηλές τιμές της σχετικής πυκνότητας (εκφρασμένες μέσω του αριθμού $(N_1)_{60}$): υπό την παρούσα βαθμονόμηση υποεκτιμάται η αντοχή έναντι ρευστοποίησης για τα “πολύ πυκνά” εδάφη, στην περίπτωση που αυτά φορτίζονται αρχικώς με την τάση αναφοράς. Επιπλέον, τονίζεται ότι οι πειραματικές δοκιμές σχεδιάζονται για συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_o = 0.5$, και όχι για συντελεστή $K_o = 1$, καθώς έχει παρατηρηθεί ότι η αρχική ισότροπη εντατική κατάσταση δεν περιγράφει ικανοποιητικά τις συνθήκες πεδίου για άμμους, με την παραδοχή $K_o = 0.5$ να είναι σαφώς πιο ρεαλιστική.

Στο **Σχήμα 25** απεικονίζονται τα αποτελέσματα της διαδικασίας που περιγράφηκε. Συγκεκριμένα, φαίνεται η μεταβολή της παραμέτρου fac_{hard} συναρτήσει του αριθμού κρούσεων $(N_1)_{60}$. Γενικά, η τιμή της εν λόγω παραμέτρου αυξάνεται με εκθετικό τρόπο καθώς αυξάνεται η τιμή του αριθμού $(N_1)_{60}$: όσο πυκνότερο είναι το

έδαφος τόσο “δυσκολότερα” αυτό ρευστοποιείται. Γενικά, μεγάλες τιμές της παραμέτρου fac_{hard} υποδηλώνουν μεγάλες τιμές του πλαστικού μέτρου διάτμησης K_G^p κατά την δευτερεύουσα φόρτιση. Σύμφωνα με την καμπύλη αντοχής σε ρευστοποίηση, απαιτείται μεγαλύτερη διατμητική τάση για τα πυκνότερα υλικά προκειμένου αυτά να οδηγηθούν σε ρευστοποίηση στους 15 κύκλους ομοιόμορφης ανακυκλικής φόρτισης. Επομένως, για να επιτευχθεί αυτή η μεγαλύτερη φέρουσα ικανότητα, η μόνη παράμετρος που δύναται να βοηθήσει άμεσα είναι η εξεταζόμενη: μάλιστα η μεταβολή της “μοιάζει” κατά μία έννοια την μεταβολή της καμπύλης αντοχής.

(β) Βαθμονόμηση για τάση διαφορετική από την τάση αναφοράς

Γενικά, παρατηρείται ότι η “κανονικοποιημένη” αντοχή έναντι ρευστοποίησης (CRR) μειώνεται καθώς αυξάνεται η αρχική κατακόρυφη ενεργός ορθή τάση. Επιπλέον, οι εδαφικές παράμετροι που εξαρτώνται από το επίπεδο της έντασης δεν συνδέονται γραμμικά με την επιβαλλόμενη τάση, με αποτέλεσμα να μην είναι προφανής ο τρόπος με τον οποίον αυτές μεταβάλλονται. Για τους λόγους αυτούς, προκειμένου να εκτιμηθεί η αντοχή σε ρευστοποίηση για διαφορετικές τιμές της αρχικής κατακόρυφης ενεργού ορθής τάσης, εισάγεται ο εμπειρικός συντελεστής διόρθωσης “βάθους” (K_σ) κατά τον Seed (1983), ο οποίος ορίζεται ως εξής:

$$K_\sigma = \frac{CRR_{\sigma'_{vo}}}{CRR_{\sigma'_{vo}=1atm}} \quad (25)$$

όπου ο αριθμητής εκφράζει την αντοχή σε ρευστοποίηση για δεδομένη αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση και ο παρονομαστής την αντίστοιχη αντοχή για αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση ίση με την τάση αναφοράς των 100 kPa.

Στην βιβλιογραφία υπάρχουν διάφορες εκφράσεις οι οποίες δίνουν την συσχέτιση του συντελεστή διόρθωσης K_σ με την αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση σ'_{vo} . Στα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας αξιοποιείται εκείνη του Boulanger (2003), η οποία ορίζεται ως:

$$K_{\sigma} = 1 - C_c \cdot \ln \left(\frac{\sigma'_{vo}}{p_a} \right) \leq 1.1 \quad (26)$$

όπου ο συντελεστής C_c μπορεί να εκφραστεί σε όρους σχετικής πυκνότητας, αριθμού κρούσεων δοκιμής SPT ή και σε όρους ταχύτητας διάδοσης διατμητικού κύματος. Σε συμφωνία με ό, τι έχει θεωρηθεί στην διαδικασία της βαθμονόμησης, επιλέγεται ο συντελεστής C_c να εκφραστεί συναρτήσει του αριθμού $(N_1)_{60}$ με βάση την εξίσωση:

$$C_c = \frac{1}{18.9 - 2.55 \cdot \sqrt{N_{1,60}}} \leq 0.3 \quad (27)$$

Στο **Σχήμα 26** απεικονίζεται η μεταβολή του συντελεστή διόρθωσης K_{σ} συναρτήσει της αρχικής κατακόρυφης ενεργού ορθής τάσης σ'_{vo} . Με δεδομένη, λοιπόν, την θεωρητικά προβλεπόμενη τιμή της αντοχής σε ρευστοποίηση για τάσεις υπερκειμένων διαφορετικές από την τάση αναφοράς των 100 kPa, διεξάγονται παρόμοιες με πριν αναλύσεις για τιμές της αρχικής κατακόρυφης ενεργού ορθής τάσης ίσες με 250, 500, 750 και 1000 kPa. Η συσχέτιση της παραμέτρου fac_{hard} με τον αριθμό $(N_1)_{60}$ είναι της μορφής:

$$fac_{hard} = \alpha \cdot e^{\beta \cdot (N_1)_{60}} \geq 0.12 \quad (28)$$

Στο **Σχήμα 27** απεικονίζεται η θεωρητική πρόβλεψη της βιβλιογραφίας συγχρόνως με τις τιμές του συντελεστή K_{σ} που προκύπτουν με βάση τις προτεινόμενες εκφράσεις. Παρατηρείται, πρακτικώς, συμφωνία με την θεωρητική πρόβλεψη, πλην ίσως της περίπτωσης πολύ πυκνού εδάφους ($D_R \approx 0.80$), όπου η παραπάνω βαθμονόμηση υπερεκτιμά ελαφρώς την θεωρητικώς προβλεπόμενη αντοχή σε ρευστοποίηση. Στο σημείο αυτό υπενθυμίζεται ότι το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM παρουσιάζει μια εγγενής ιδιότητα υποεκτίμησης της αντοχής σε ρευστοποίηση για πολύ πυκνά εδάφη (βλ. **Σχήμα 25**), για αρχική τάση ίση με την τάση αναφοράς. Συνδυάζοντας την παραπάνω “ιδιότητα” με την τελευταία παρατήρηση, μπορούμε να συμπεράνουμε ότι το γεγονός της “υπερεκτίμησης” που σημειώθηκε δρα θετικά, “εξουδετερώνοντας” κατά μία έννοια την φυσική

αδυναμία του καταστατικού προσομοιώματος. Τέλος, στα **Σχήματα 28-30** απεικονίζονται κάποια ενδεικτικά αποτελέσματα των πειραματικών αναλύσεων, όπου οι παράμετροι του καταστατικού προσομοιώματος (μονοτονικές και ανακυκλικές) υπολογίζονται εξ' ολοκλήρου από τις προτεινόμενες εκφράσεις. Συγκεκριμένα, σχεδιάζονται τα εξής διαγράμματα απόκρισης: (α) συντελεστής πίεσης πόρων r_u – αριθμός κύκλων φόρτισης N , (β) διατμητική τάση τ – κατακόρυφη ενεργός τάση σ'_v και (γ) διατμητική τάση τ – διατμητική παραμόρφωση γ . Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται σε τρεις τιμές της σχετικής πυκνότητας ($D_R = 0.33; 0.55$ και 0.75), για αρχική κατακόρυφη ενεργό τάση ίση με $\sigma'_{vo} = 100$ kPa και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$. Παρακάτω, γίνεται μία πρώτη προσπάθεια αξιολόγησης της εγκυρότητας των παραγόμενων εκφράσεων. Εκτενέστερη αξιολόγηση ακολουθεί στα τελευταία δύο κεφάλαια της παρούσης εργασίας.

6. Αξιολόγηση της βαθμονόμησης

Στην ενότητα που ακολουθεί γίνεται μία πρώτη προσπάθεια αξιολόγησης της βαθμονόμησης των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM που προτάθηκε στο παρόν κεφάλαιο. Συγκεκριμένα, παρουσιάζεται συνοπτικά η επιρροή του συντελεστή ουδέτερης ώθησης στην αντοχή σε ρευστοποίηση, και εξετάζεται κατά πόσο η προτεινόμενη βαθμονόμηση είναι σε θέση να την αναπαράγει. Επιπλέον, υπολογίζονται οι καμπύλες μεταβολής του μέτρου διάτμησης και του λόγου απόσβεσης συναρτήσει του πλάτους της διατμητικής παραμόρφωσης, και συγκρίνονται με τις αντίστοιχες της βιβλιογραφίας. Τονίζεται ότι και στις δύο παραπάνω περιπτώσεις δεν ενδιαφέρει η αυστηρή “ταύτιση” των αποτελεσμάτων που η παρούσα βαθμονόμηση δίνει σε σχέση με τα αντίστοιχα δεδομένα της βιβλιογραφίας: ενδιαφέρει, κυρίως, το αν δίνει “λογικά” αποτελέσματα και το αν αναπαράγει την “φυσική” που διέπει το κάθε πρόβλημα ξεχωριστά. Η αξιολόγηση που ενδιαφέρει, όμως, πάρα πολύ αναπτύσσεται στα επόμενα κεφάλαια όπου γίνεται προσπάθεια να αναπαραχθούν τα αποτελέσματα τόσο μιας πειραματικής δοκιμής σε φυγοκεντριστή, όσο και εκείνα ενός πραγματικού σεισμικού γεγονότος όπου παρατηρήθηκε ρευστοποίηση.

Αρχικά, τονίζεται ότι η επιρροή του συντελεστή ουδέτερης ώθησης είναι σημαντική για την εξέλιξη του φαινομένου της ρευστοποίησης, και συνήθως εκτιμάται με βάση την εμπειρική έκφραση των Ishihara et al. (1985):

$$CRR_{K_0 \neq 1} = \frac{1+2 \cdot K_0}{3} \cdot CRR_{K_0=1} \quad (29)$$

Με βάση την παραπάνω εξίσωση υπολογίζεται η αντοχή σε ρευστοποίηση για συντελεστή ουδέτερης ώθησης διάφορο της μονάδας, όταν είναι δεδομένη η αντίστοιχη για μοναδιαίο συντελεστή.

Όπως έχει ήδη αναφερθεί, η ισότροπη εντατική κατάσταση δεν μπορεί να θεωρηθεί ως λογική παραδοχή για άμμους σε συνθήκες πεδίου (field conditions). Όλα τα παραπάνω αποτελέσματα της βαθμονόμησης αφορούν συντελεστή $K_0 = 0.5$. Προκειμένου να αξιολογηθεί αν οι προτεινόμενες εκφράσεις δύνανται να αναπαράγουν αυτή την επιρροή του συντελεστή K_0 , διεξάγονται πρόσθετες αριθμητικές αναλύσεις για συντελεστές $K_0 = 0.25$ και 1 . Στο **Σχήμα 31** απεικονίζονται οι θεωρητικές προβλέψεις της εξίσωσης 3.28 και τα αποτελέσματα των εν λόγω αναλύσεων, θεωρώντας ως βάση υπολογισμού τις τιμές των αντοχών σε ρευστοποίηση στις οποίες βασίζεται η βαθμονόμηση (βλ. **Σχήμα 24**), και για αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση ίση με την τάση αναφοράς. Όπως γίνεται εύκολα αντιληπτό, η προτεινόμενη βαθμονόμηση είναι ικανή να περιγράψει την εν λόγω επιρροή κυρίως ποιοτικά και λιγότερο ποσοτικά. Πιο συγκεκριμένα, υποεκτιμά τις αντοχές CRR για συντελεστή $K_0 = 1$, ενώ, αντιθέτως, υπερεκτιμά ελαφρώς τις αντίστοιχες για συντελεστή $K_0 = 0.25$. Για τιμές του αριθμού $(N_1)_{60}$ μικρότερες από περίπου 7.5 (δηλαδή για $D_R \leq 0.40$) δεν φαίνεται κάποια ουσιαστική μεταβολή σε σχέση με την τιμή “αναφοράς” $K_0 = 0.5$, με αποτέλεσμα οι τιμές των αναλύσεων που αφορούν την περιοχή αυτή να μην σχεδιάζονται. Παρόλα αυτά, είναι άκρως θετικό το γεγονός ότι ποιοτικά είναι δυνατόν να περιγραφεί αξιόπιστα η επιρροή του συντελεστή K_0 στην αντοχή σε ρευστοποίηση CRR, χωρίς να απαιτείται κάποια περαιτέρω προσπάθεια και για την ποσοτική περιγραφή της για δύο, κυρίως, λόγους: (α) οι περισσότερες εκφράσεις της βιβλιογραφίας προέκυψαν από στατιστική επεξεργασία μίας τεράστιας βάσης διαφορετικών δεδομένων (π.χ. από

δείγματα στο πεδίο, από δείγματα εργαστηρίου κλπ), με αποτέλεσμα να είναι τελείως αναμενόμενο να περιγράψουν την αναμενόμενη απόκριση με σημαντικές ποσοτικά αποκλίσεις και (β) η επιρροή της αρχικής κατακόρυφης ενεργού ορθής τάσης σ'_{vo} θεωρείται σαφώς πιο σημαντική από την αντίστοιχη του συντελεστή ουδέτερης ώθησης K_o : αυτός ήταν και ο λόγος, εξάλλου, που αποτέλεσε την ραχοκοκαλιά της προτεινόμενης βαθμονόμησης.

Το δεύτερο μέρος της αξιολόγησης αφορά τις καμπύλες $G/G_{max} - \gamma$ και $\xi - \gamma$ της βιβλιογραφίας. Κατά την μελέτη διάδοσης των σεισμικών κυμάτων, σημαντικές έννοιες αποτελούν οι μεταβολές του μέτρου διατμήσεως και του συντελεστή απόσβεσης συναρτήσει του πλάτους της διατμητικής παραμόρφωσης γ . Οι δύο αυτές έννοιες είναι ζωτικής σημασίας καθότι επηρεάζουν άμεσα τον τρόπο με τον οποίον ένας εδαφικός σχηματισμός ενισχύει ή απομειώνει τις σεισμικές κινήσεις. Για τον λόγο αυτό, η προτεινόμενη βαθμονόμηση αξιολογείται και ως προς αυτή την πτυχή. Διεξάγονται πρόσθετες ανακυκλικές DSS δοκιμές υπό στραγγιζόμενες συνθήκες φόρτισης, για διάφορα πλάτη επιβαλλόμενης διατμητικής παραμόρφωσης γ , για δύο αρχικές κατακόρυφες ενεργές ορθές τάσεις ($\sigma'_{vo} = 100$ και 400 kPa) και για δύο τιμές της σχετικής πυκνότητας ($D_R = 0.30$ και 0.65). Σε κάθε περίπτωση θεωρείται συντελεστής ουδέτερης ώθησης ίσος με $K_o = 0.5$.

Η απομείωση του λόγου G / G_{max} εξαρτάται κυρίως από τον δείκτη πλασιμότητας PI (για καθαρή άμμο $PI \approx 0$) και από την ενεργό τάση εγκιβωτισμού $p'_o = (\sigma'_x + \sigma'_y + \sigma'_z) / 3$. Σύμφωνα με τους Ishibashi and Zhang (1993), η μεταβολή του λόγου G / G_{max} μπορεί να εκφραστεί με βάση τις παρακάτω σχέσεις (**Σχήμα 32**):

$$\frac{G}{G_{max}} = K(\gamma, PI) \cdot p'_o{}^{m(\gamma, PI) - m_o} \quad (30)$$

όπου

$$K(\gamma, PI) = 0.5 \cdot \left\{ 1 + \tanh \left[\ln \left(\frac{0.000102 + n(PI)}{\gamma} \right)^{0.492} \right] \right\} \quad (31)$$

$$m(\gamma, PI) - m_o = 0.272 \cdot \left\{ 1 - \tanh \left[\ln \left(\frac{0.000556}{\gamma} \right)^{0.4} \right] \right\} \cdot \exp(-0.0145 \cdot PI^{1.3})$$

(32)

$$n(PI) = \begin{cases} 0.0 & \text{για } PI=0 \\ 3.37 \cdot 10^{-6} \cdot PI^{1.404} & \text{για } 0 < PI \leq 15 \\ 7.0 \cdot 10^{-7} \cdot PI^{1.976} & \text{για } 15 < PI \leq 70 \\ 2.7 \cdot 10^{-5} \cdot PI^{1.115} & \text{για } PI > 70 \end{cases} \quad (33)$$

Με βάση τα παραπάνω, η αύξηση της απόσβεσης ξ με την αύξηση του πλάτους της επιβαλλόμενης διατμητικής παραμόρφωσης γ μπορεί να εκφραστεί ως εξής (**Σχήμα 33**) Ishibashi and Zhang, 1993):

$$\xi = 0.333 \cdot \frac{1 + \exp(-0.0145 \cdot PI^{1.3})}{2} \cdot \left[0.586 \cdot \left(\frac{G}{G_{max}} \right)^2 - 1.547 \cdot \frac{G}{G_{max}} + 1 \right]$$

(34)

Με βάση τις πρόσθετες αναλύσεις που διεξάγονται, υπολογίζονται οι όροι G / G_{max} και ξ έχοντας ως οδηγό το **Σχήμα 34**. Οι αντίστοιχοι υπολογισμοί γίνονται στον πέμπτο κύκλο φόρτισης, κατά τον οποίον θεωρείται ότι ο σχηματιζόμενος βρόχος απόκρισης διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ έχει σταθεροποιηθεί.

Σημειώνεται ότι ο όρος της απόσβεσης υπολογίζεται από τον εμβαδόν του πλήρους βρόχου (ΔW) και το εμβαδόν της αντίστοιχης “ελαστικής απόκρισης” (W) με βάση την έκφραση:

$$\xi = \frac{\Delta W}{4 \cdot \pi \cdot W} \quad (37)$$

Τα αποτελέσματα των εν λόγω υπολογισμών απεικονίζονται διαδοχικά στα **Σχήματα 35-38**. Όσον αφορά τον λόγο G / G_{max} παρατηρείται ότι τα αποτελέσματα είναι παρόμοια και για τις δύο σχετικές πυκνότητες που εξετάζονται, γεγονός που υποδηλώνει ότι η επιρροή της εδαφικής παραμέτρου D_R “αφομοιώνεται” σε μεγάλο

βαθμό όταν τα μέτρα διατμήσεως κανονικοποιηθούν με την μέγιστή τους τιμή G_{max} (όπου εξαρτάται ισχυρά από τον αρχικό δείκτη πόρων και κατ' επέκταση από την αρχική σχετική πυκνότητα), καθιστώντας τον λόγο G / G_{max} πρακτικώς ανεξάρτητο από αυτήν. Επιπλέον, για πλάτος διατμητικής παραμόρφωσης μεγαλύτερο από 0.5 %, παρατηρείται ότι οι τιμές του λόγου που προκύπτουν από την προτεινόμενη βαθμονόμηση σχεδόν ταυτίζονται με τις θεωρητικές τιμές της βιβλιογραφίας, γεγονός πολύ θετικό καθώς αναφερόμαστε σε τιμές γ παρόμοιας τάξης μεγέθους με εκείνες που επιβάλλονται από ισχυρές εδαφικές κινήσεις (πόσο μάλλον σε περίπτωση ρευστοποίησης που ενδεχομένως είναι ακόμα μεγαλύτερες).

Απ' την άλλη πλευρά, όσον αφορά τον λόγο απόσβεσης ξ παρατηρείται ότι εμφανίζεται ελαφρώς μεγαλύτερος σε σχέση με τις θεωρητικές τιμές της βιβλιογραφίας. Το γεγονός αυτό είναι απολύτως αναμενόμενο καθώς το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM θεωρεί πλήρως ελαστική συμπεριφορά κατά την αποφόρτιση (**Σχήμα 39**), οδηγώντας σε πλατύτερους βρόχους υστέρησης και συνεπώς σε μεγαλύτερες τιμές της απόσβεσης ξ . Παρόλα αυτά, οι διαφορές δεν είναι και τόσο σπουδαίες, με τις παραγόμενες καμπύλες να ακολουθούν κατά κάποιον τρόπο και το αναμενόμενο σχήμα των αντίστοιχων της βιβλιογραφίας.

7. Συμπεράσματα

Στο κεφάλαιο που παρουσιάστηκε διεξήχθη η βαθμονόμηση των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM, γεγονός που αποτελεί και τον αντικειμενικό σκοπό της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας. Τα κυριότερα συμπεράσματα που αξίζει να συγκρατηθούν από όλες τις παραπάνω παρατηρήσεις είναι τα ακόλουθα:

- Ο αλγόριθμος που συντάχθηκε είναι σε θέση να αναπαράγει πιστά την απόκριση κατά την διάρκεια αστράγγιστων μονοτονικών DSS εργαστηριακών δοκιμών. Υπενθυμίζεται ότι η σύνταξη του εν λόγω αλγορίθμου ήταν “αναγκαία” προϋπόθεση για την βαθμονόμηση του καταστατικού

προσομοιώματος μέσω της αξιοποίησης διαφόρων τεχνικών βελτιστοποίησης.

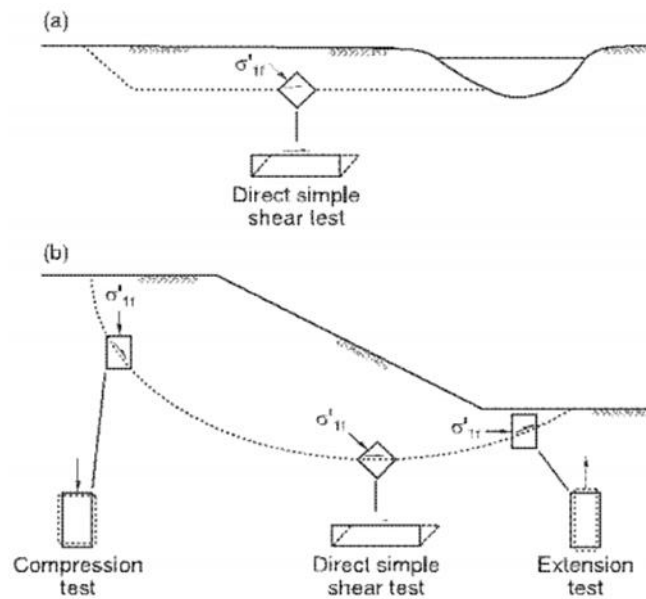
- Η βαθμονόμηση των “ελαστικών” μονοτονικών παραμέτρων βασίζεται αποκλειστικά σε δημοσιευμένες εκφράσεις της βιβλιογραφίας. Αντιθέτως, η βαθμονόμηση της παραμέτρου του πλαστικού μέτρου διάτμησης προκύπτει ύστερα από την εφαρμογή των προαναφερθέντων τεχνικών βελτιστοποίησης και την επακόλουθη στατιστική επεξεργασία των αποτελεσμάτων.
- Η βαθμονόμηση των δύο χαρακτηριστικών γωνιών τριβής του προσομοιώματος βασίζεται τόσο σε δημοσιευμένες εκφράσεις της βιβλιογραφίας όσο και σε ανάλογες τεχνικές βελτιστοποίησης. Οι “πειραματικές” καμπύλες απόκρισης του καταστατικού προσομοιώματος των Tasiourouli and Gerolymos (οι οποίες αποτέλεσαν το σημείο αναφοράς αυτού του κεφαλαίου) βασίζονται στην θεωρία της κρίσιμης κατάστασης, σε αντίθεση με την θεωρία του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Ύστερα από την προσεκτική επεξεργασία τους, υπολογίζεται η έκφραση που δίνει την διαφορά ανάμεσα στις δύο χαρακτηριστικές γωνίες τριβής του τελευταίου.
- Από την παραπάνω έκφραση της διαφοράς ανάμεσα στις δύο χαρακτηριστικές γωνίες τριβής, παρατηρείται ότι αυτή εξαρτάται τόσο από την σχετική πυκνότητα του εδάφους όσο και από την τιμή της αρχικής μέσης ενεργού ορθής τάσης. Συνεπώς, σημειώνεται ότι, κατά τις επακόλουθες δυναμικές αναλύσεις, απαιτείται διαχωρισμός του εδάφους σε ζώνες προκειμένου να ληφθεί υπόψη η εξάρτηση από το επίπεδο της αρχικής έντασης. Η αναγκαιότητα, εν τέλει, του εν λόγω διαχωρισμού σχολιάζεται στο επόμενο κεφάλαιο.
- Η ανακυκλική παράμετρος fac_{post} δρα διαφορετικά σε επίπεδο εδαφικού στοιχείου σε σχέση με εκείνο ενός συνολικού αριθμητικού προσομοιώματος. Στην περίπτωση της εδαφικής δοκιμής απαιτείται να λάβει πολύ μικρές τιμές (τάξη μεγέθους 10^{-2}), καθώς επηρεάζει άμεσα την εξέλιξη του φαινομένου της ρευστοποίησης. Στην περίπτωση, όμως, της αριθμητικής προσομοίωσης ενός συνολικού προβλήματος, η παράμετρος fac_{post} δύναται να λάβει και

μεγαλύτερες τιμές (τάξη μεγέθους 10^{-1}), καθώς δεν είναι ο καθοριστικός παράγοντας από τον οποίον θα εξαρτηθεί η εξέλιξη του φαινομένου της ρευστοποίησης. Το συμπέρασμα αυτό εξηγείται πληρέστερα σε επόμενο κεφάλαιο.

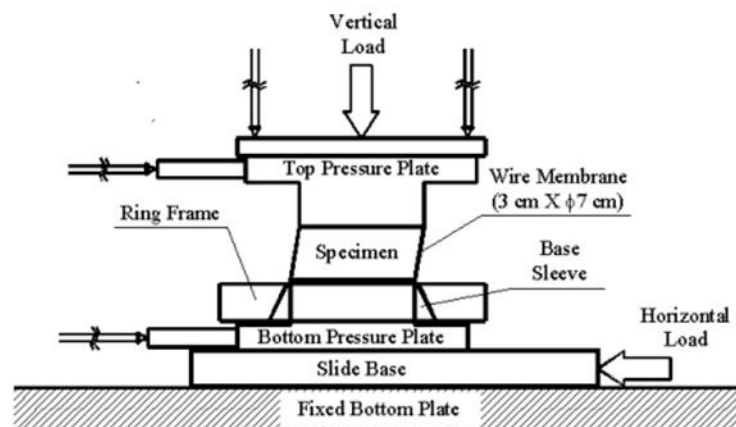
- Η βαθμονόμηση της ανακυκλικής παραμέτρου $f_{ac_{hard}}$ αναπαράγει πιστά την απόκριση που συναντάται στην βιβλιογραφία. Συγκεκριμένα, είναι σε θέση να προβλέψει την θεωρητική τιμή της αντοχής έναντι ρευστοποίησης τόσο σε σχέση με την σχετική πυκνότητα όσο και σε σχέση με την αρχική εντατική κατάσταση. Και εδώ, η εξάρτηση με την αρχική εντατική κατάσταση οδηγεί στην σκέψη για την “ανάγκη” δημιουργίας εδαφικών στρώσεων σε ένα εξεταζόμενο αριθμητικό προσομοίωμα.
- Οι προβλέψεις των προτεινόμενων εκφράσεων συμβαδίζουν ποιοτικά με τις αντίστοιχες προβλέψεις της βιβλιογραφίας σχετικά με την εξάρτηση της αντοχής σε ρευστοποίηση από τον συντελεστή ουδέτερης ώθησης. Επιπλέον, αναπαράγουν με ικανοποιητικό τρόπο τις δημοσιευμένες καμπύλες $G/G_{max} - \gamma$ και $\xi - \gamma$.
- Με βάση τον σχεδιασμό της διαδικασίας της βαθμονόμησης, συστήνεται η χρήση των προτεινόμενων εκφράσεων να γίνεται μόνο για το πρόβλημα της απόκρισης των κρηπιδότοιχων σε σεισμό, και μόνο για την περίπτωση όπου θεωρηθεί συντελεστής ουδέτερης ώθησης $K_0 \approx 0.5$. Σε αντίθετες περιπτώσεις δεν είναι ξεκάθαρο εκ των προτέρων ότι τα αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων θα είναι ικανοποιητικά.

ΜΕΡΟΣ Α΄

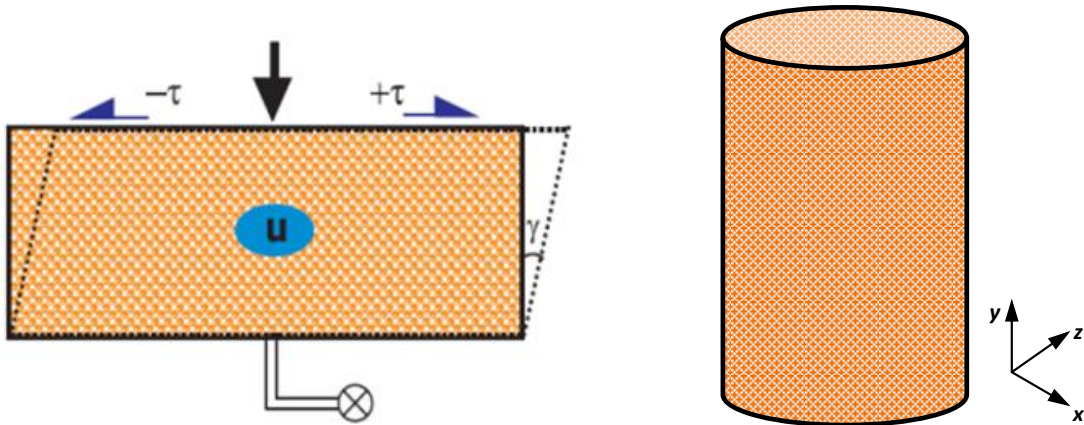
ΣΧΗΜΑΤΑ



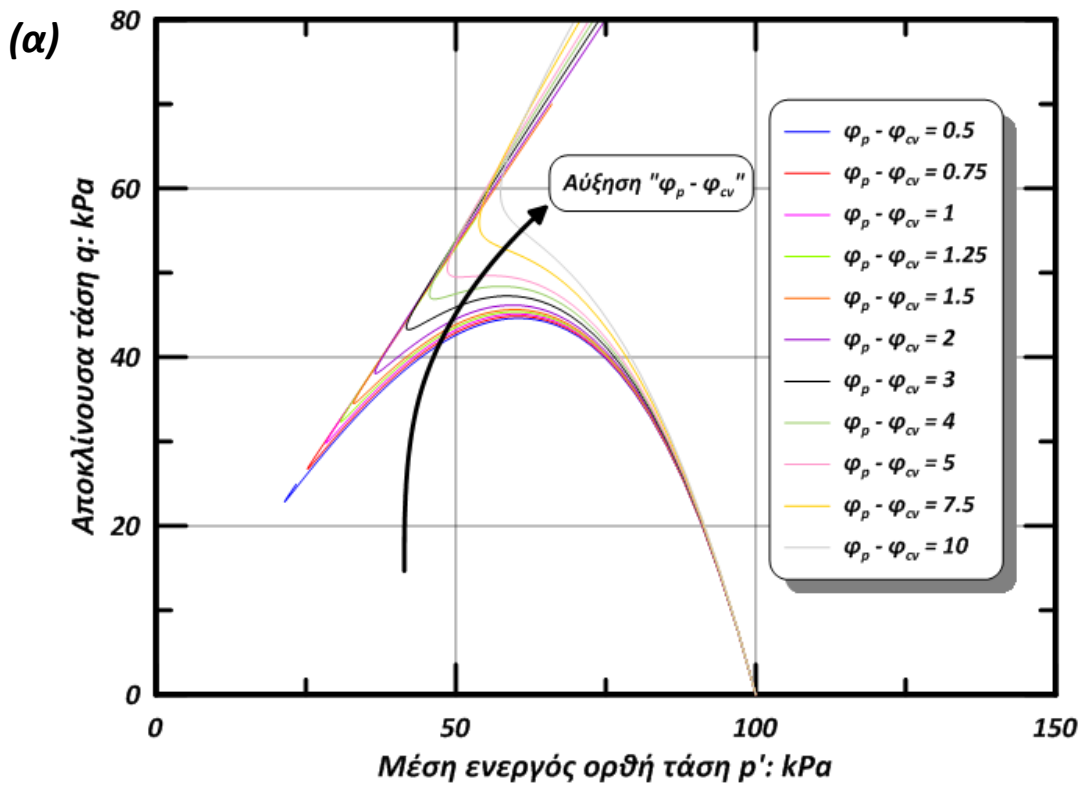
Σχήμα 1: Η επιλογή της “σωστής” πειραματικής δοκιμής για την εκτίμηση των παραμέτρων ενός καταστατικού προσομοιώματος είναι απόφαση “ζωτικής” σημασίας. Στην περίπτωση της “πλευρικής εξάπλωσης” (π.χ. για τα προβλήματα των κρηπιδότοιχων) η πλέον κατάλληλη δοκιμή είναι αυτή της άμεσης απλής διάτμησης (α). Στην περίπτωση της “εδαφικής ροής” (π.χ. στα χωμάτινα φράγματα) συστήνεται η χρήση ενός συνδυασμού διάφορων εργαστηριακών δοκιμών (β).

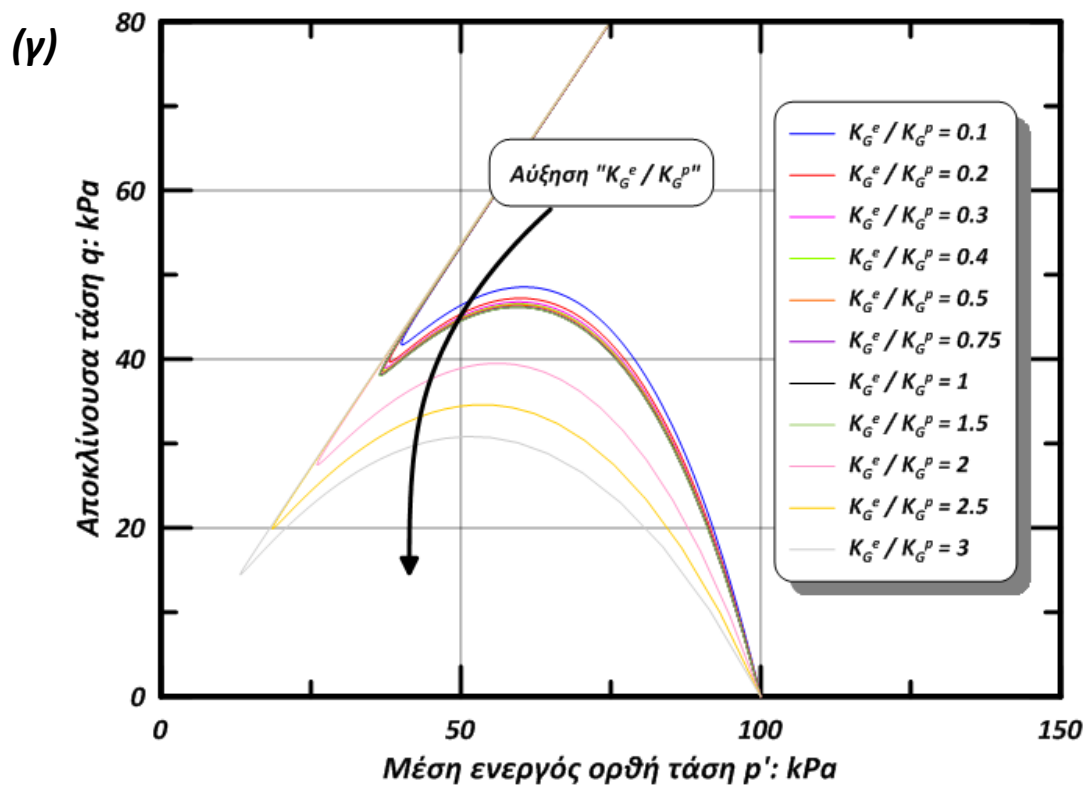
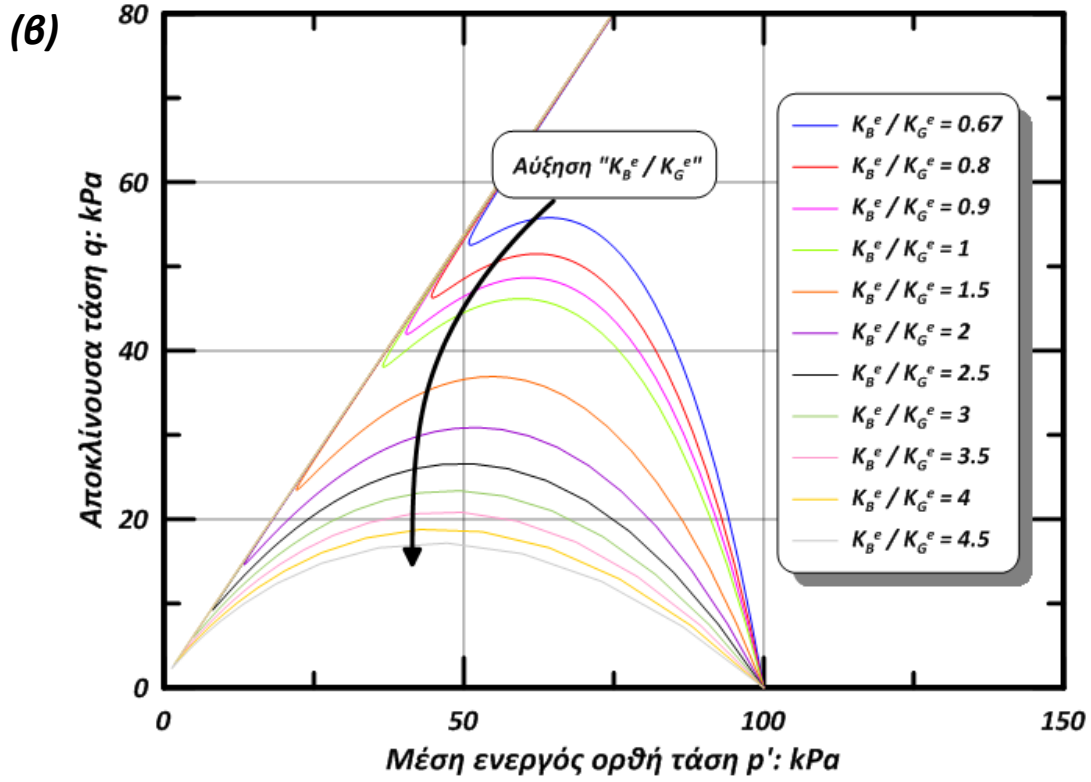


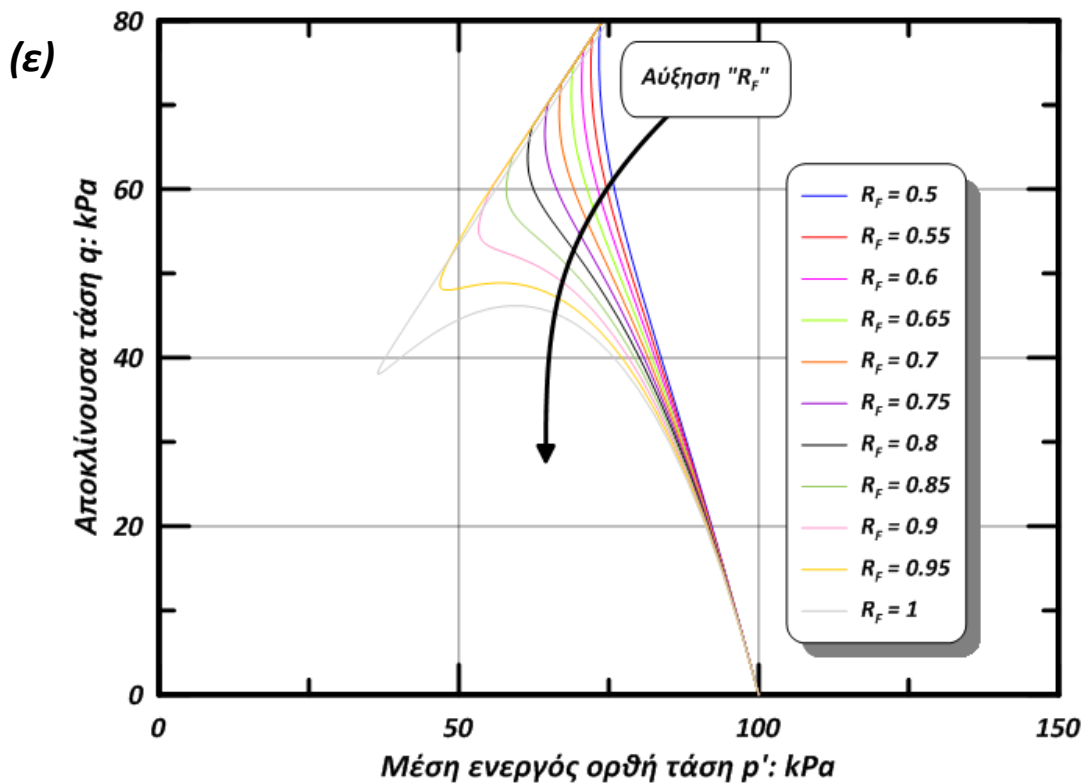
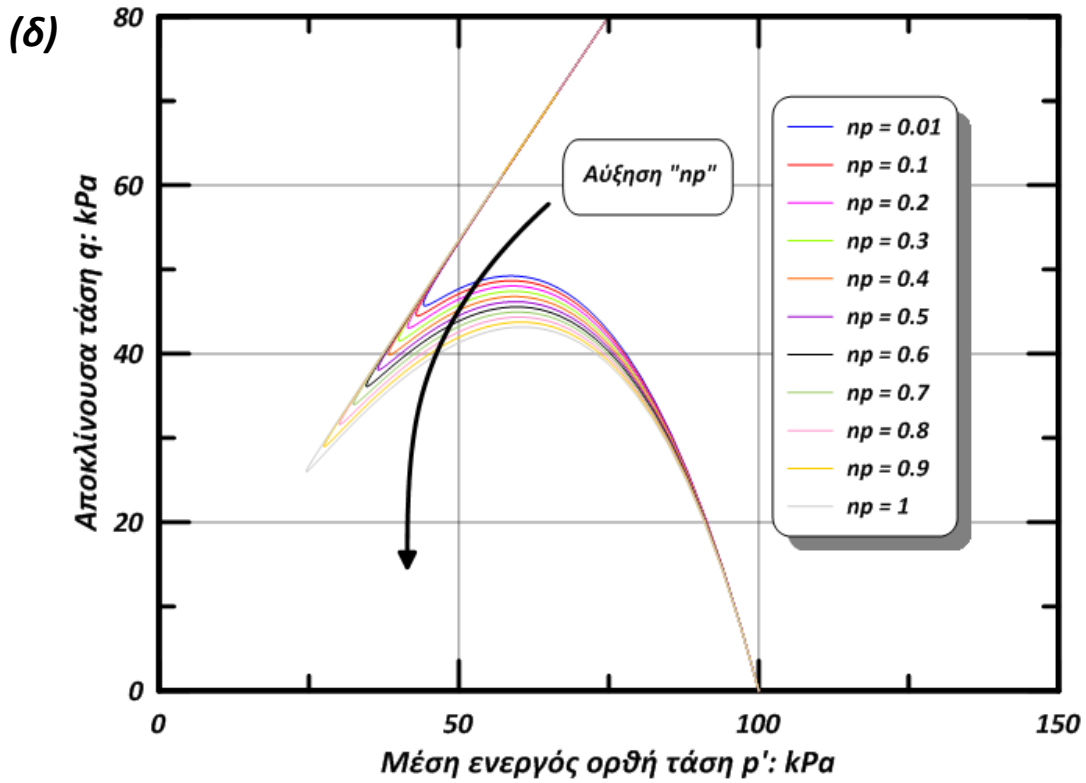
Σχήμα 2: Τυπική διάταξη της συσκευής για δοκιμές DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης (NGI). Η πλευρική παραμόρφωση (κατά την έννοια της διαμέτρου) του κυλινδρικού εδαφικού δοκιμίου παρεμποδίζεται από την χρήση κατάλληλης μεμβράνης.



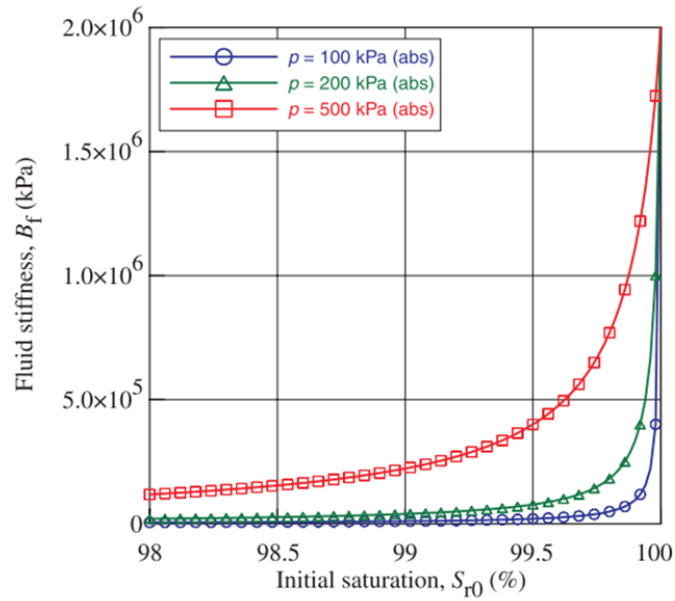
Σχήμα 3: Οι συνοριακές συνθήκες των δοκιμών DSS υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης. Για δεδομένη κατακόρυφη τάση επιβάλλεται ανακυκλική διάτμηση με την στράγγιση του δοκιμίου να απαγορεύεται. Οι ορθές παραμορφώσεις κατά την έννοια της διαμέτρου του κυλινδρικού δοκιμίου (δηλαδή οι ϵ_x και ϵ_z) διατηρούνται μηδενικές.



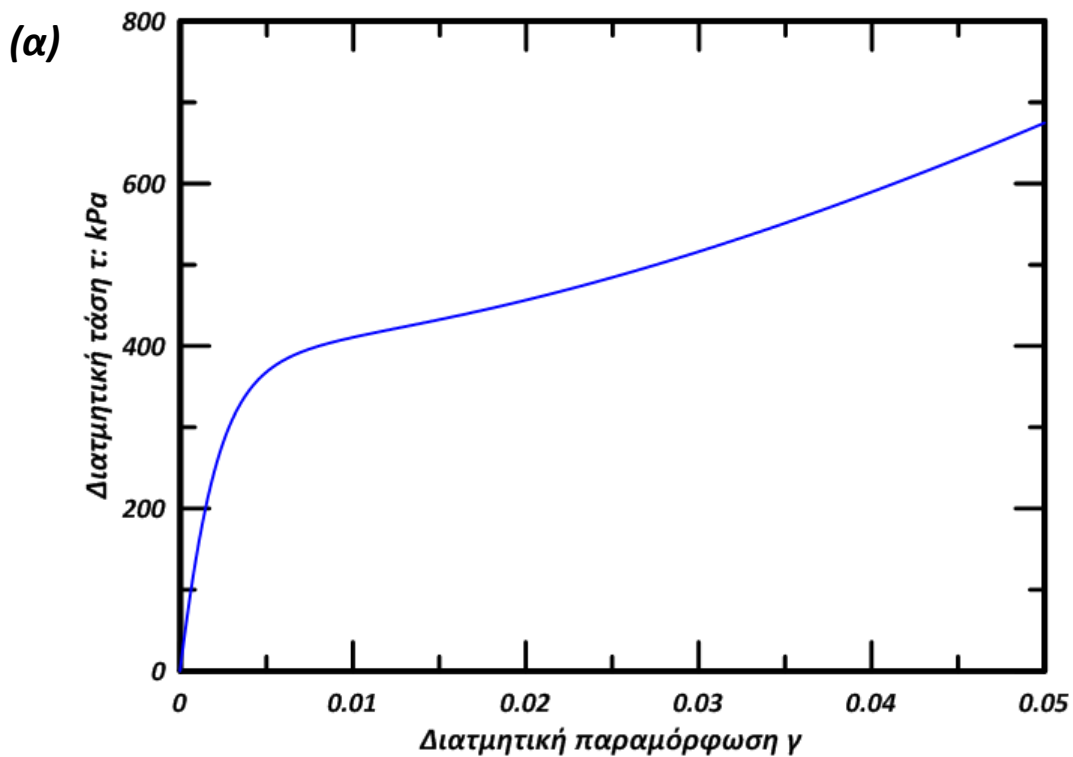


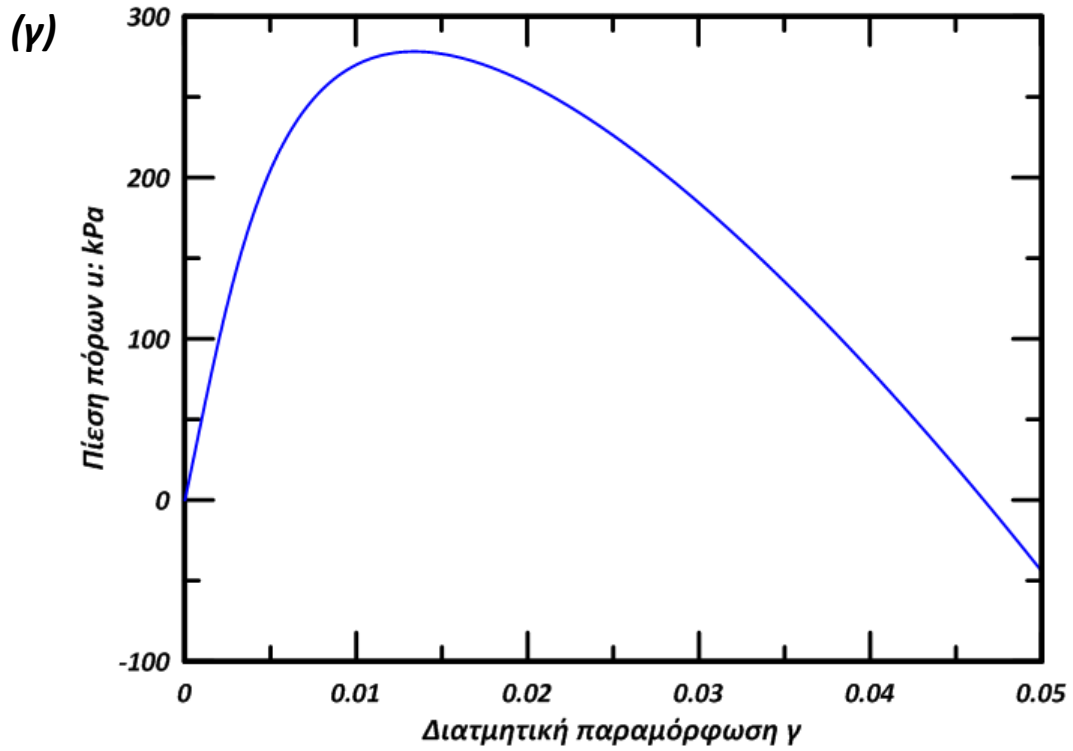
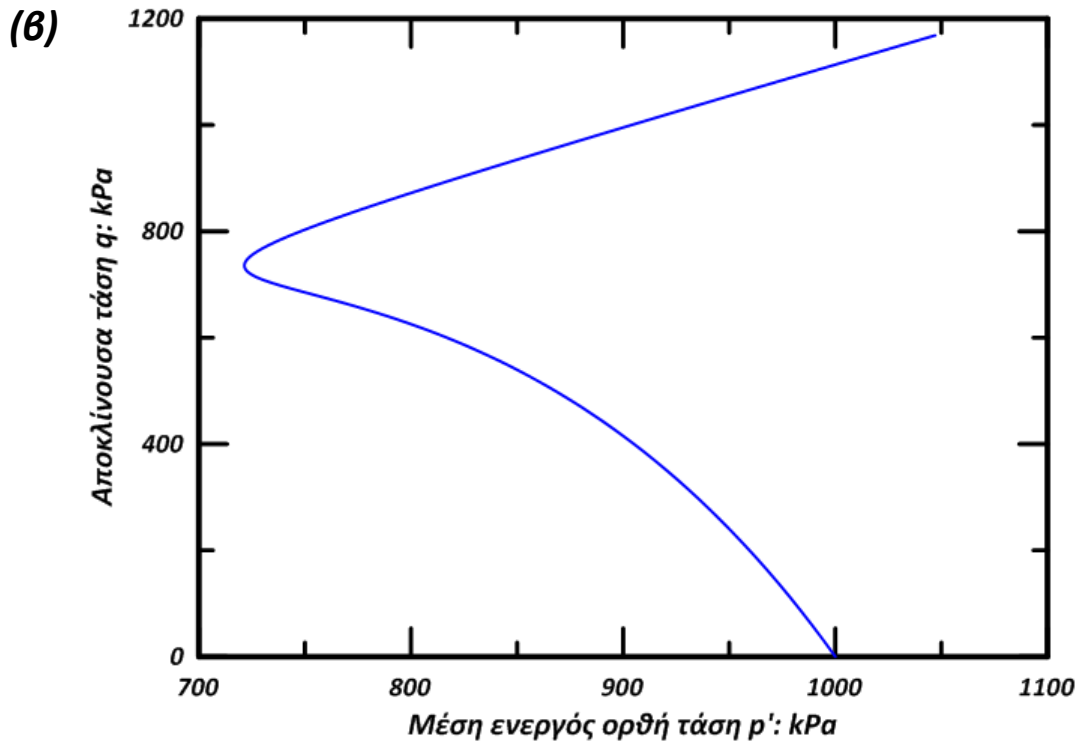


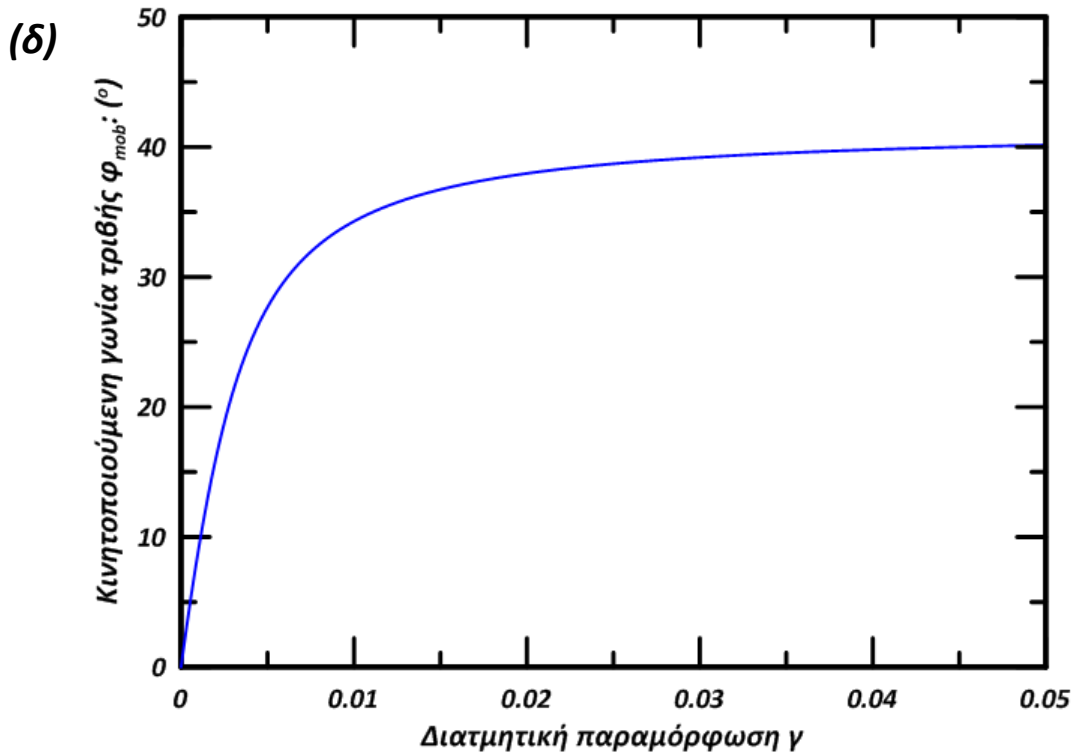
Σχήμα 4: Επιρροή των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM κατά τις αστράγγιστες μονοτονικές δοκιμές DSS. Σχεδιάζονται οι εξής επιρροές: (α) της διαφοράς των γωνιών τριβής $\phi_p - \phi_{cv}$, (β) του λόγου των ελαστικών μέτρων K_B^e / K_G^e , (γ) του λόγου των μέτρων διάτμησης K_G^e / K_G^p , (δ) του πλαστικού εκθέτη np και (ε) του λόγου αστοχίας R_f . Η απόκριση αναπαριστάται στο επίπεδο μέσης αποκλίνοσας τάσης q – μέσης ενεργού ορθής τάσης ρ' .



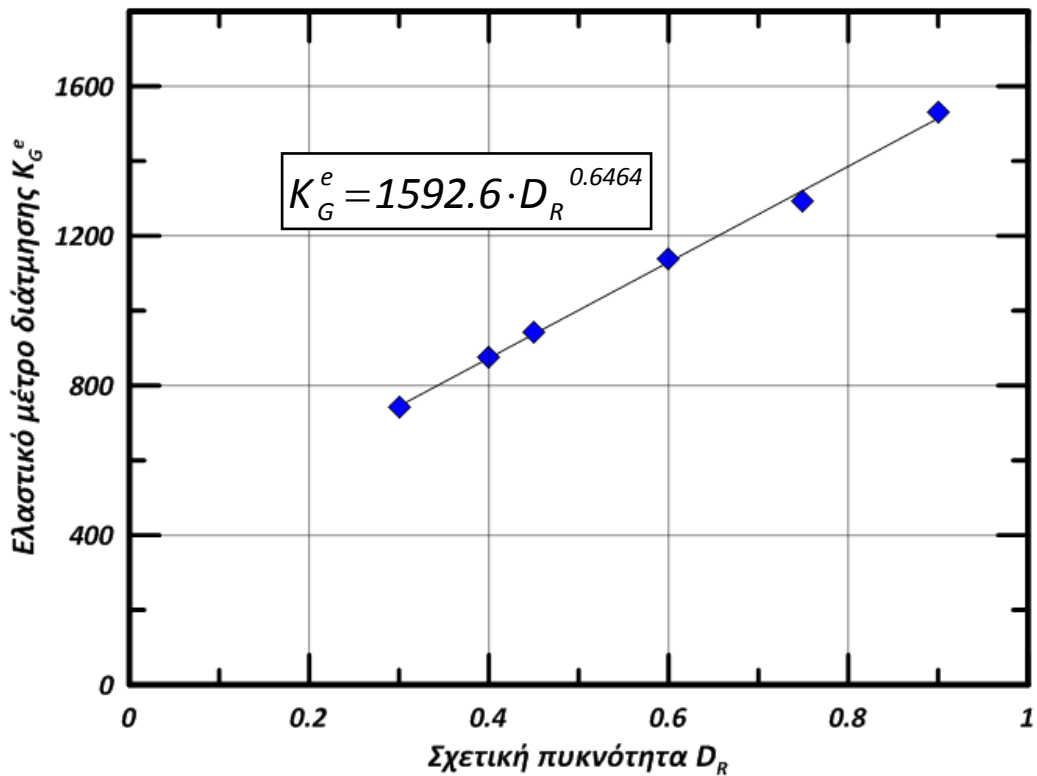
Σχήμα 5: Μεταβολή του μέτρου “συμπιεστότητας” (bulk modulus) του νερού συναρτήσει του αρχικού κορεσμού, για διάφορες τιμές της αρχικής τάσης (Byrne et al., 2004). Για μικρή μείωση του βαθμού κορεσμού παρατηρείται θεαματική μείωση του εν λόγω μέτρου.



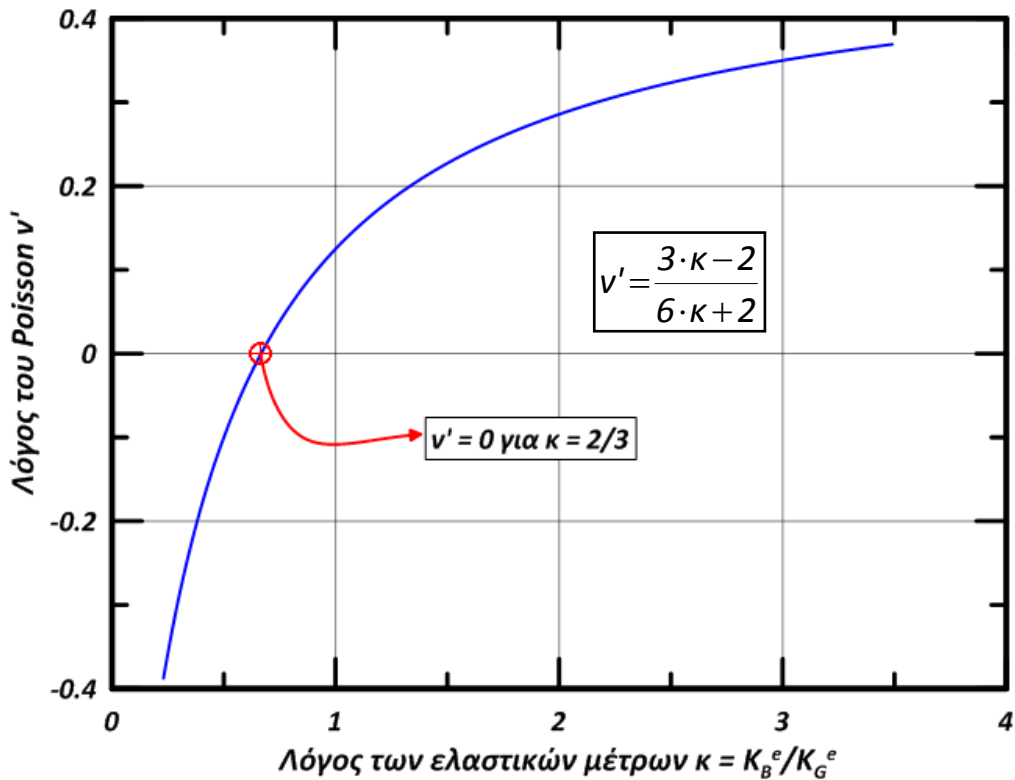




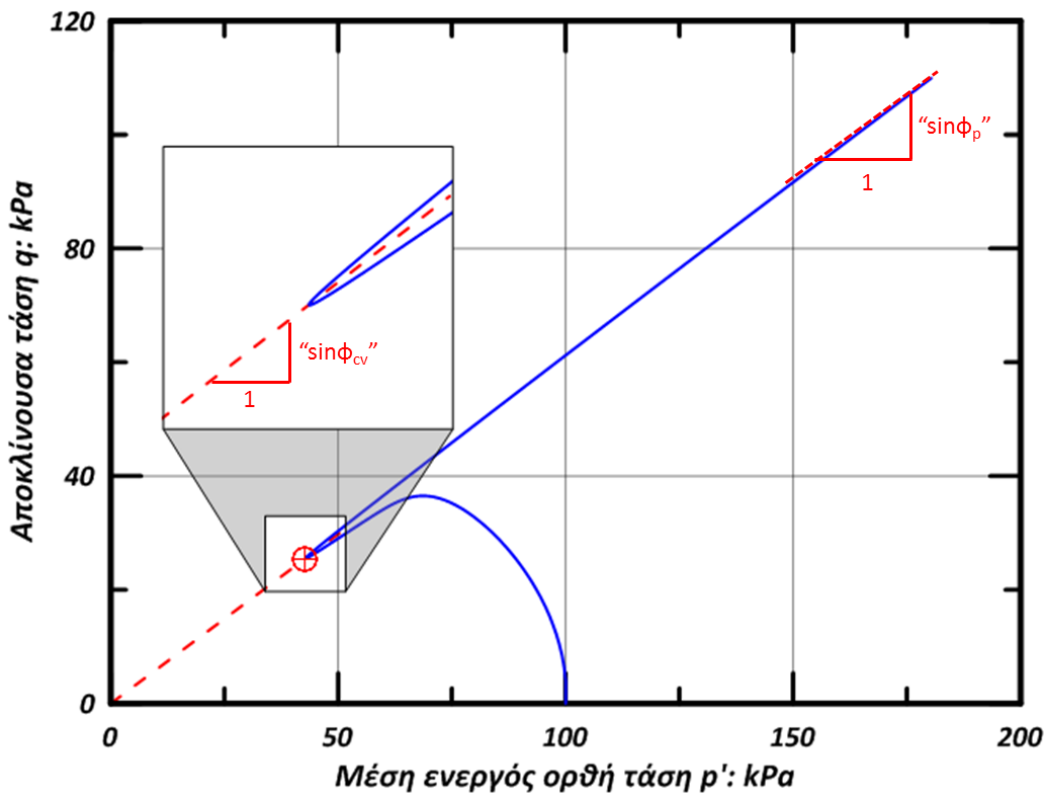
Σχήμα 6: Τυπικά διαγράμματα επίδειξης του συντασσόμενου αλγορίθμου για την περιγραφή της απόκρισης μονοτονικών DSS δοκιμών υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης. Συγκεκριμένα απεικονίζονται τα εξής: (α) διατμητική τάση τ - διατμητική παραμόρφωση γ , (β) αποκλίνουσα τάση $\sigma - \mu$ ενεργός ορθή τάση σ' , (γ) πίεση του νερού των πόρων u - διατμητική παραμόρφωση γ και (δ) κινητοποιούμενη γωνία τριβής φ_{mob} - διατμητική παραμόρφωση γ .



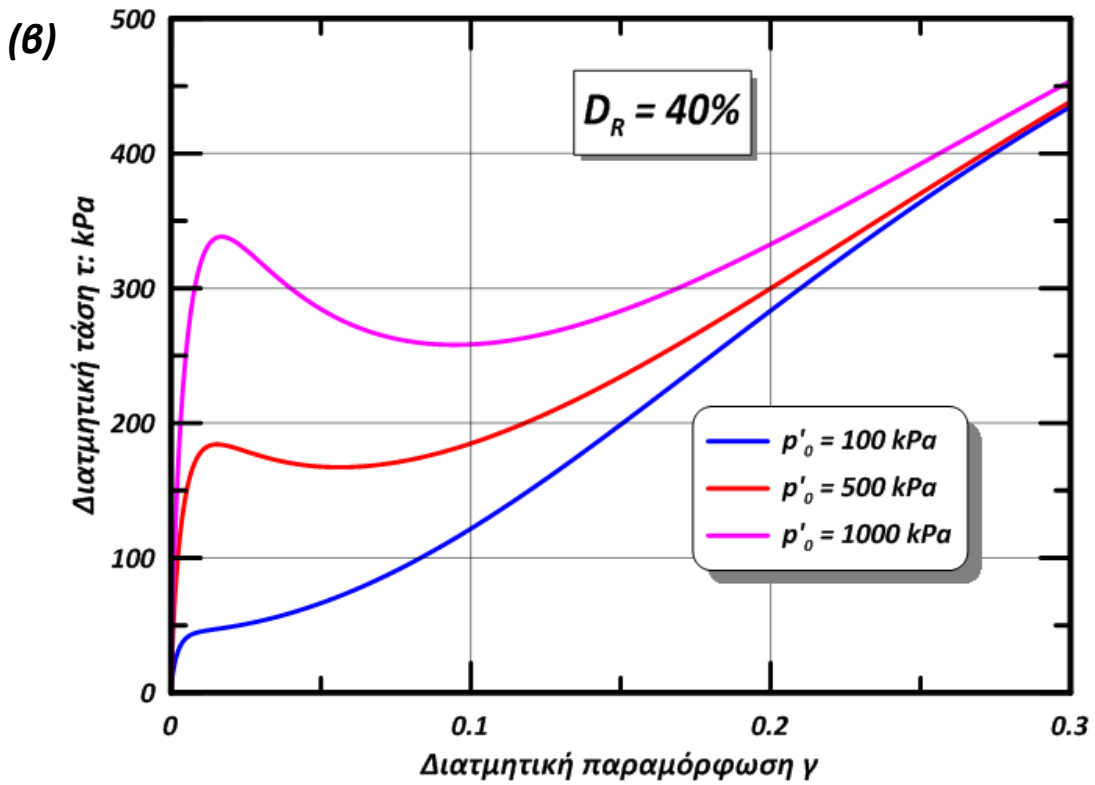
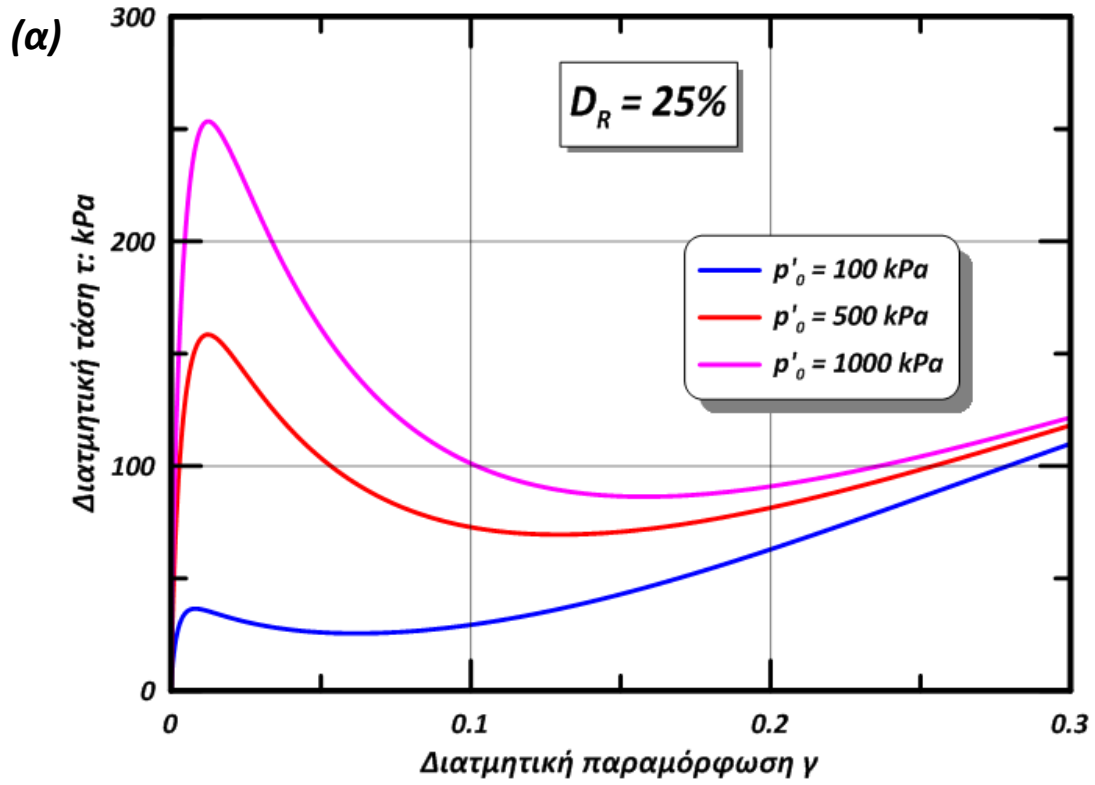
Σχήμα 7: Μεταβολή του ελαστικού μέτρου διάτμησης K_G^e συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας D_R , σύμφωνα με τους Seed and Idriss (1970).

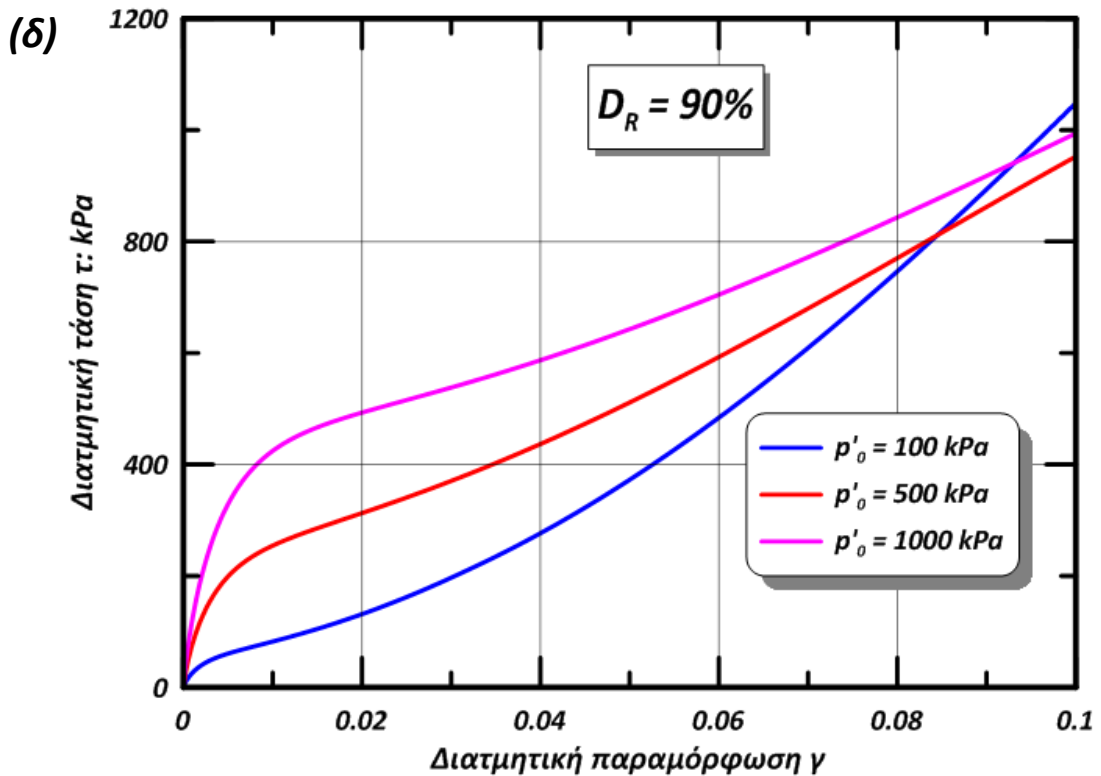
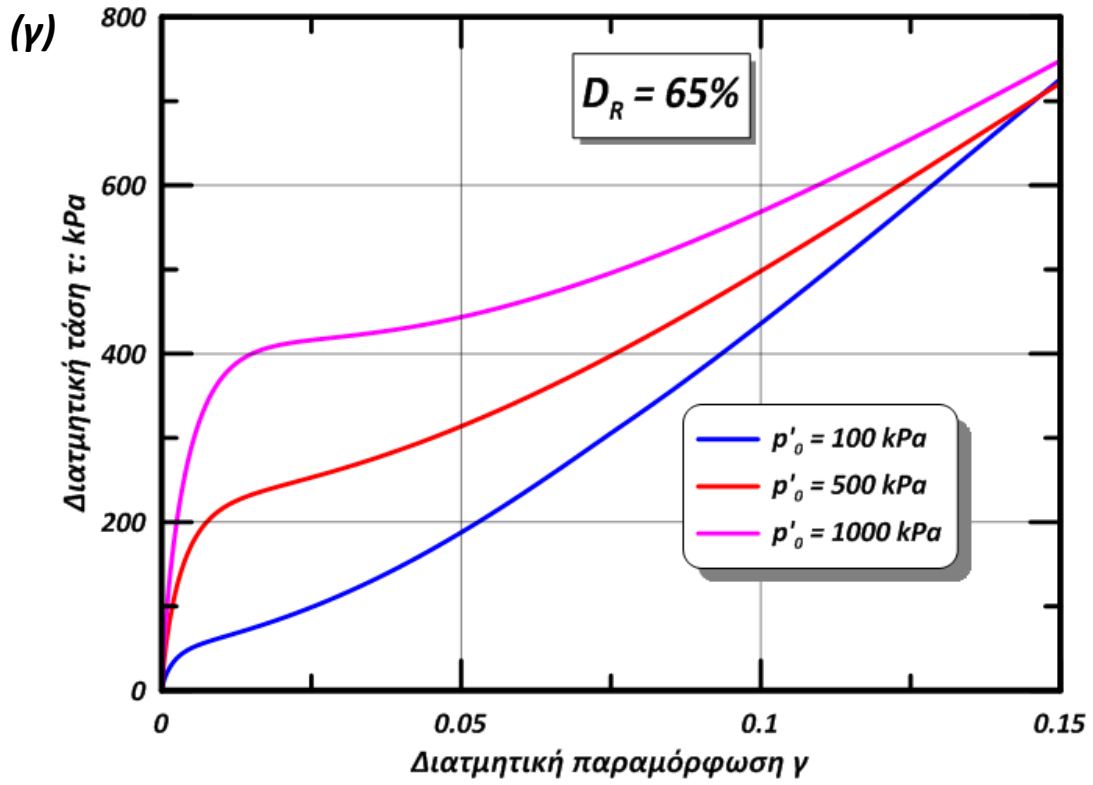


Σχήμα 8: Η μεταβολή του λόγου του Poisson συναρτήσει του λόγου των ελαστικών μέτρων $\kappa = K_B^e / K_G^e$. Για τιμή $\kappa \approx 0.67$ ο αντίστοιχος λόγος του Poisson λαμβάνει “μηδενική” τιμή, η οποία αποτελεί το κάτω όριο των τιμών που λαμβάνει για πολύ μικρές παραμορφώσεις ($\nu' = 0 - 0.2$).

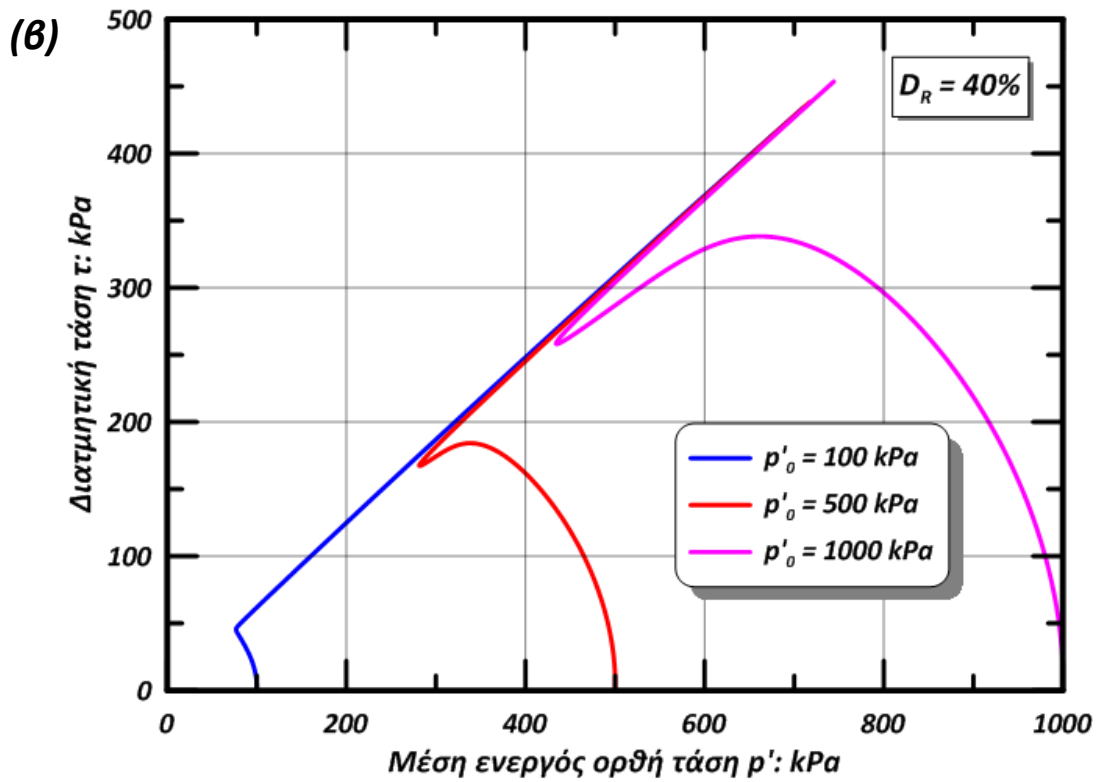
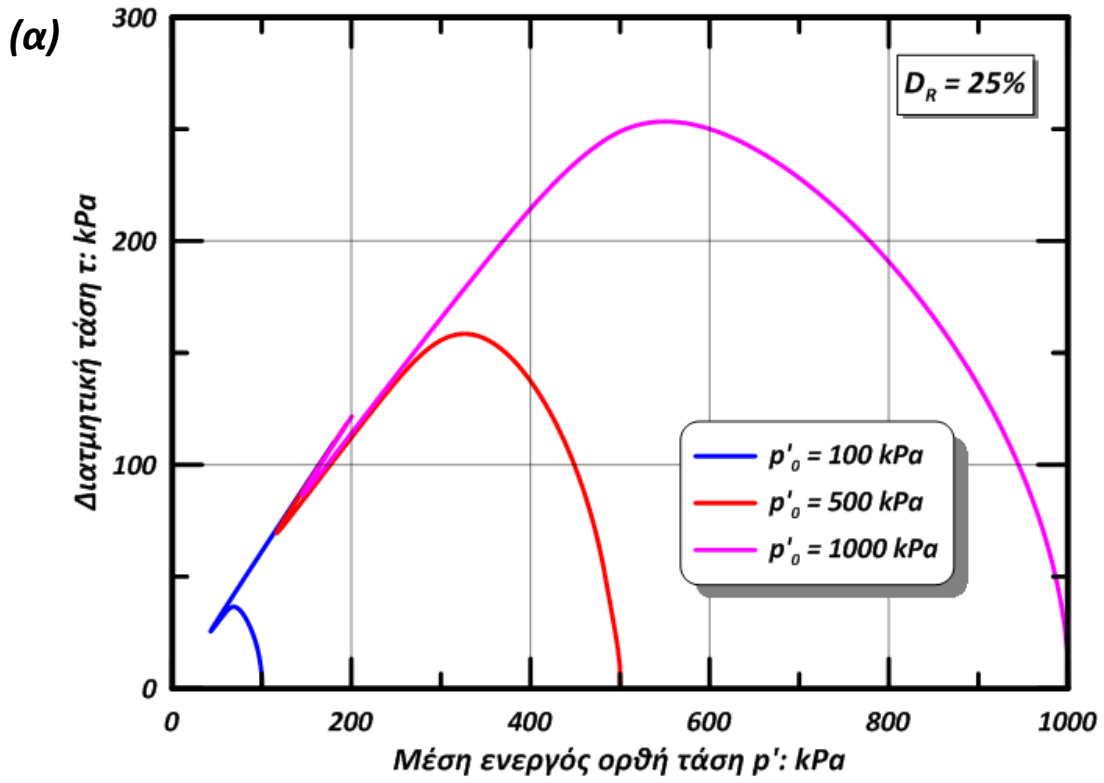


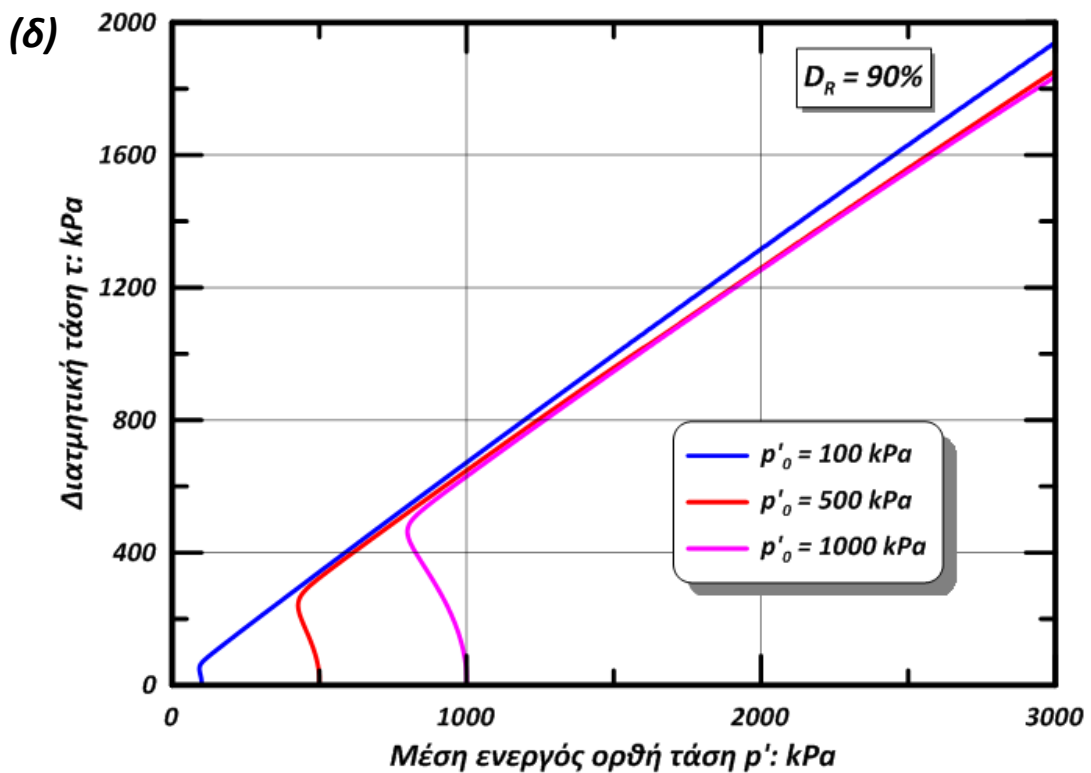
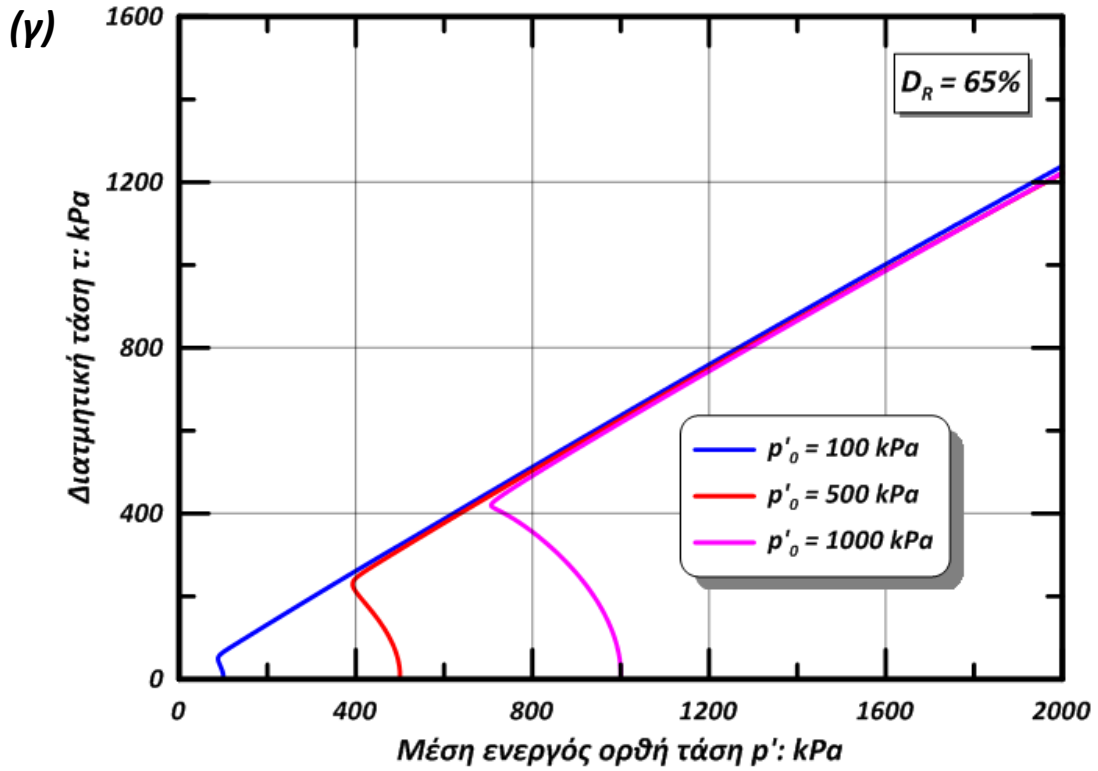
Σχήμα 9: Γραφικός προσδιορισμός των δύο χαρακτηριστικών γωνιών τριβής του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Η γωνία τριβής σταθερού όγκου (ϕ_{cv}) εντοπίζεται στην θέση όπου η μέση ενεργός ορθή τάση ρ' λαμβάνει τοπικά ελάχιστη τιμή και η μέγιστη δυνατή γωνία τριβής (ϕ_p) εντοπίζεται στις “πολύ μεγάλες” παραμορφώσεις. Στα καταστατικά προσομοιώματα που υπακούουν στην θεωρία της κρίσιμης κατάστασης κάτι τέτοιο δεν ισχύει.



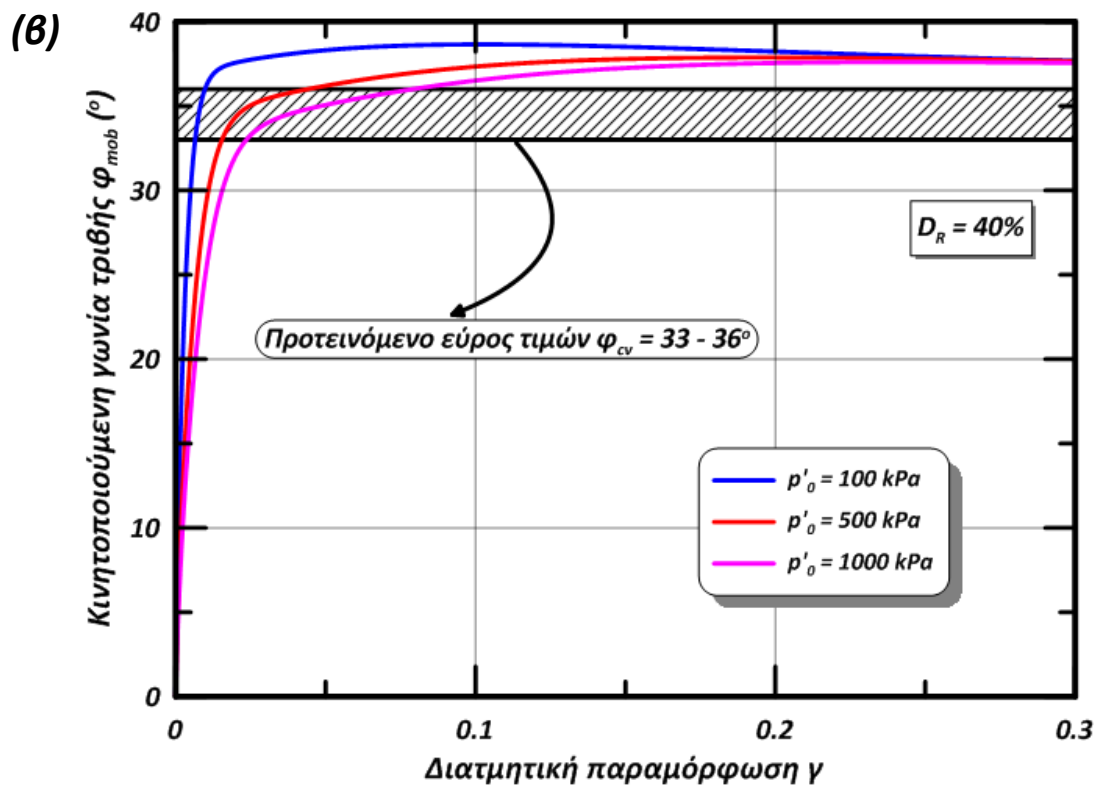
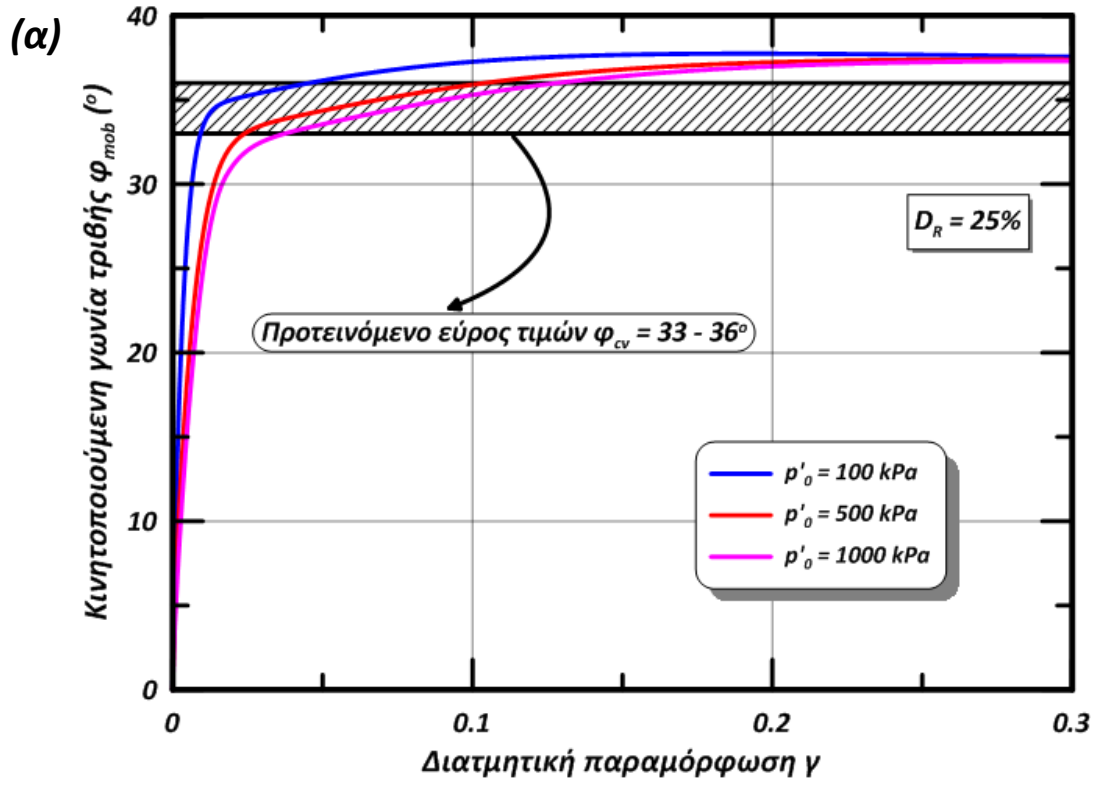


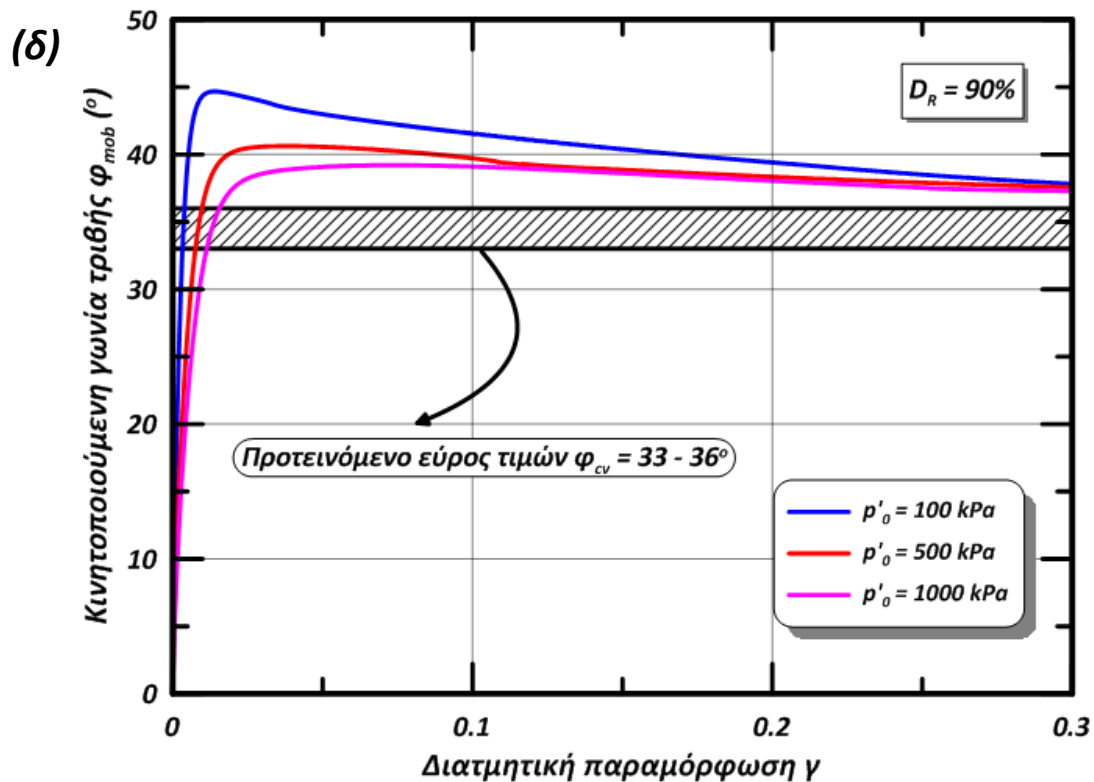
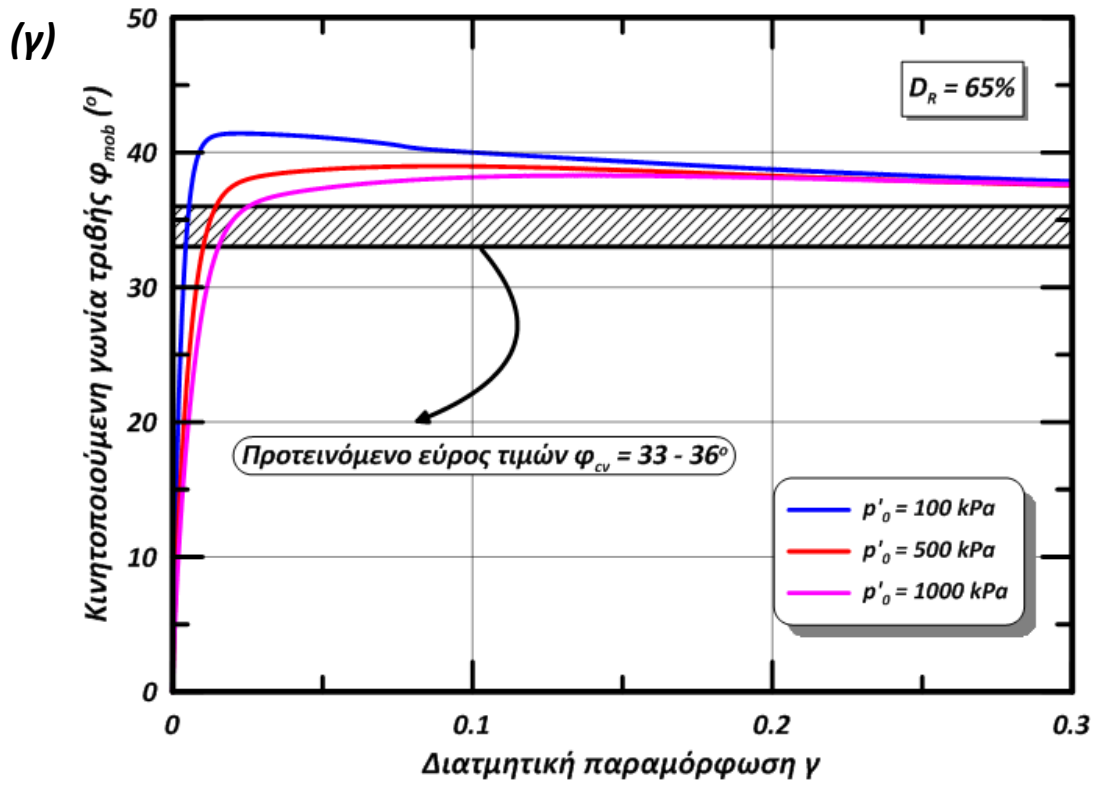
Σχήμα 10: Οι πειραματικές καμπύλες διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ σύμφωνα με το καταστατικό προσομοίωμα των Tasiouroulou and Gerolymos (2014). Αναφέρονται σε τέσσερις τιμές της σχετικής πυκνότητας D_R και σε τρεις τιμές της αρχικής τάσης εγκιβωτισμού p'_0 .



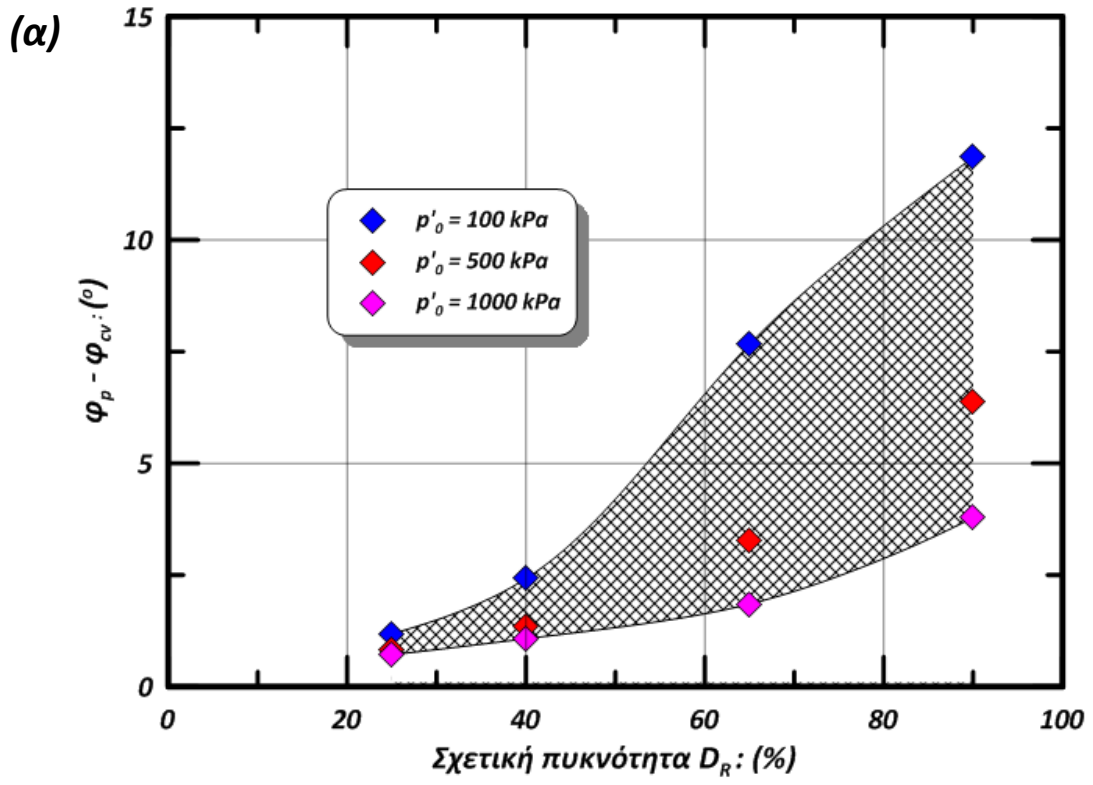


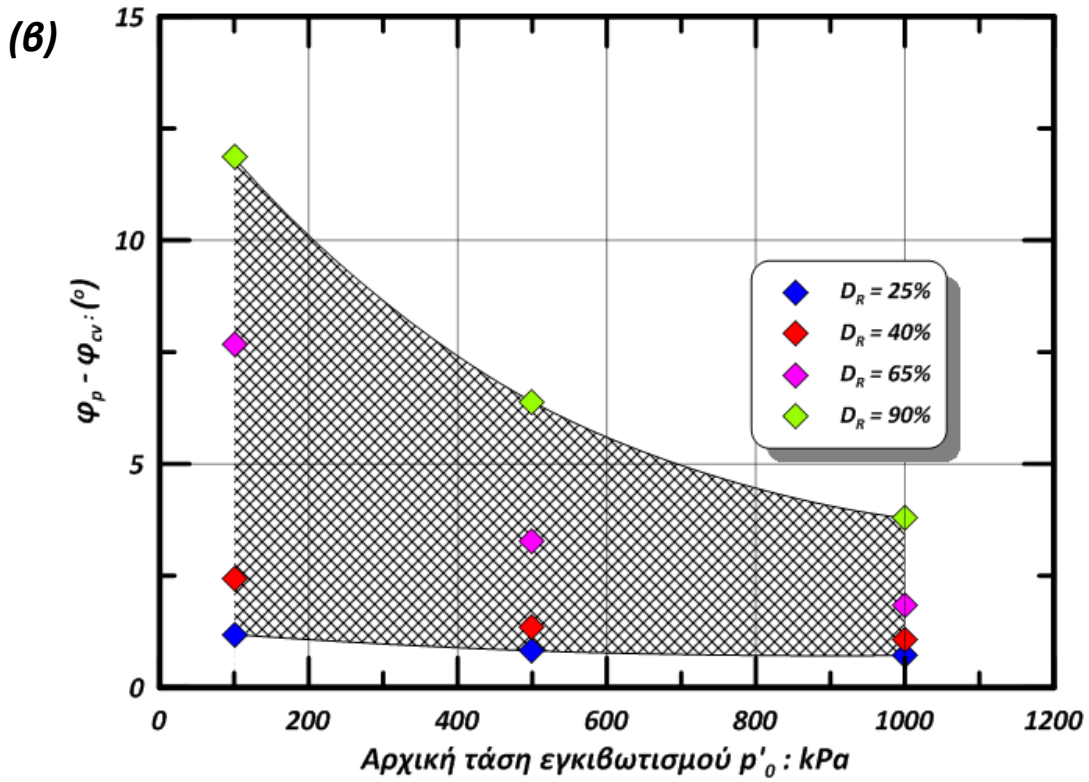
Σχήμα 11: Οι πειραματικές καμπύλες διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης p' σύμφωνα με το καταστατικό προσομοίωμα των Tasiourouli and Gerolymos (2014). Αναφέρονται σε τέσσερις τιμές της σχετικής πυκνότητας D_R και σε τρεις τιμές της αρχικής τάσης εγκιβωτισμού p'_o .



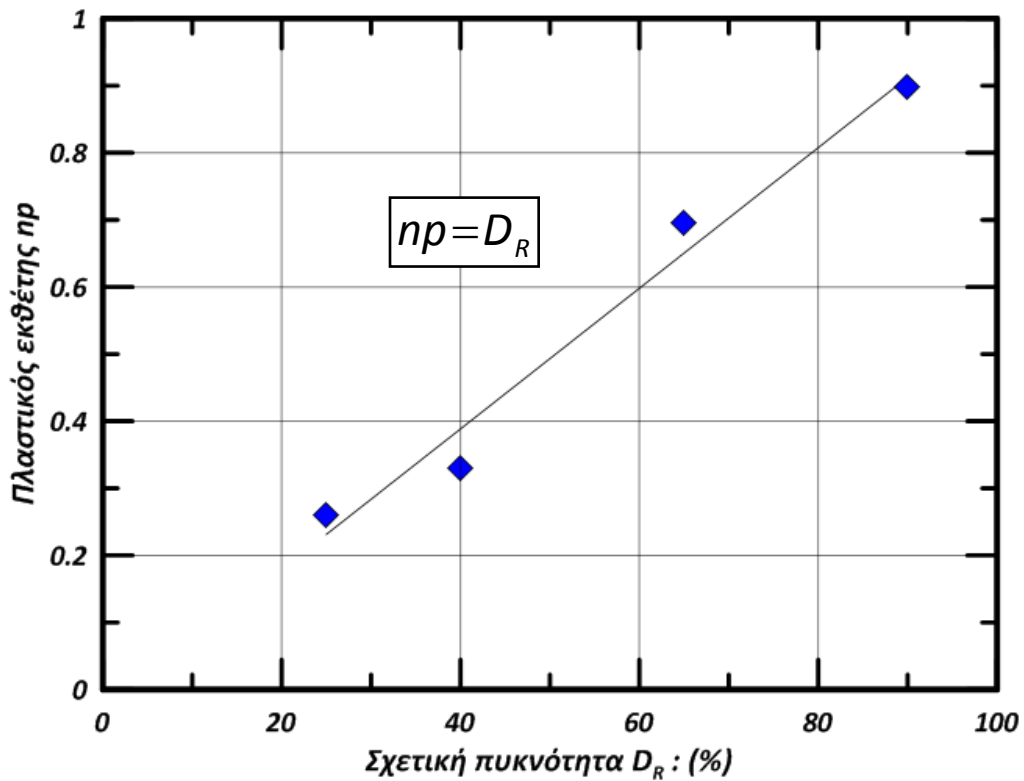


Σχήμα 12: Μεταβολή της κινητοποιούμενης γωνίας τριβής φ_{mob} κατά τις μονοτονικές DSS δοκιμές υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης (“πειραματική” απόκριση). Σχεδιάζεται, επίσης, το προτεινόμενο εύρος τιμών της γωνίας τριβής φ_{cv} . Ως αντιπροσωπευτική τιμή της διαφοράς $\varphi_p - \varphi_{cv}$ λαμβάνεται εκείνη στην οποίαν η κινητοποιούμενη γωνία τριβής παρουσιάζει τοπικά μέγιστη τιμή.

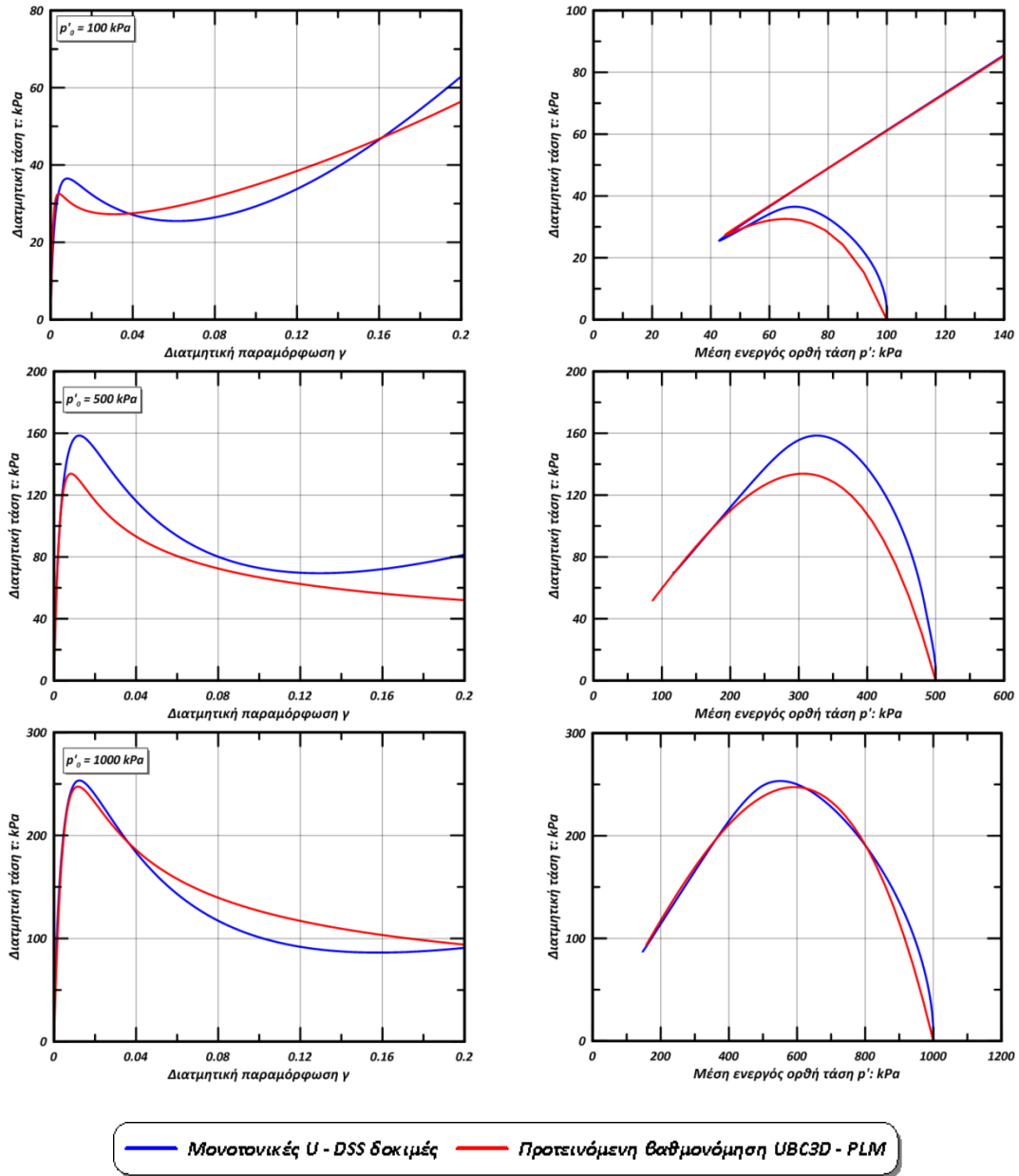




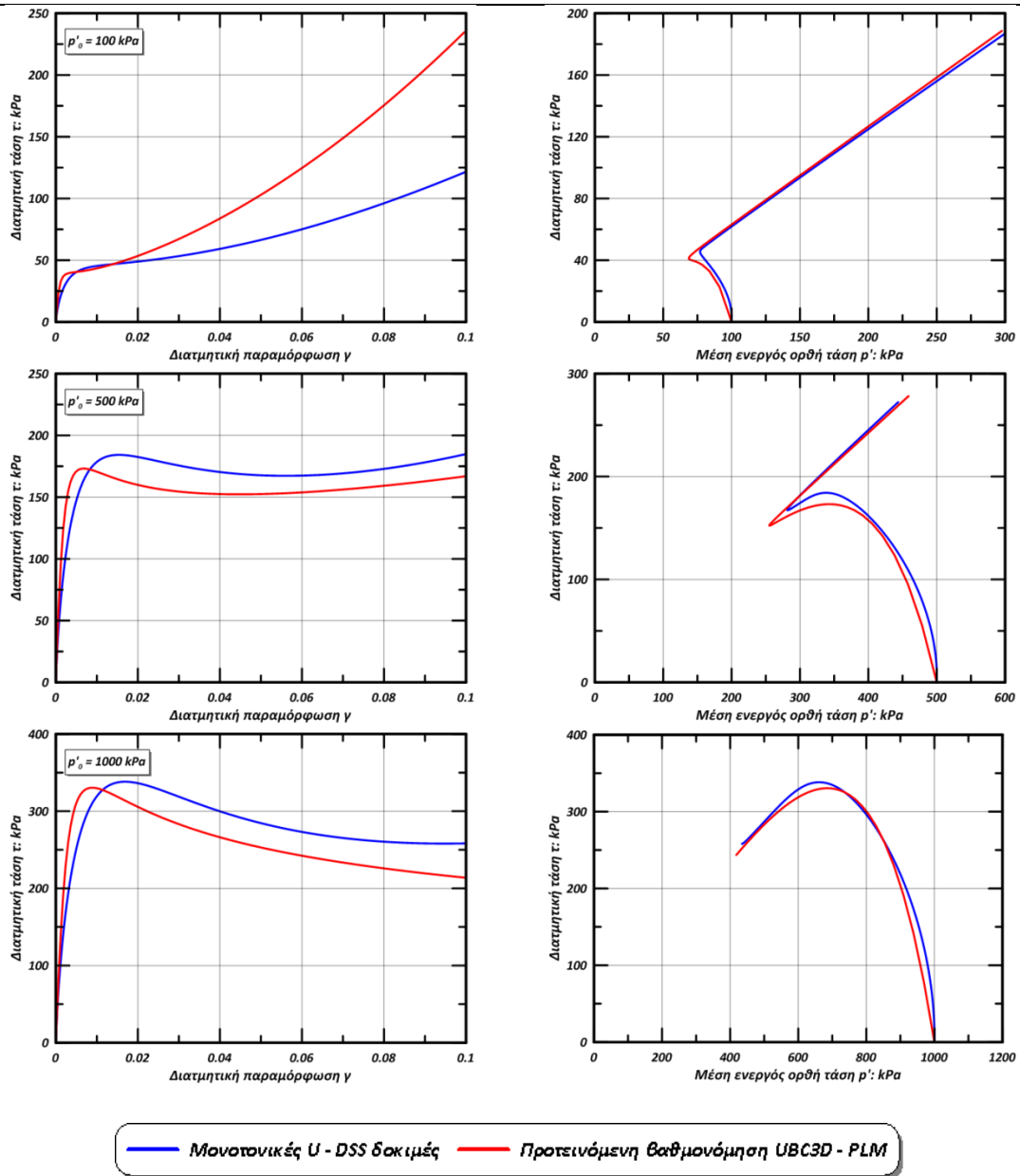
Σχήμα 13: Μεταβολή της διαφοράς $\phi_{cv} - \phi_p$ συναρτήσει: (α) της σχετικής πυκνότητας D_R και (β) της αρχικής τάσης εγκιβωτισμού p'_0 . Η παραπάνω μεταβολή ακολουθεί τον νόμο του Bolton (1986).



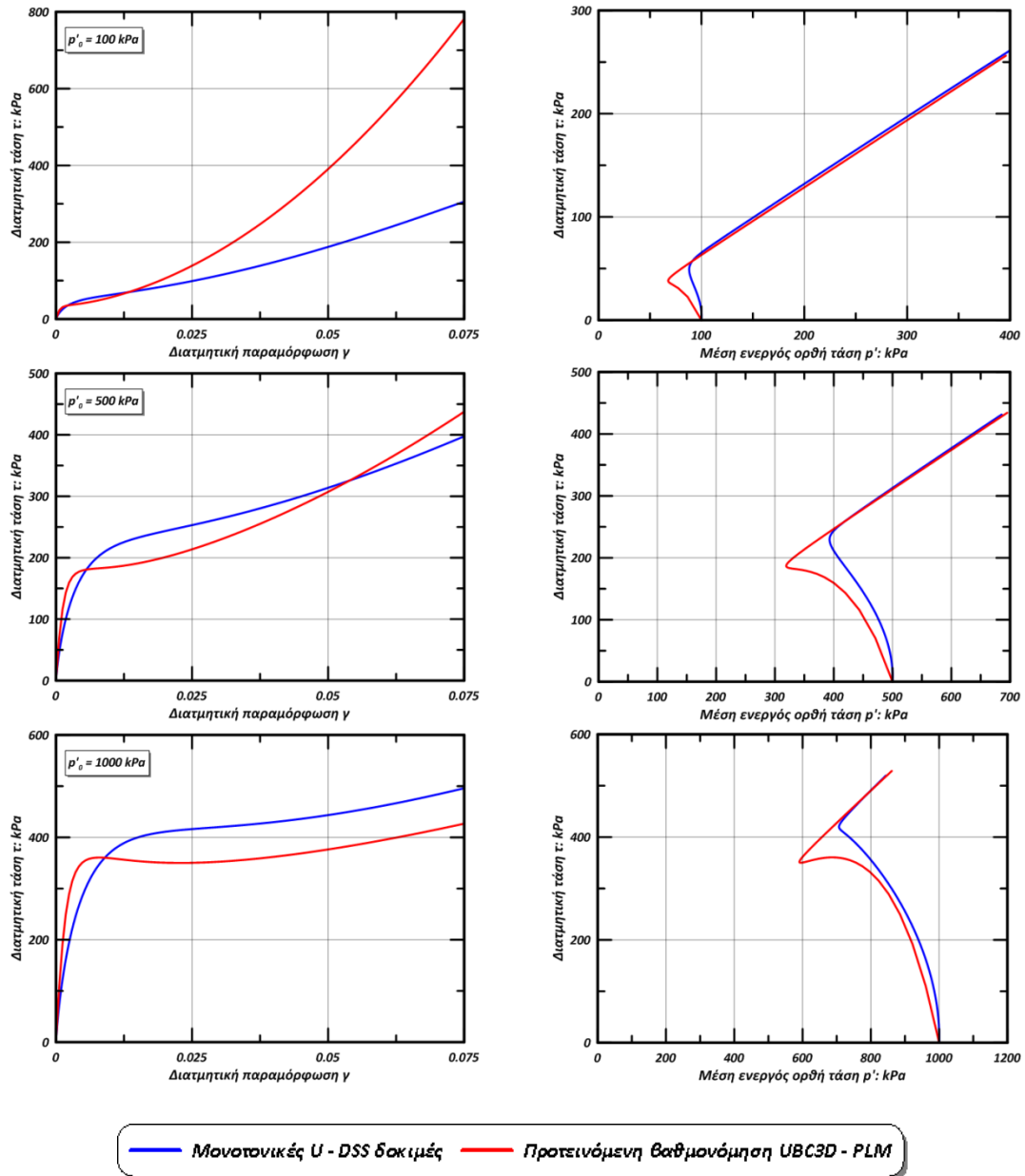
Σχήμα 14: Μεταβολή του πλαστικού εκθέτη np συναρτήσει της σχετικής πυκνότητας D_R .



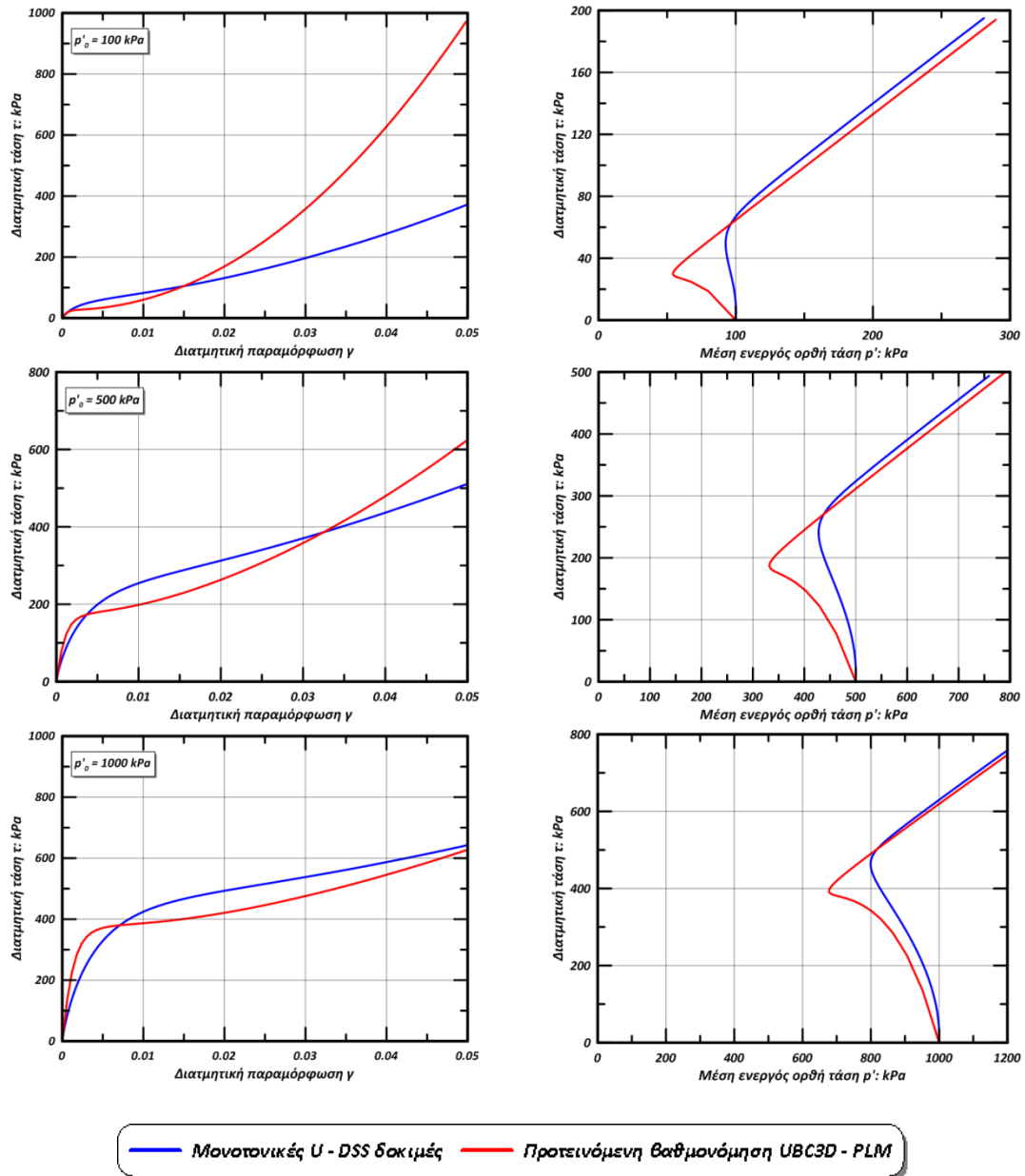
Σχήμα 15: Σύγκριση της απόκρισης που προβλέπει η προτεινόμενη βαθμονόμηση με την απόκριση κατά τις “πειραματικές” δοκιμές. Απεικονίζονται διαγράμματα διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ και διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης p' , για τιμή της σχετικής πυκνότητας $D_R = 25\%$ και για τρεις αρχικές τάσεις εγκιβωτισμού $p'_o = 100; 500; 1000$ kPa. Τα δεδομένα των μονοτονικών (αστράγγιστων) DSS δοκιμών προκύπτουν από το καταστατικό προσομοίωμα για άμμους των Tasiouroulou and Gerolymos (2014) για επιβαλλόμενο πλάτος διατμητικής παραμόρφωσης γ .



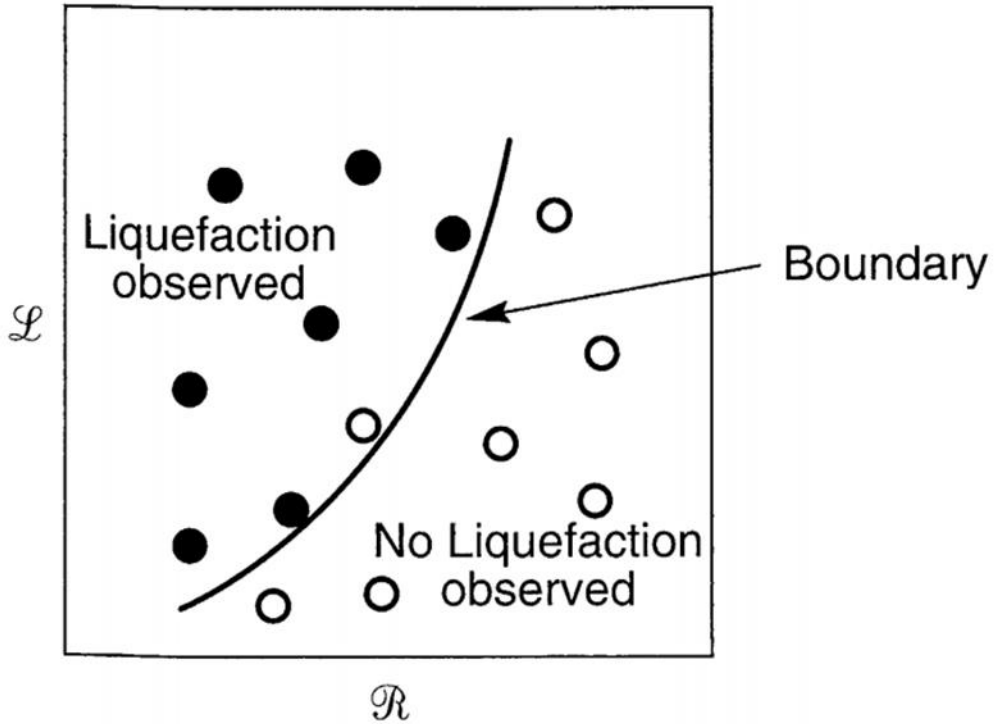
Σχήμα 16: Σύγκριση της απόκρισης που προβλέπει η προτεινόμενη βαθμονόμηση με την απόκριση κατά τις “πειραματικές” δοκιμές. Απεικονίζονται διαγράμματα διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ και διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης p' , για τιμή της σχετικής πυκνότητας $D_R = 40\%$ και για τρεις αρχικές τάσεις εγκιβωτισμού $p'_0 = 100; 500; 1000$ kPa. Τα δεδομένα των μονοτονικών (αστράγγιστων) DSS δοκιμών προκύπτουν από το καταστατικό προσομοίωμα για άμμους των Tasiouroulou and Gerolymos (2014) για επιβαλλόμενο πλάτος διατμητικής παραμόρφωσης γ .



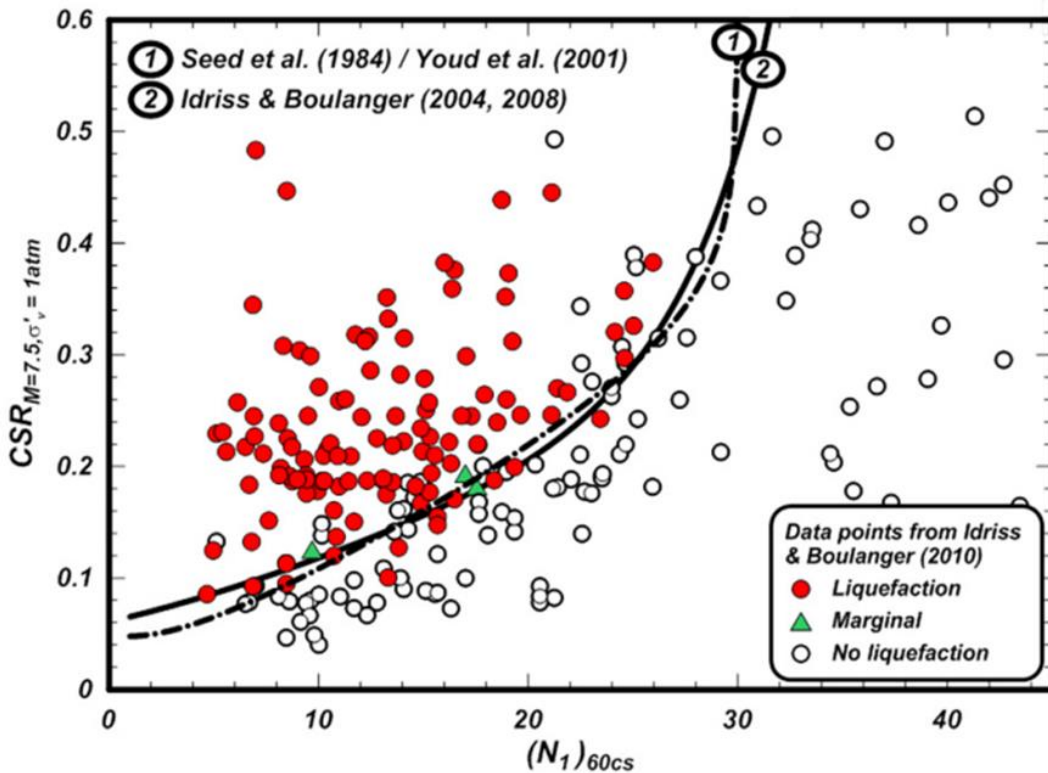
Σχήμα 17: Σύγκριση της απόκρισης που προβλέπει η προτεινόμενη βαθμονόμηση με την απόκριση κατά τις “πειραματικές” δοκιμές. Απεικονίζονται διαγράμματα διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ και διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης p' , για τιμή της σχετικής πυκνότητας $D_R = 65\%$ και για τρεις αρχικές τάσεις εγκιβωτισμού $p'_0 = 100; 500; 1000$ kPa. Τα δεδομένα των μονοτονικών (αστράγγιστων) DSS δοκιμών προκύπτουν από το καταστατικό προσομοίωμα για άμμους των Tasiouroulou and Gerolymos (2014) για επιβαλλόμενο πλάτος διατμητικής παραμόρφωσης γ .



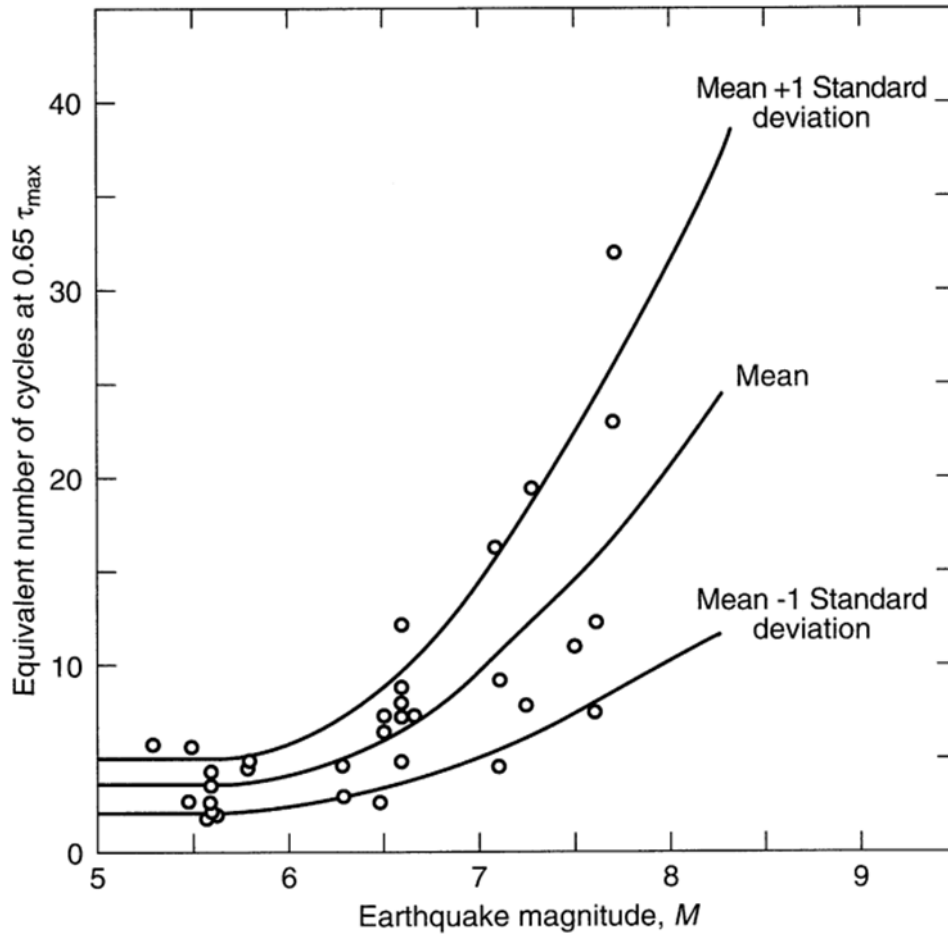
Σχήμα 18: Σύγκριση της απόκρισης που προβλέπει η προτεινόμενη βαθμονόμηση με την απόκριση κατά τις “πειραματικές” δοκιμές. Απεικονίζονται διαγράμματα διατμητικής τάσης τ – διατμητικής παραμόρφωσης γ και διατμητικής τάσης τ – μέσης ενεργού ορθής τάσης p' , για τιμή της σχετικής πυκνότητας $D_R = 90\%$ και για τρεις αρχικές τάσεις εγκιβωτισμού $p'_o = 100; 500; 1000$ kPa. Τα δεδομένα των μονοτονικών (αστράγγιστων) DSS δοκιμών προκύπτουν από το καταστατικό προσομοίωμα για άμμους των Tasiouroulou and Gerolymos (2014) για επιβαλλόμενο πλάτος διατμητικής παραμόρφωσης γ .



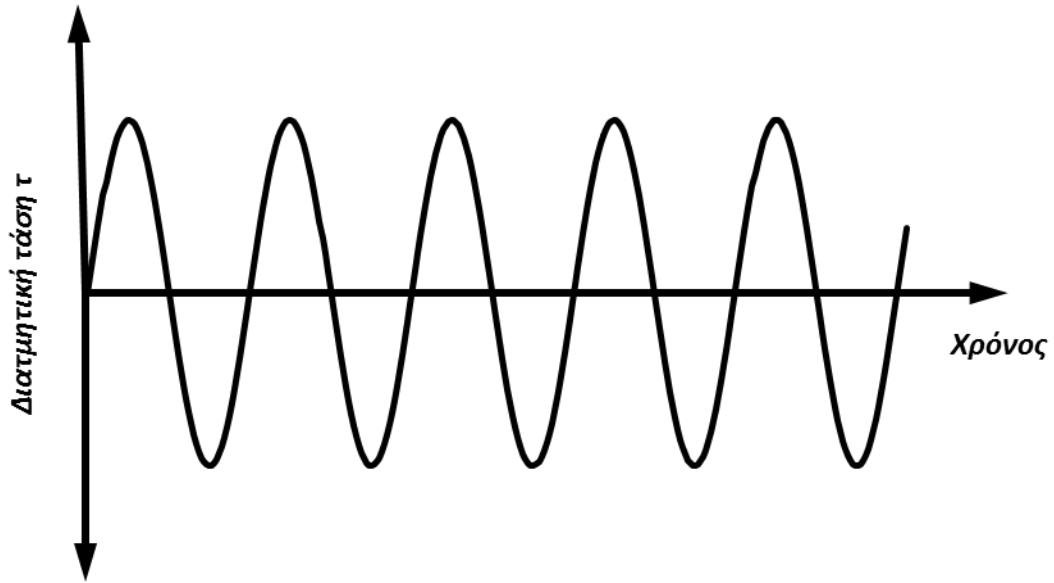
Σχήμα 19: Τυπικό διάγραμμα παραμέτρων φόρτισης (L) και αντίστασης σε ρευστοποίηση (R). Το όριο (boundary) αποτυπώνει τους οριακούς συνδυασμούς L και R που οδηγούν σε ρευστοποίηση: για δεδομένη ένταση L υποδεικνύει την ελάχιστη απαιτούμενη τιμή της αντίστασης R ώστε να αποφευχθεί η ρευστοποίηση (Kramer, 1996).



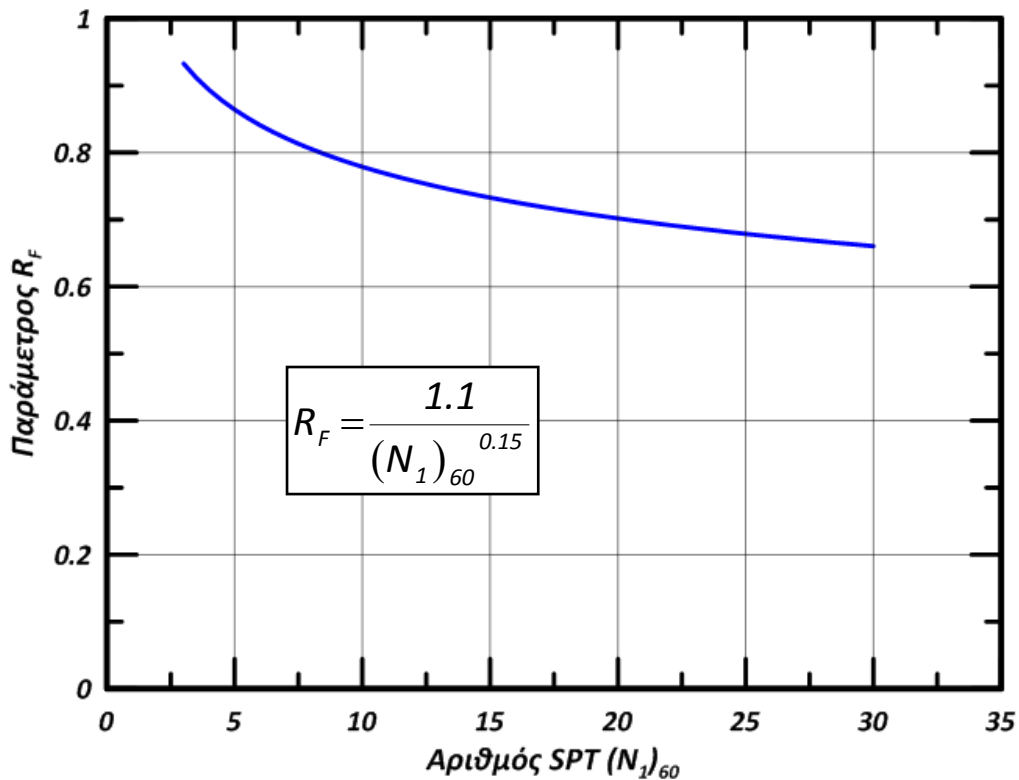
Σχήμα 20: Διάγραμμα αντίστασης σε ρευστοποίηση και καμπύλη αντοχής. Ως παράμετρος φόρτισης χρησιμοποιείται ο λόγος CSR και ως παράμετρος αντίστασης ο αριθμός κρούσεων δοκιμής SPT $((N_1)_{60})$. Η καμπύλη αντοχής των Idriss and Boulanger (2004, 2008) είναι εκείνη που χρησιμοποιείται για την βαθμονόμηση των ανακυκλικών παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM.



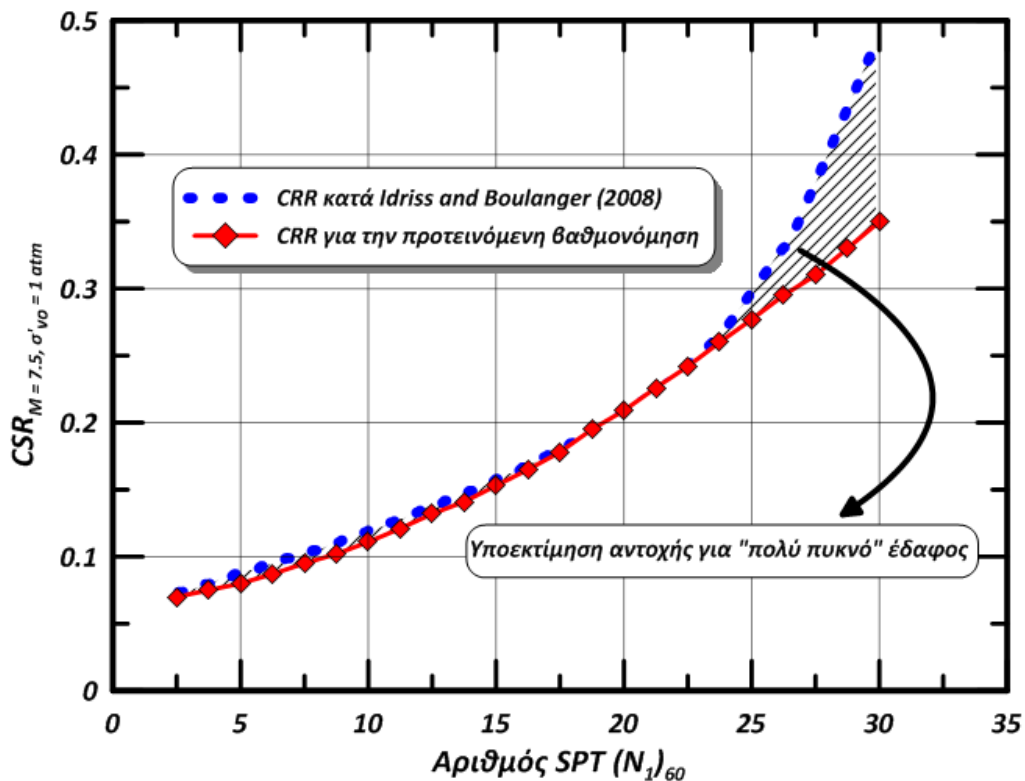
Σχήμα 21: Συσχέτιση του μεγέθους ενός σεισμού με τον αριθμό των κύκλων μιας ισοδύναμης ομοιόμορφης χρονοϊστορίας φόρτισης (με πλάτος διατμητικής τάσης ίσο με το 0.65 της μέγιστης του σεισμού). Παρατηρείται ότι για σεισμό μεγέθους $M = 7.5$ ο ισοδύναμος αριθμός των ομοιόμορφων κύκλων φόρτισης ισούται με $N_{eq} \approx 15$ (Seed et al., 1975).



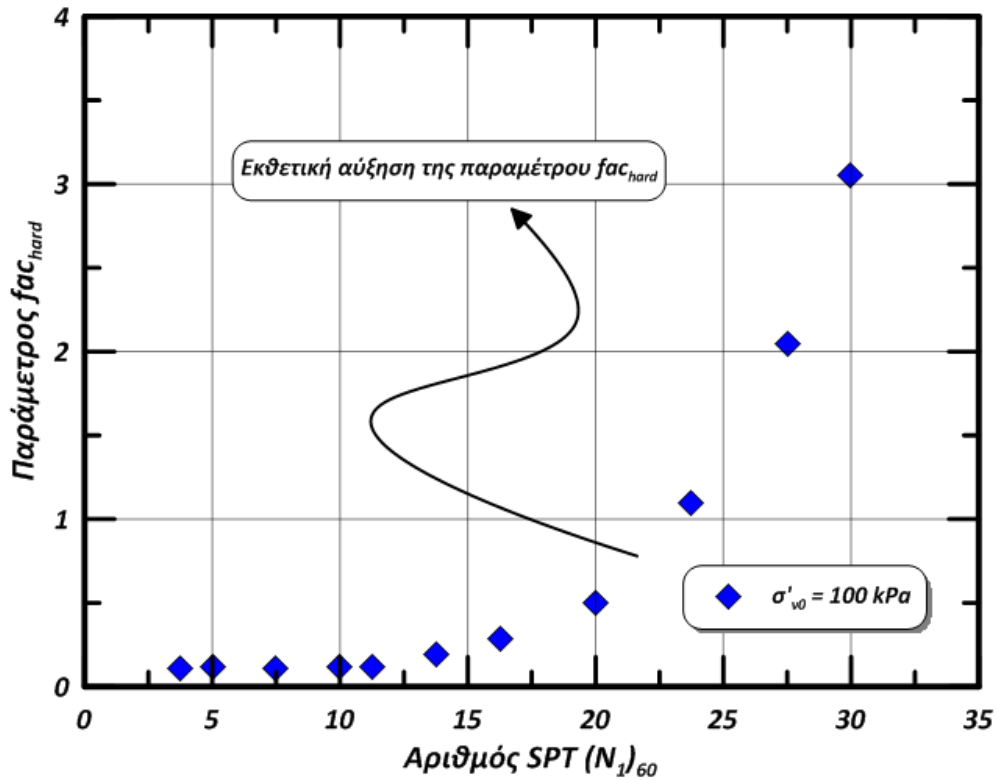
Σχήμα 22: Μορφής της χρονοϊστορίας της επιβαλλόμενης διατμητικής τάσης κατά την διεξαγωγή των ανακυκλικών αστράγγιστων DSS δοκιμών. Πρόκειται για περιοδική φόρτιση σταθερού πλάτους.



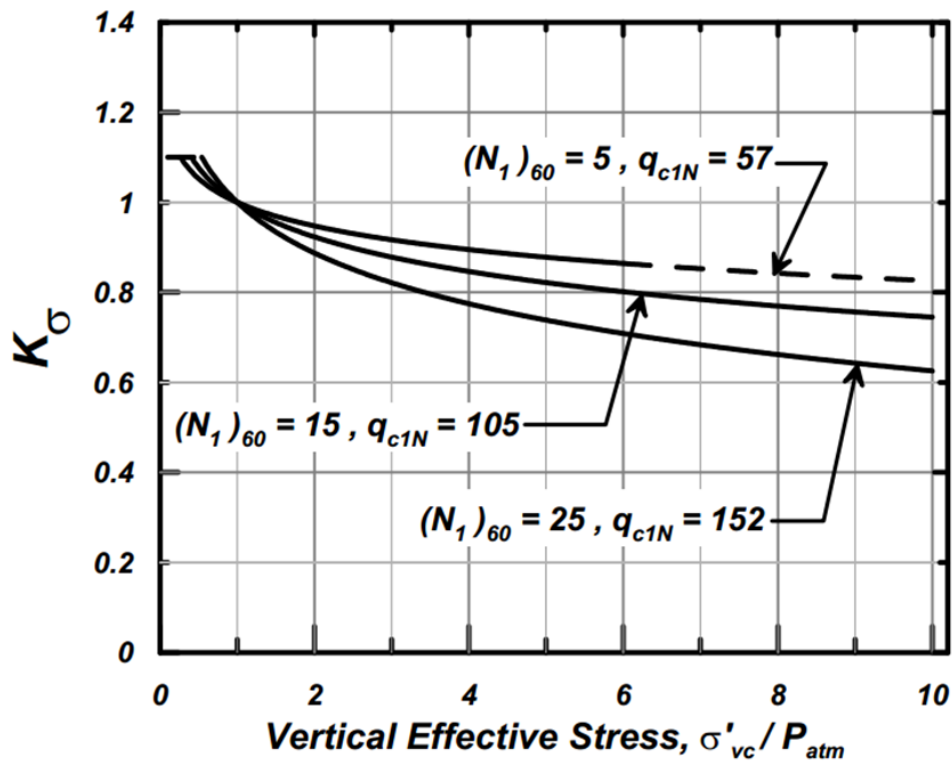
Σχήμα 23: Μεταβολή της παραμέτρου R_F συναρτήσει του αριθμού κρούσεων δοκιμής SPT $(N_1)_{60}$. Η έκφραση που συνδέει τα δύο μεγέθη μεταξύ τους είναι αποτέλεσμα της βαθμονόμησης του καταστατικού προσομοιώματος UBCSAND (Beaty and Byrne, 2011).



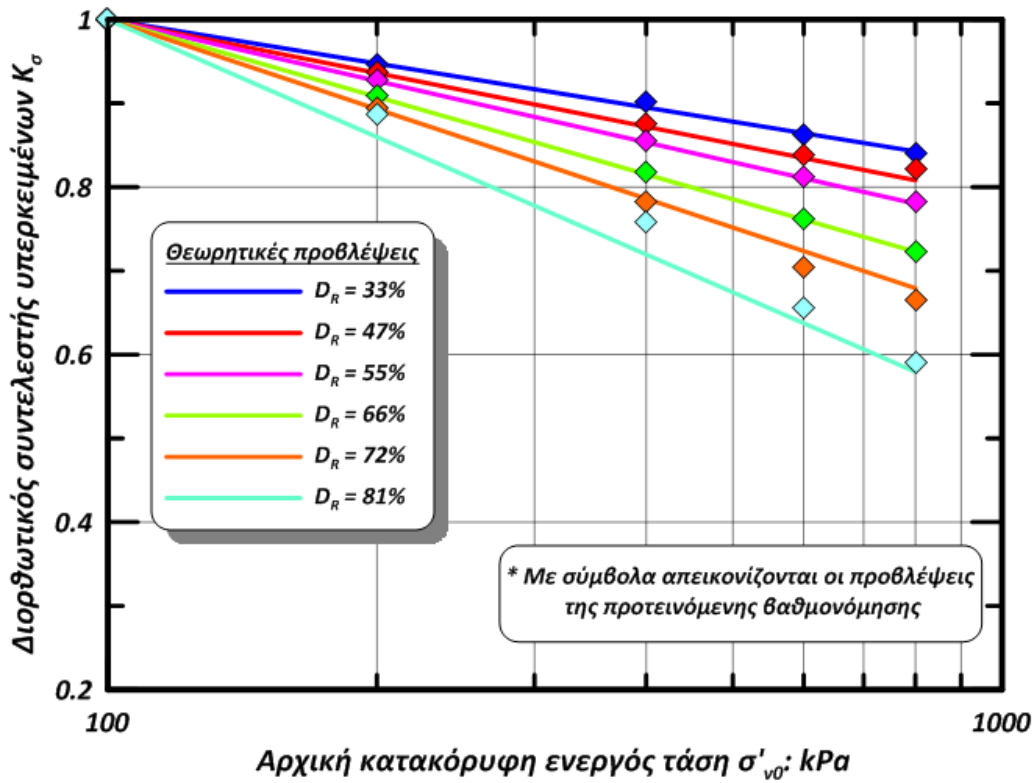
Σχήμα 24: Η θεωρητική καμπύλη αντοχής έναντι ρευστοποίησης και η αντίστοιχη που αξιοποιείται κατά την διαδικασία της βαθμονόμησης. Τονίζεται η εγγενής ιδιότητα του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM σχετικά με την υποεκτίμηση της αντοχής CRR σε “πολύ πυκνά” εδάφη (Μακρά, 2013).



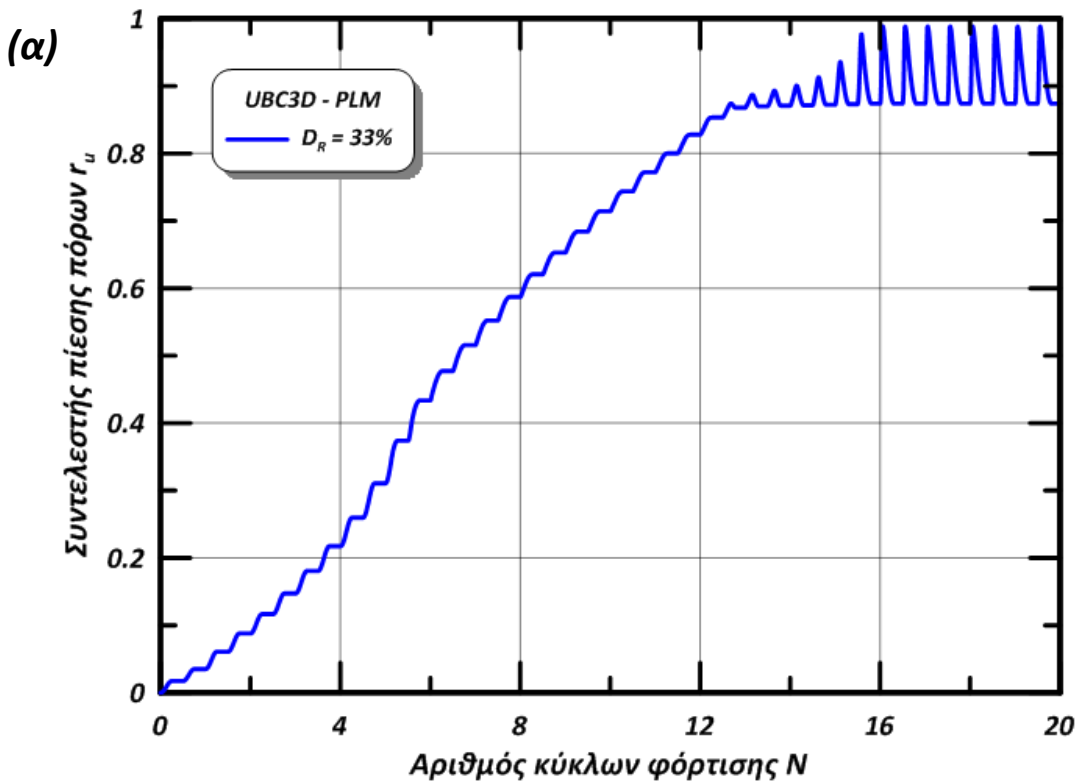
Σχήμα 25: Μεταβολή της παραμέτρου fac_{hard} συναρτήσει του αριθμού δοκιμής SPT $(N_1)_{60}$ για αρχική κατακόρυφη ενεργό τάση ίση με την τάση αναφοράς (100 kPa). Παρατηρείται η τάση για εκθετική αύξηση της τιμής της παραμέτρου.

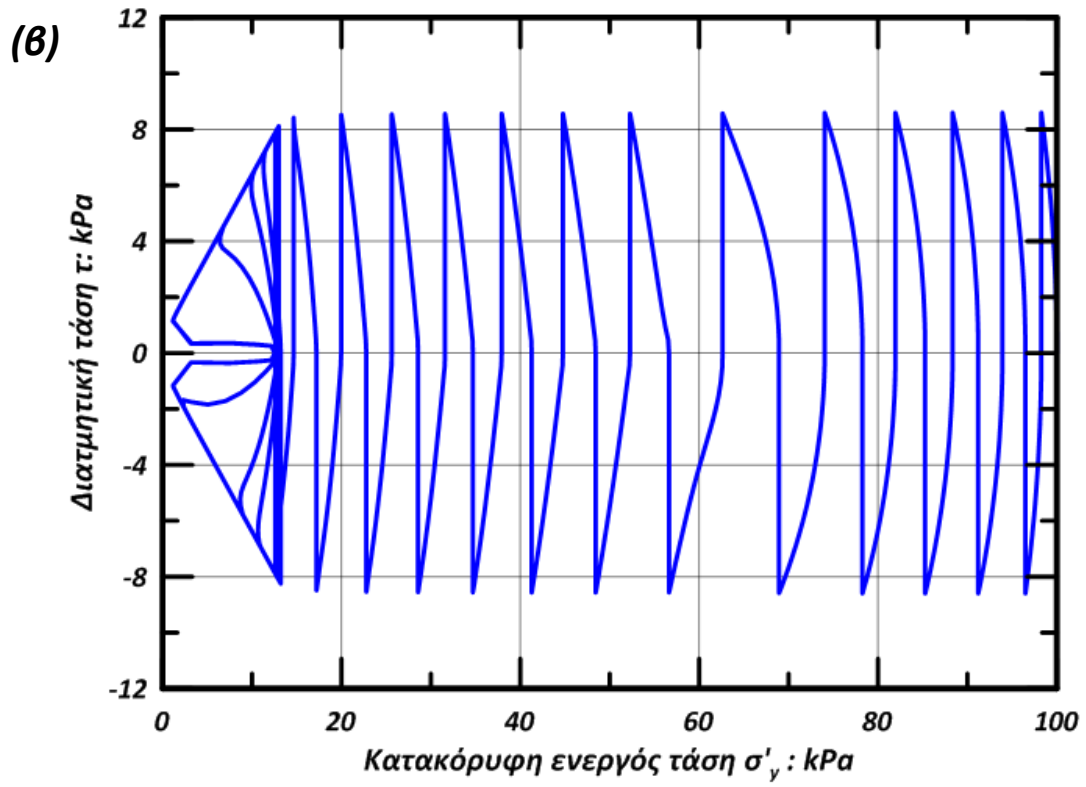


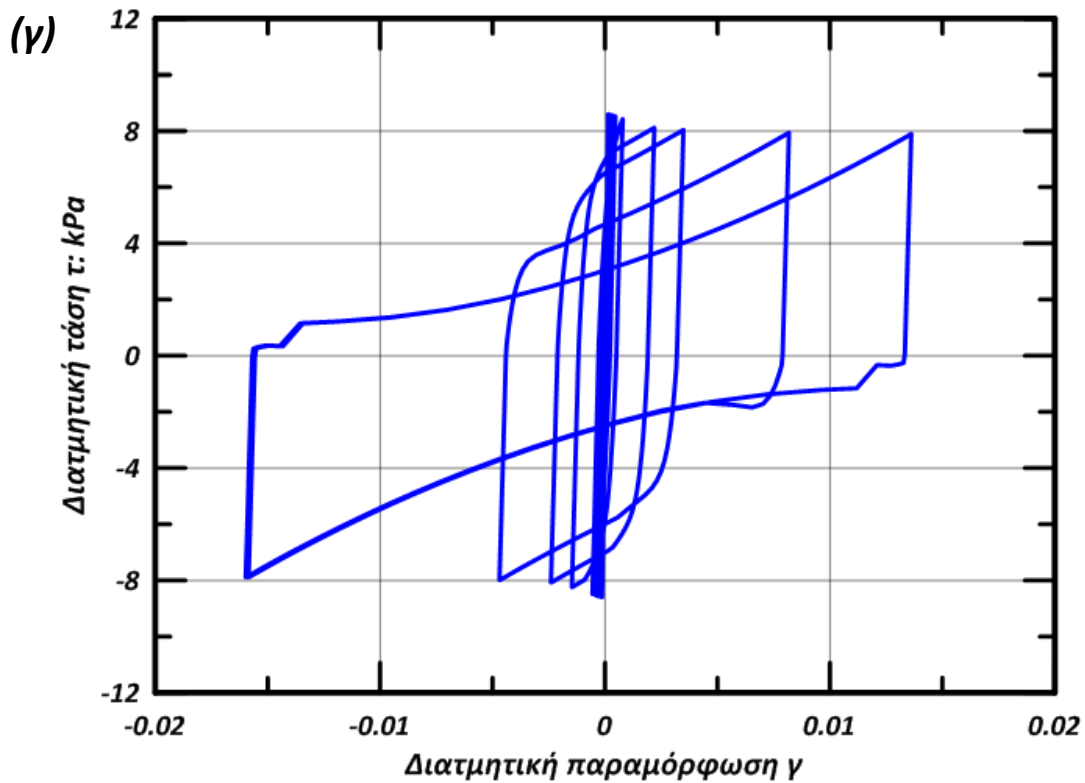
Σχήμα 26: Μεταβολή του συντελεστή διόρθωσης “βάθους” K_σ συναρτήσει της αρχικής κατακόρυφης ενεργού τάσης. Ο συντελεστής K_σ είναι υπεύθυνος για την “υποβάθμιση” της αντοχής σε ρευστοποίηση με την αύξηση της τάσης σ'_{vo} (Idriss and Boulanger, 2008).



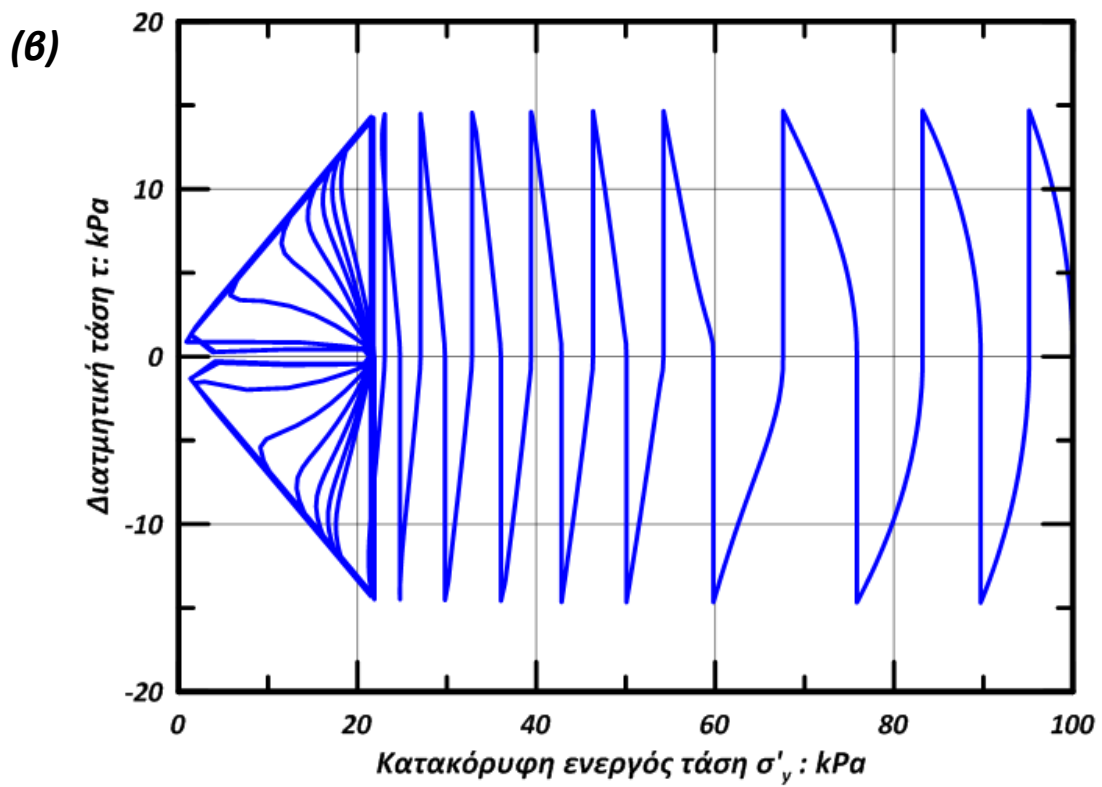
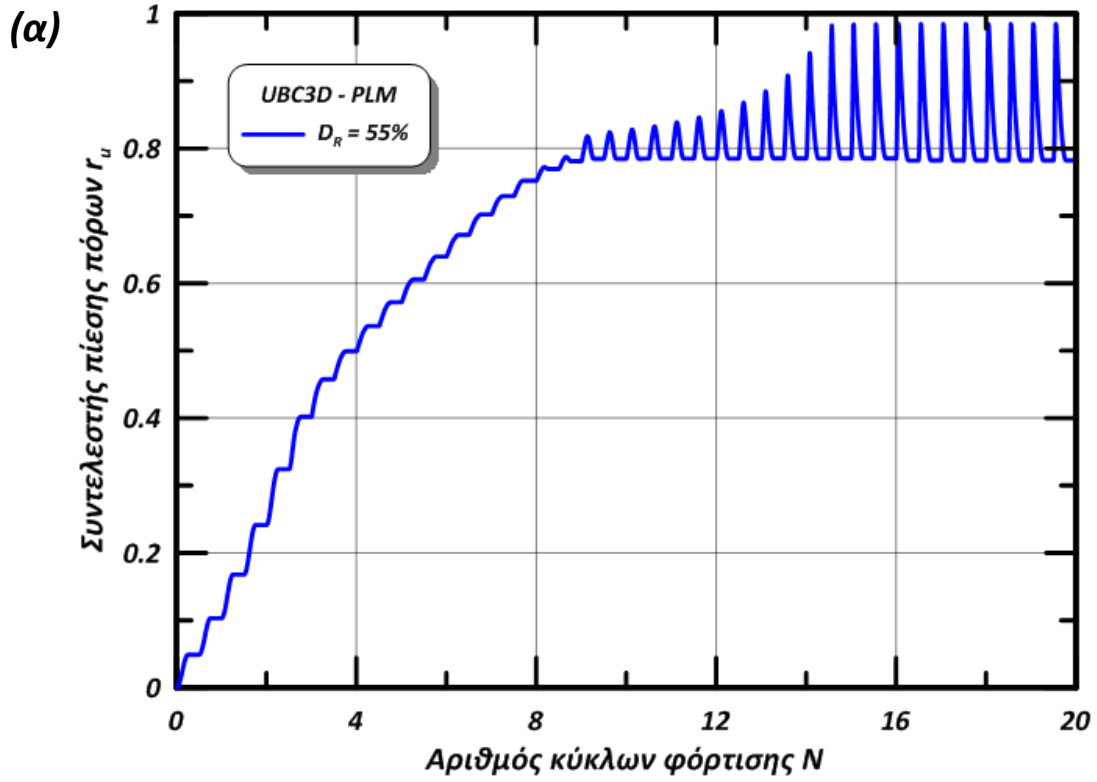
Σχήμα 27: Θεωρητική πρόβλεψη του διορθωτικού συντελεστή βάθους K_σ σε σύγκριση με τις τιμές που λαμβάνονται με βάση την προτεινόμενη βαθμονόμηση. Παρατηρείται, πρακτικώς, συμφωνία για κάθε εξεταζόμενη σχετική πυκνότητα D_R , πλην της περίπτωσης $D_R = 81\%$, όπου οι προτεινόμενες εκφράσεις υπερεκτιμούν ελαφρώς την θεωρητικά αναμενόμενη αντοχή σε ρευστοποίηση.

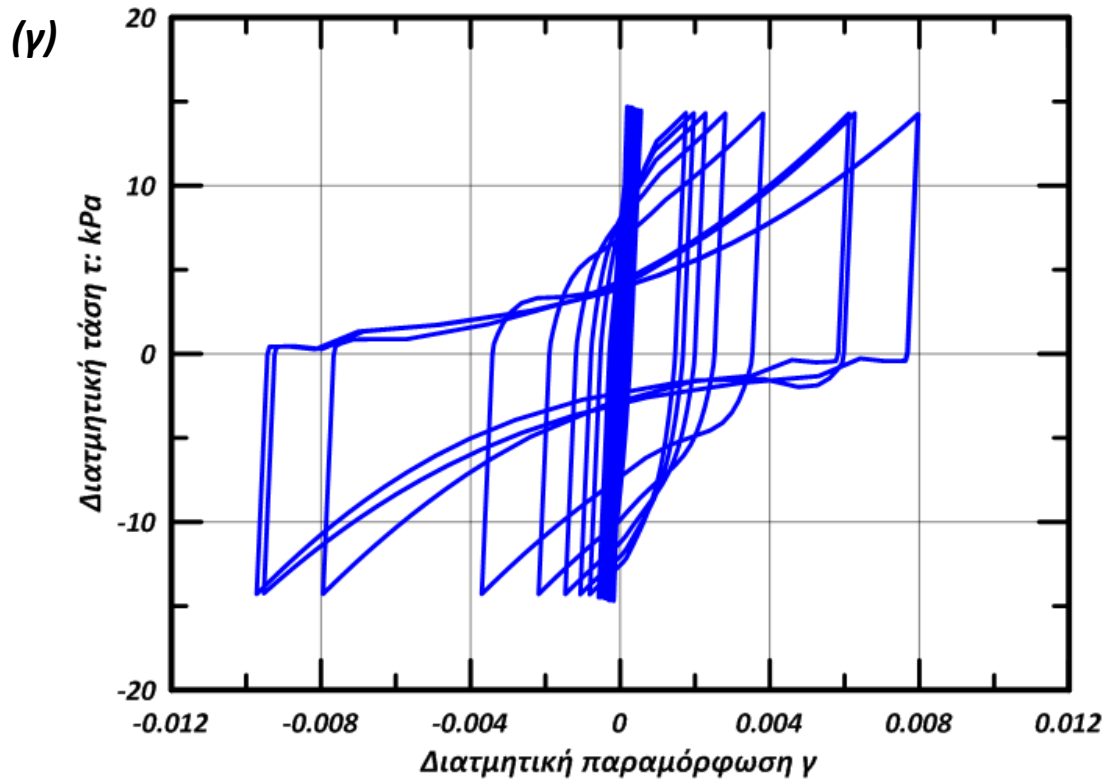




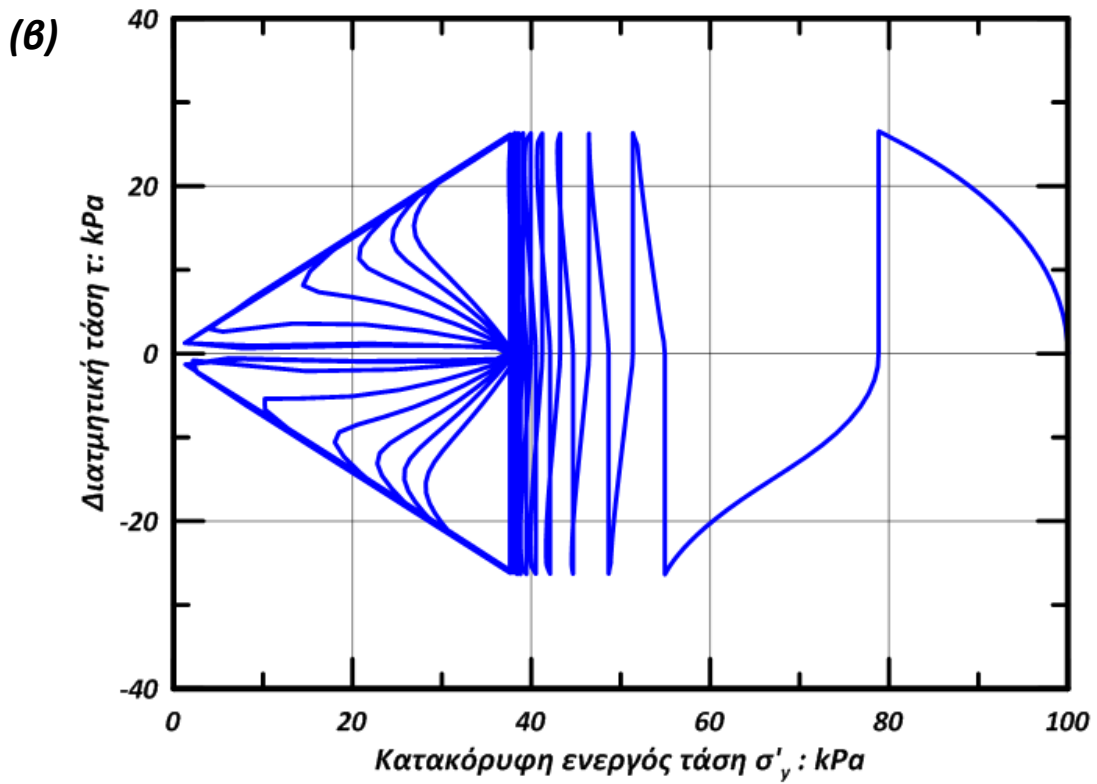
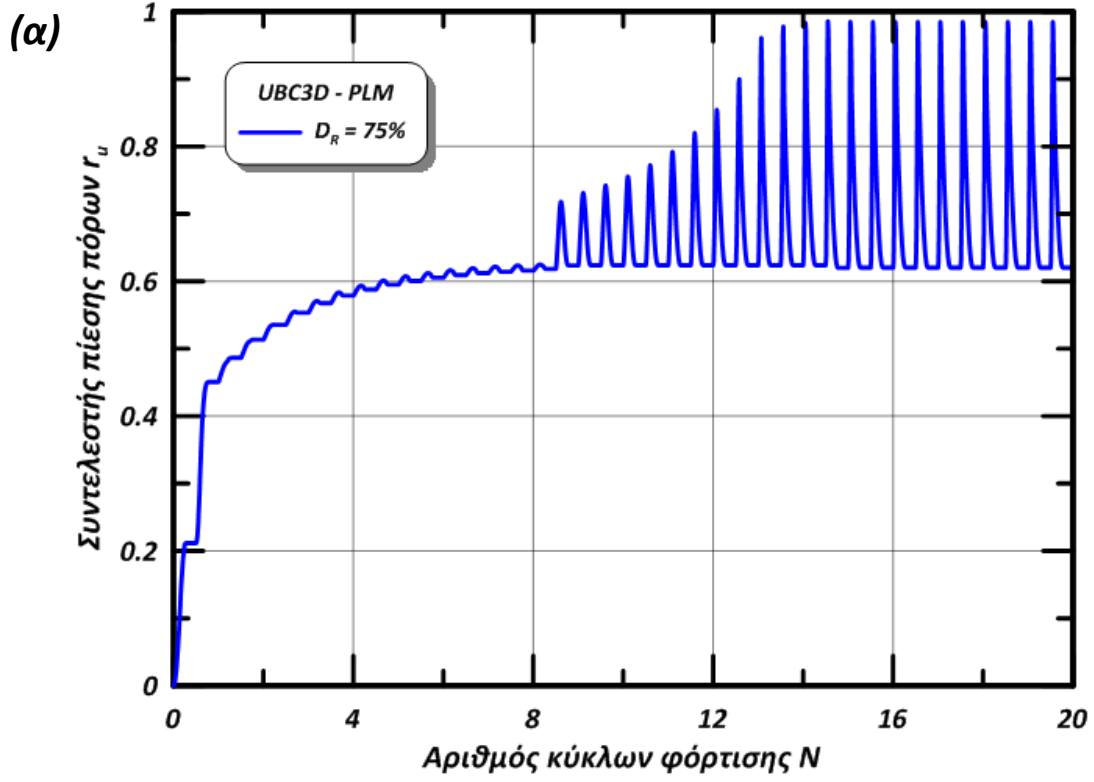


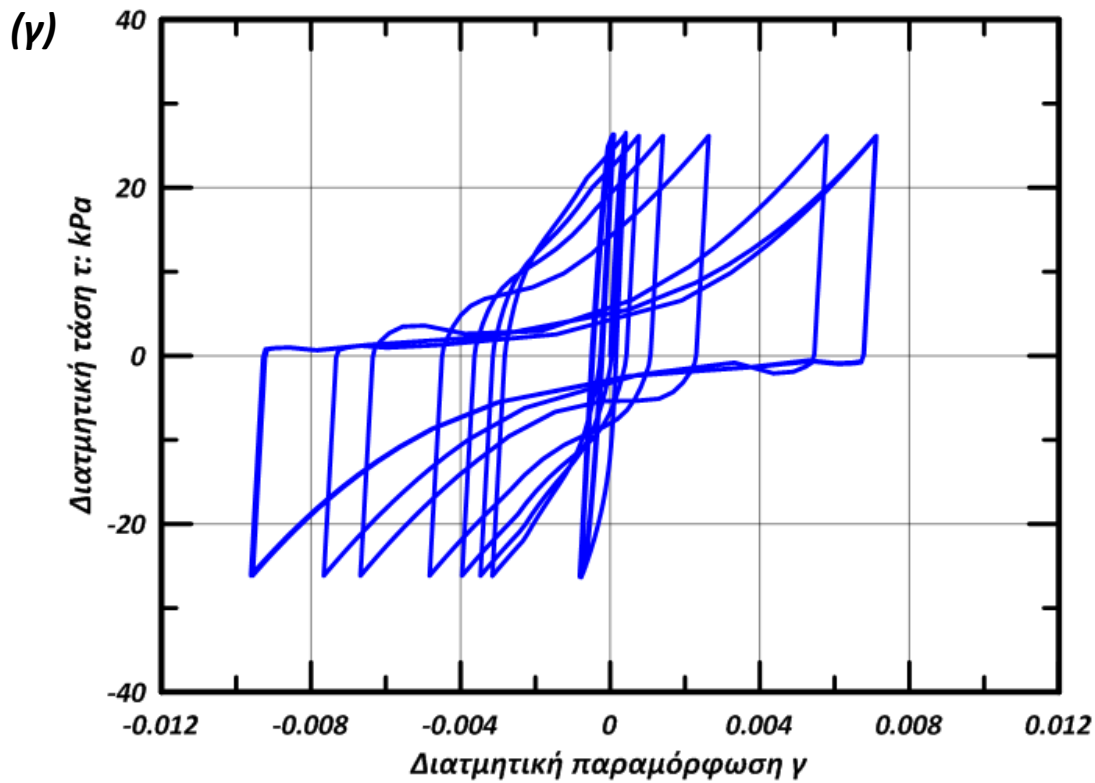
Σχήμα 28: Αποτελέσματα αστράγγιστων, ανακυκλικών DSS δοκιμών με βάση το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM. Οι παράμετροι του προσομοιώματος υπολογίζονται εξολοκλήρου από τις προτεινόμενες εκφράσεις. Συγκεκριμένα απεικονίζονται: (α) συντελεστής πίεσης πόρων r_u – αριθμός κύκλων φόρτισης N , (β) διατμητική τάση τ – κατακόρυφη ενεργός τάση σ'_v και (γ) διατμητική τάση τ – διατμητική παραμόρφωση γ . Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται σε εδαφικό υλικό με σχετική πυκνότητα $D_R = 33\%$, για αρχική κατακόρυφη ενεργό τάση $\sigma'_{v0} = 100$ kPa και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$, ενώ προέκυψαν από την χρήση της λειτουργίας εδαφικών δοκιμών (soil test facility) του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS.



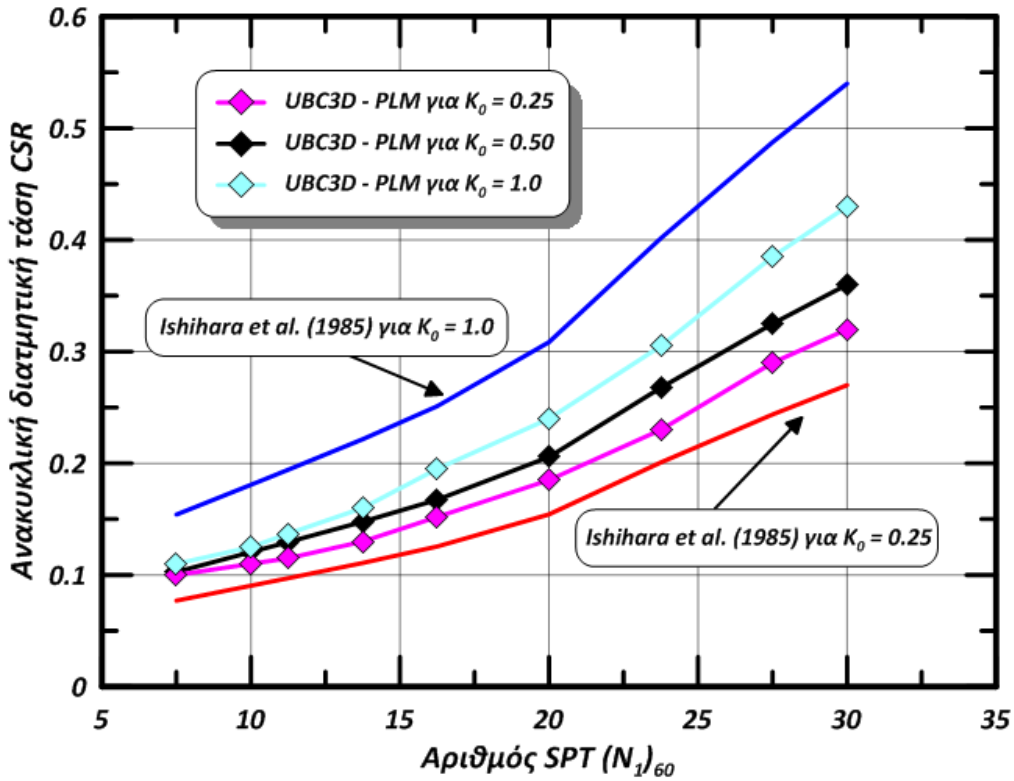


Σχήμα 29 Αποτελέσματα αστράγγιστων, ανακυκλικών DSS δοκιμών με βάση το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM. Οι παράμετροι του προσομοιώματος υπολογίζονται εξολοκλήρου από τις προτεινόμενες εκφράσεις. Συγκεκριμένα απεικονίζονται: (α) συντελεστής πίεσης πόρων r_u – αριθμός κύκλων φόρτισης N , (β) διατμητική τάση τ – κατακόρυφη ενεργός τάση σ'_v και (γ) διατμητική τάση τ – διατμητική παραμόρφωση γ . Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται σε εδαφικό υλικό με σχετική πυκνότητα $D_R = 55\%$, για αρχική κατακόρυφη ενεργό τάση $\sigma'_{v0} = 100$ kPa και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$, ενώ προέκυψαν από την χρήση της λειτουργίας εδαφικών δοκιμών (soil test facility) του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS.

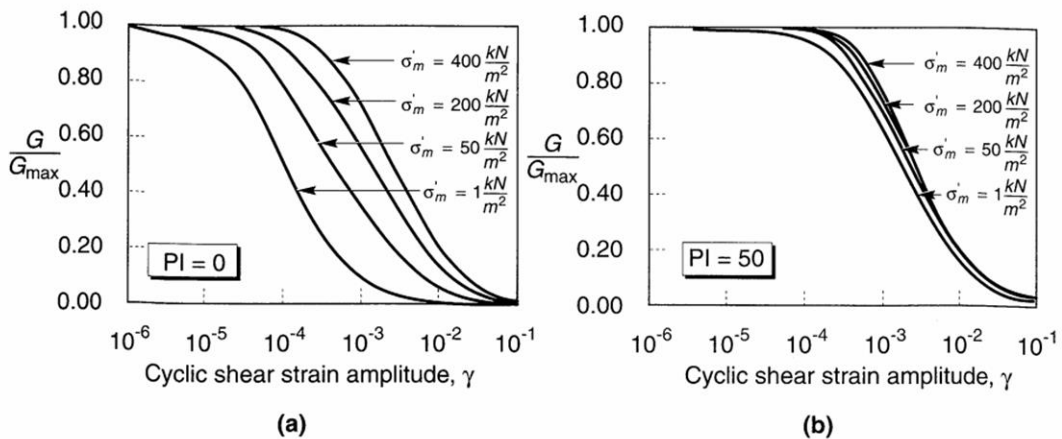




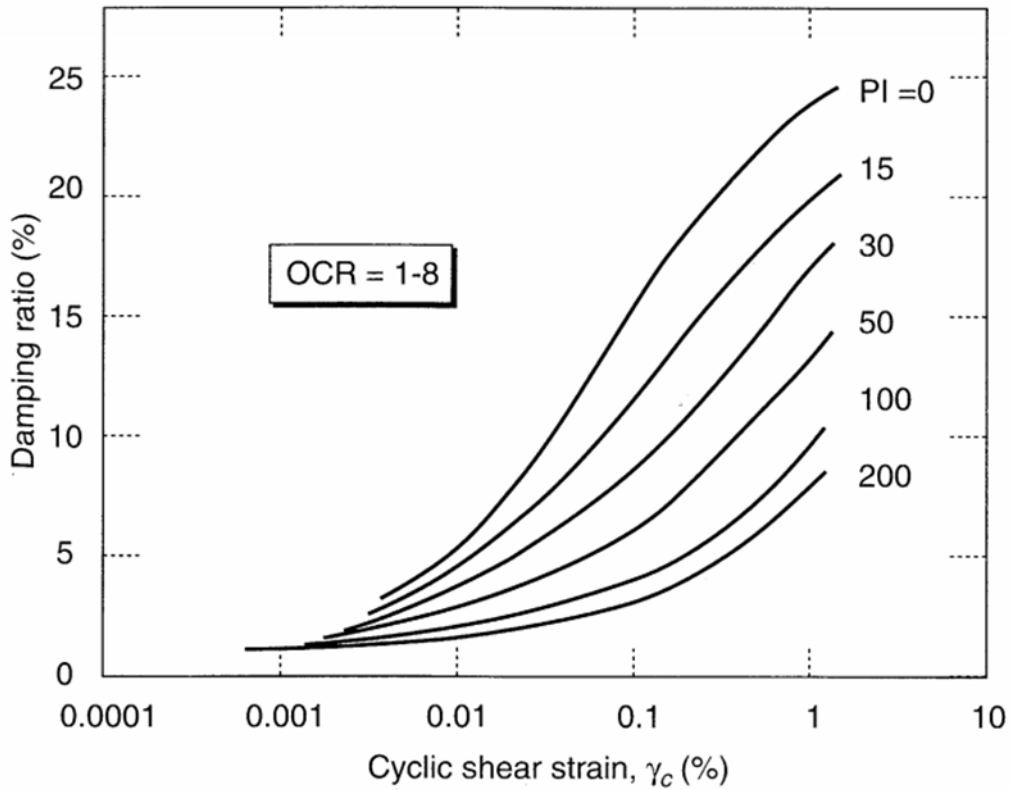
Σχήμα 30: Αποτελέσματα αστράγγιστων, ανακυκλικών DSS δοκιμών με βάση το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM. Οι παράμετροι του προσομοιώματος υπολογίζονται εξολοκλήρου από τις προτεινόμενες εκφράσεις. Συγκεκριμένα απεικονίζονται: (α) συντελεστής πίεσης πόρων r_u – αριθμός κύκλων φόρτισης N , (β) διατμητική τάση τ – κατακόρυφη ενεργός τάση σ'_v και (γ) διατμητική τάση τ – διατμητική παραμόρφωση γ . Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται σε εδαφικό υλικό με σχετική πυκνότητα $D_R = 75\%$, για αρχική κατακόρυφη ενεργό τάση $\sigma'_{v0} = 100$ kPa και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$, ενώ προέκυψαν από την χρήση της λειτουργίας εδαφικών δοκιμών (soil test facility) του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS.



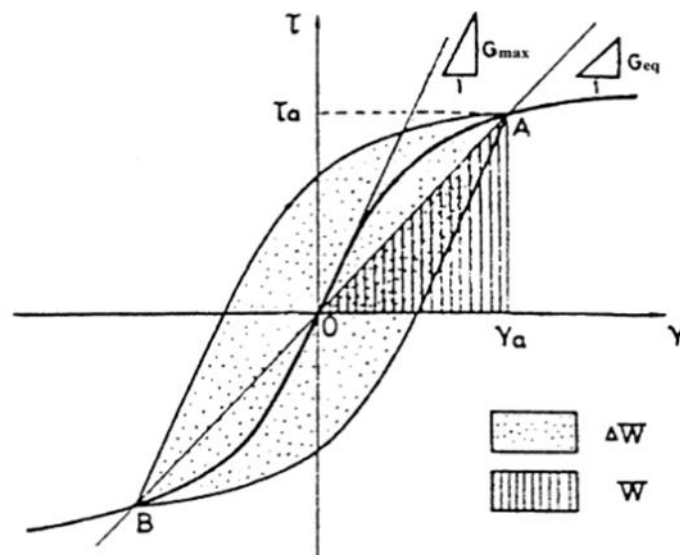
Σχήμα 31 Επιρροή του συντελεστή ουδέτερης ώθησης K_0 στην αντοχή σε ρευστοποίηση CRR. Σύγκριση των προβλέψεων της προτεινόμενης βαθμονόμησης με την εμπειρική σχέση των Ishihara et al. (1985). Παρατηρείται πλήρης ποιοτική συμφωνία, ενώ ποσοτικά οι τιμές διαφέρουν ανά περίπτωση.



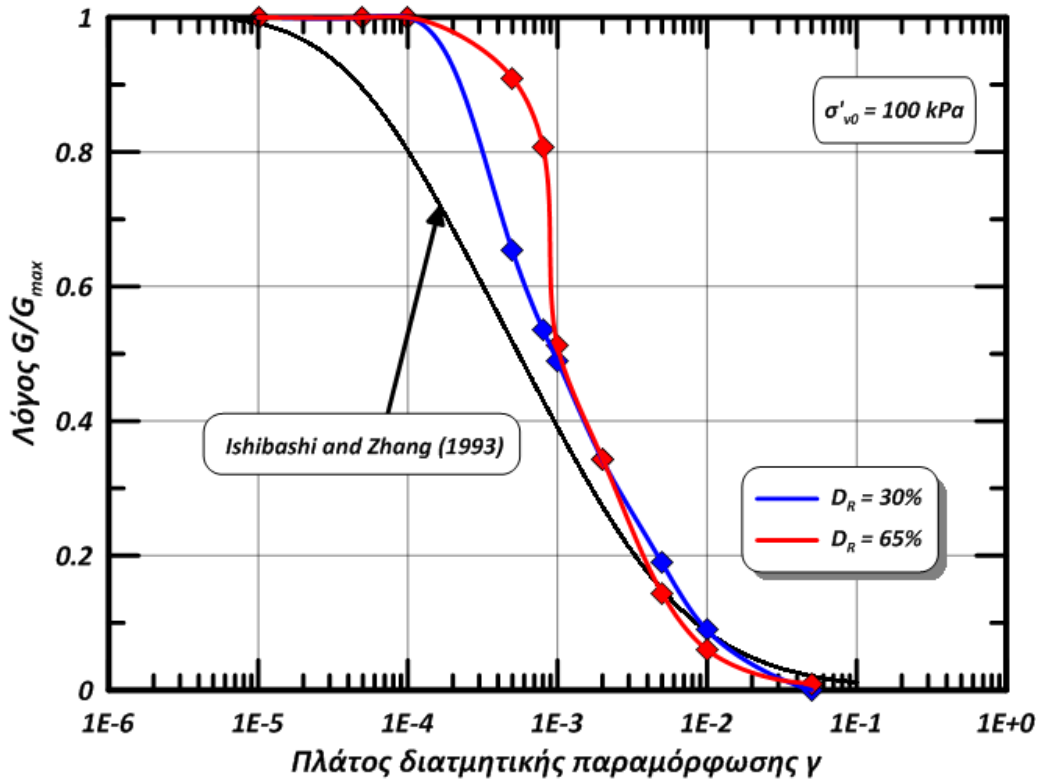
Σχήμα 32: Επιρροή της τάσεως εγκιβωτισμού στις καμπύλες G / G_{\max} για: (a) μη πλάσιμο έδαφος ($PI = 0$) και (b) πλάσιμο έδαφος ($PI = 50$) (Ishibashi, 1992).



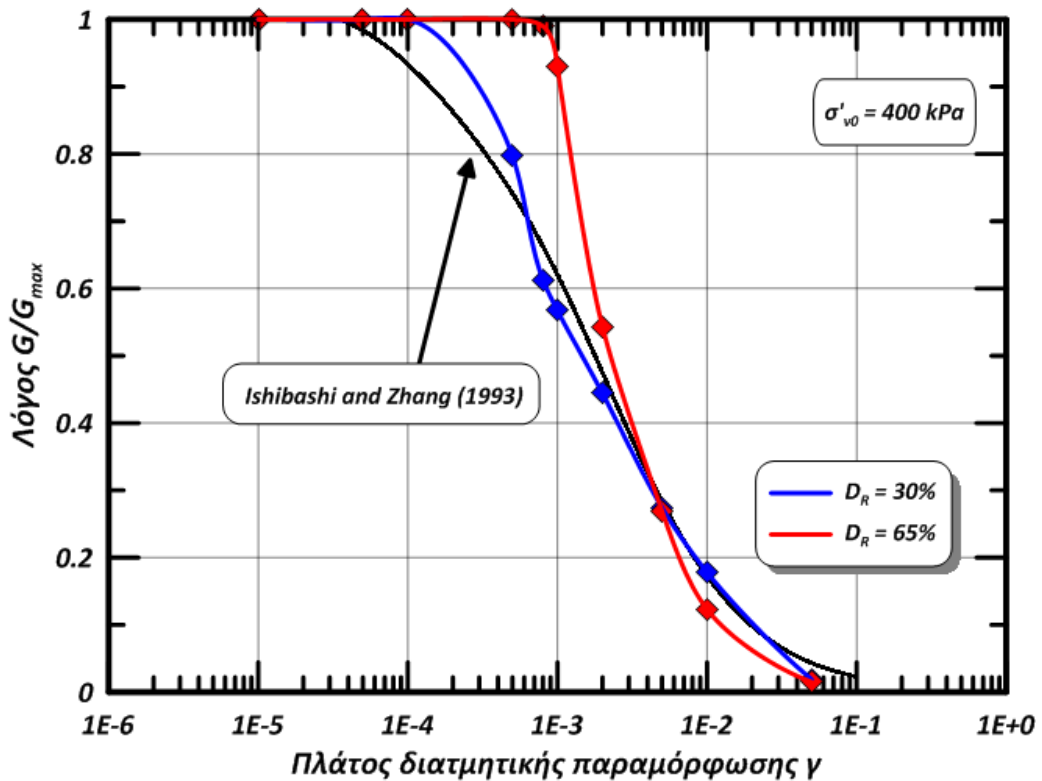
Σχήμα 33: Μεταβολή του λόγου απόσβεσης συναρτήσει του πλάτους της επιβαλλόμενης ανακυκλικής διατμητικής παραμόρφωσης γ και του δείκτη πλασιμότητας PI (Vucetic and Dobry, 1991).



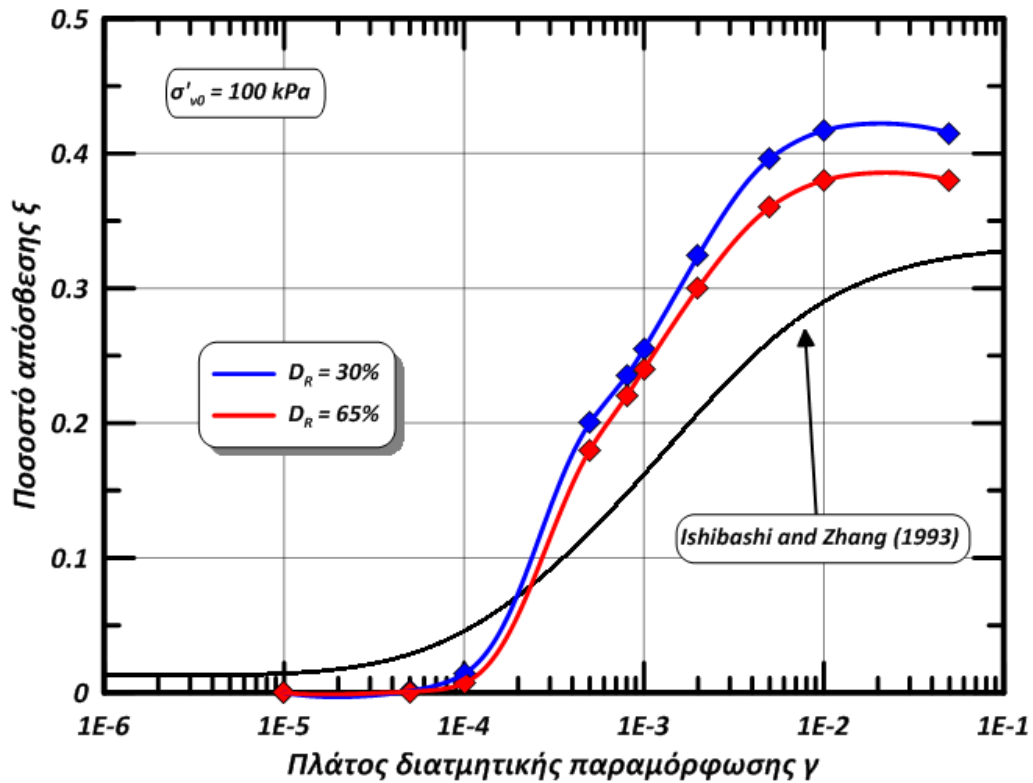
Σχήμα 34: Γραφική αναπαράσταση των μέτρων G_{max} , G_{eq} (το τέμνον μέτρο στην μέγιστη διατμητική παραμόρφωση γ), και των εμβαδών ΔW και W για τον υπολογισμό της ισοδύναμης υστερητικής απόσβεσης ξ .



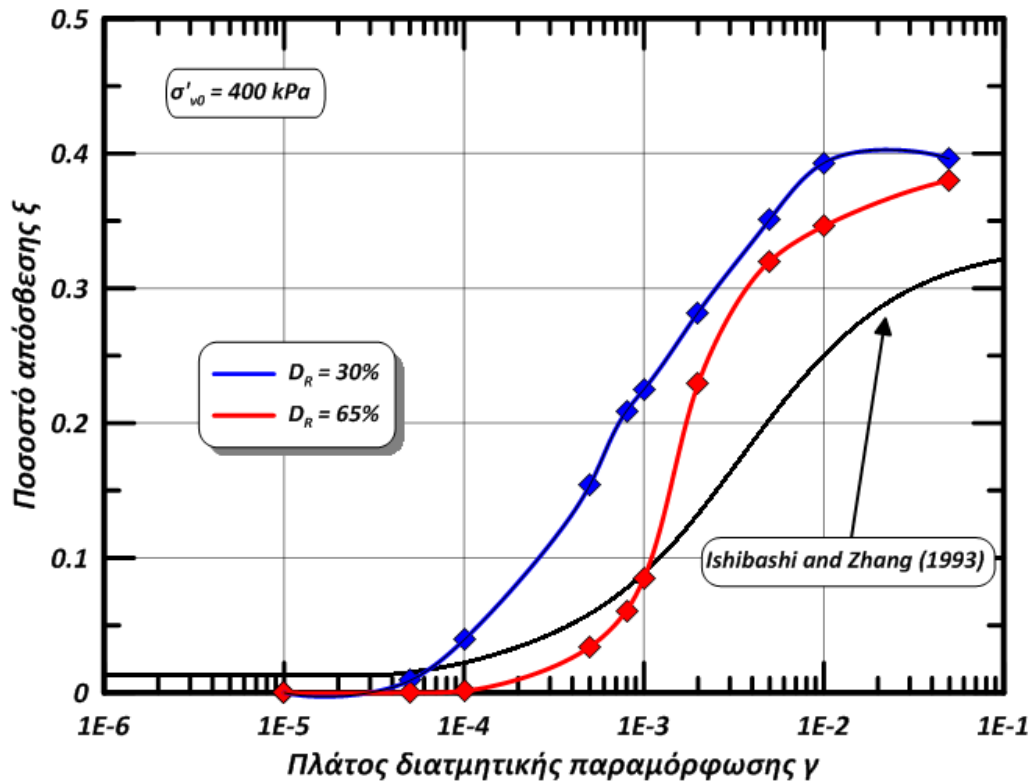
Σχήμα 35: Σύγκριση της θεωρητικής καμπύλης $G / G_{\max} - \gamma$ (κατά Ishibashi and Zhang, 1993) με τα αποτελέσματα των αναλύσεων με βάση τις προτεινόμενες εκφράσεις. Απεικονίζονται οι σχετικές πυκνότητες $D_R = 30$ και 65% για αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση $\sigma'_{v0} = 100$ kPa και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$.



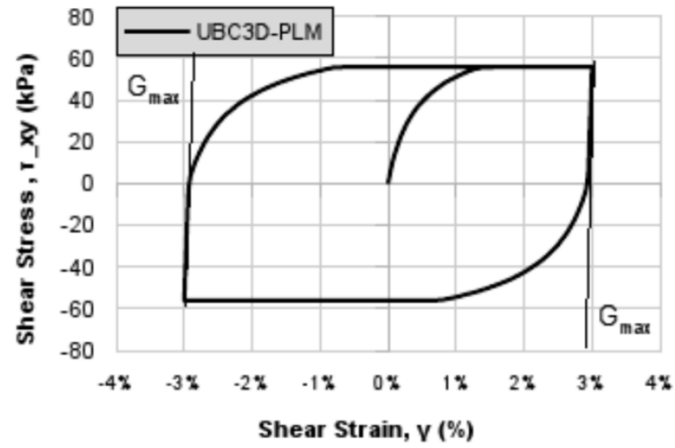
Σχήμα 36: Σύγκριση της θεωρητικής καμπύλης $G / G_{\max} - \gamma$ (κατά Ishibashi and Zhang, 1993) με τα αποτελέσματα των αναλύσεων με βάση τις προτεινόμενες εκφράσεις. Απεικονίζονται οι σχετικές πυκνότητες $D_R = 30$ και 65% για αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση $\sigma'_{v0} = 400$ kPa και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$.



Σχήμα 37: Σύγκριση της θεωρητικής καμπύλης $\xi - \gamma$ (κατά Ishibashi and Zhang, 1993) με τα αποτελέσματα των αναλύσεων με βάση τις προτεινόμενες εκφράσεις. Απεικονίζονται οι σχετικές πυκνότητες $D_R = 30$ και 65% για αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση $\sigma'_{v0} = 100 \text{ kPa}$ και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$.



Σχήμα 38: Σύγκριση της θεωρητικής καμπύλης $\xi - \gamma$ (κατά Ishibashi and Zhang, 1993) με τα αποτελέσματα των αναλύσεων με βάση τις προτεινόμενες εκφράσεις. Απεικονίζονται οι σχετικές πυκνότητες $D_R = 30$ και 65% για αρχική κατακόρυφη ενεργό ορθή τάση $\sigma'_{v0} = 400 \text{ kPa}$ και συντελεστή ουδέτερης ώθησης $K_0 = 0.5$.



Σχλημα 39: Τυπικός βρόχος υστέρησης κατά το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM. Θεωρείται πλήρως ελαστική αποφόρτισης (χρήση G_{max}), με αποτέλεσμα οι σχηματιζόμενοι βρόχοι να είναι πλατύτεροι και οι λόγοι απόσβεσης ξ μεγαλύτεροι.

ΜΕΡΟΣ Β΄: ΠΕΙΡΑΜΑΤΑ ΣΕ ΦΥΓΟΚΕΝΤΡΙΣΤΗ

1. Εισαγωγή

Στο παρόν κεφάλαιο εξετάζεται η εγκυρότητα της βαθμονόμησης του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM, η οποία αναπτύχθηκε διεξοδικά στο τρίτο κεφάλαιο. Για τον σκοπό αυτό, αξιοποιείται η εργαστηριακή δοκιμή φυγοκεντριστή των Anastasopoulos et al. (2015), η οποία αφορά την διερεύνηση της απόκρισης ενός τυπικού τοίχου αντιστήριξης λιμενικού έργου σε δυναμική διέγερση. Κατασκευάζεται το αριθμητικό προσομοίωμα της πειραματικής δοκιμής με την βοήθεια του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS, διεξάγονται οι απαραίτητες δυναμικές αναλύσεις και συγκρίνονται τα αντίστοιχα αποτελέσματα μεταξύ τους. Σκοπός του κεφαλαίου που ακολουθεί είναι να αναπαραχθεί η απόκριση του πειράματος σε φυγοκεντριστή όσο το δυνατόν γίνεται πιο πιστά: το αποτέλεσμα αυτό θα αποτελέσει μία ισχυρή ένδειξη ότι η βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM που προτάθηκε είναι ορθή και αποτελεσματική. Αρχικά, παρατίθενται κάποιες σύντομες βιβλιογραφικές αναφορές σχετικά με την έννοια των πειραμάτων σε φυγοκεντριστή και στην συνέχεια ακολουθεί η περιγραφή του εξεταζόμενου προβλήματος. Τέλος, γίνονται οι ανάλογες συγκρίσεις και σχολιάζονται τα βασικά συμπεράσματα της διερεύνησης του συγκεκριμένου προβλήματος.

2. Χαρακτηριστικά στοιχεία των πειραμάτων σε φυγοκεντριστή

Όπως είναι γνωστό, η εδαφική απόκριση εξαρτάται από το επίπεδο της έντασης. Για παράδειγμα, σύμφωνα με το **Σχήμα 1**, ένα εδαφικό στοιχείο Α το οποίο αρχικά βρίσκεται κάτω από την γραμμή κρίσιμης κατάστασης (critical state line, CSL) αναμένεται να διασταλεί προς την γραμμή CSL όταν διατμηθεί υπό την παρουσία σχετικά μικρής τάσης εγκιβωτισμού (π.χ. στις συνήθεις εργαστηριακές δοκιμές μικρής κλίμακας). Αντιθέτως, ένα εδαφικό στοιχείο Β με παρόμοιες ιδιότητες (π.χ. σχετική πυκνότητα), το οποίο βρίσκεται πάνω από την γραμμή CSL, αναμένεται να

συσταλεί προς την γραμμή CSL όταν διατμηθεί υπό την παρουσία μεγαλύτερης τάσης εγκιβωτισμού (π.χ. σε συνθήκες πεδίου). Είναι προφανές ότι η χρήση των αποτελεσμάτων που αντιστοιχούν στο σημείο A για τον σχεδιασμό προβλημάτων φυσικής κλίμακας είναι πιθανόν να είναι μη συντηρητική, ακόμα και τελείως λανθασμένη, καθώς η παρατηρούμενη διαστολική συμπεριφορά σε εντατικές συνθήκες μικρότερες από εκείνες που επιβάλλει η βαρύτητα δεν πρόκειται να παρατηρηθεί στις υψηλότερες τιμές της έντασης σε πραγματικές συνθήκες πεδίου. Συνεπώς, πριν από την εκτέλεση οποιασδήποτε σχετικής δοκιμής, είναι επιθυμητό να αναπαραχθεί σωστά η πραγματική εντατική κατάσταση του εξεταζόμενου εδαφικού στοιχείου.

Η παραπάνω παρατήρηση αποτελεί την θεμελιώδη αρχή των πειραματικών δοκιμών σε φυγοκεντριστή: στοχεύεται η δημιουργία εντατικών συνθηκών παρόμοιων με εκείνες που αναμένονται σε συνθήκες πεδίου, με την αύξηση κατά n φορές της “βαρυτικής” επιτάχυνσης σε ένα προσομοίωμα μικρότερο κατά $1/n$ των πραγματικών του διαστάσεων. Η εν λόγω αύξηση κατά n φορές της “βαρυτικής” επιτάχυνσης επιτυγχάνεται με την βοήθεια της επιβαλλόμενης κεντρομόλου επιτάχυνσης στην συσκευή της φυγοκέντρισης ($n \cdot g = r \cdot \omega^2$, όπου r και ω είναι η ακτίνα και η γωνιακή επιτάχυνση της συσκευής, αντίστοιχα). Συνεπώς, γίνεται σαφές ότι οι εργαστηριακές δοκιμές φυγοκεντριστή είναι οι πλέον κατάλληλες για την μελέτη γεωτεχνικών προβλημάτων, η απόκριση των οποίων επηρεάζεται έντονα από τις επικρατούσες εντατικές συνθήκες. Χαρακτηριστικότερο εξ’ αυτών αποτελεί η μελέτη του φαινομένου της ρευστοποίησης. Επιπρόσθετα, σημειώνεται ότι η ικανότητα της προσομοίωσης πραγματικών προβλημάτων σε δοκιμές φυγοκεντριστή έχει και άλλα πλεονεκτήματα. Για παράδειγμα, η χρήση ενός μικρότερου προσομοιώματος οδηγεί σε μικρότερες διαδρομές ροής μέσα στο έδαφος, με αποτέλεσμα ο απαιτούμενος χρόνος στερεοποίησης να μειώνεται σημαντικά κατά $1/n^2$.

Γενικά, κατά τον σχεδιασμό πειραματικών δοκιμών σε φυγοκεντριστή, οι απαιτούμενοι νόμοι σμίκρυνσης συνήθως προέρχονται από διαστατικές αναλύσεις, από τις εξισώσεις που διέπουν ένα φαινόμενο, ή από τις αρχές μηχανικής ομοιότητας ανάμεσα σε ένα προσομοίωμα και στο “πρωτότυπο” του (Taylor, 1995;

Garnier et al., 2007). Περισσότερες λεπτομέρειες για τους συντελεστές σμίκρυνσης παρατίθενται στην εργασία του Charles (2014). Σύμφωνα με τον Ko (1988), οι τέσσερις βασικές εφαρμογές των δοκιμών σε φυγοκεντριστή είναι οι εξής:

(α) Προσομοίωση του “πρωτοτύπου”

Η προσομοίωση του “πρωτοτύπου” είναι η πλέον προφανής και άμεση εφαρμογή των δοκιμών σε φυγοκεντριστή, στοχεύοντας στην αντιμετώπιση πραγματικών γεωτεχνικών προβλημάτων. Ορισμένες από τις βασικές εφαρμογές που ανήκουν σε αυτήν την κατηγορία αποτελούν η εξέταση της ευστάθειας των πρανών, η εξέταση της απόκρισης των πασάλων, καθώς και η εξέταση της επιρροής μιας εκσκαφής σε γειτονικές υπόγειες κατασκευές. Τα αποτελέσματα των δοκιμών αυτής της κατηγορίας μπορεί να είναι είτε ποσοτικά είτε και ποιοτικά.

(β) Διερεύνηση νέων φαινομένων

Οι δοκιμές σε φυγοκεντριστή έχουν βρει εκτεταμένη εφαρμογή στην μελέτη διάφορων ασυνήθιστων γεωτεχνικών προβλημάτων, τα οποία δεν είναι πλήρως κατανοητά σε θεωρητικό επίπεδο. Τυπικά παραδείγματα που ανήκουν σε αυτήν την κατηγορία αφορούν την μελέτη της τεκτονικής των πλακών, την μελέτη της μεταφοράς ρύπων στο έδαφος καθώς και την μελέτη φαινομένων σχετικών με σεισμούς (π.χ. ρευστοποίηση).

(γ) Παραμετρική διερεύνηση

Η παραμετρική διερεύνηση των γεωτεχνικών προβλημάτων σχετίζεται με την καλύτερη κατανόηση των παραμέτρων που επηρεάζουν την απόκριση ενός πραγματικού συστήματος/κατασκευής. Τροποποιώντας κάποιες από τις παραμέτρους του προβλήματος (π.χ. γεωμετρία, φόρτιση, συνοριακές συνθήκες, εδαφικές ιδιότητες), αξιολογείται η επιρροή της κάθε τροποποίησης με σκοπό των προσδιορισμό των πιο κρίσιμων παραμέτρων. Οι αναλύσεις της κατηγορίας αυτής μπορούν να οδηγήσουν σε χρήσιμα συμπεράσματα για τον σχεδιασμό.

(δ) Εξακρίβωση αριθμητικών προσομοιωμάτων

Κάθε τεχνική προσομοίωσης, είτε φυσική είτε αριθμητική, απαιτεί την αποδοχή απλοποιήσεων και παραδοχών. Μάλιστα, σε πολλές περιπτώσεις, οι αριθμητικές μέθοδοι περιορίζονται στην εξέταση διδιάστατων προβλημάτων, σε αντίθεση με τις δοκιμές σε φυγοκεντριστή όπου είναι ευκολότερη η προσομοίωση τριδιάστατων προβλημάτων (σε τεχνικό επίπεδο) από αντίστοιχα διδιάστατα προβλήματα επίπεδης παραμόρφωσης. Συνεπώς, για την εξέταση περίπλοκων γεωτεχνικών προβλημάτων, η ιδανική πρακτική θα ήταν η διεξαγωγή τόσο αριθμητικών όσο και πειραματικών αναλύσεων: τα αποτελέσματα αυτών των δύο τεχνικών συγκρίνονται και εξακριβώνονται μεταξύ τους, ώστε να αποδειχθεί η εγκυρότητα (κυρίως) των αριθμητικών μεθόδων.

Συνεπώς, για την εξακρίβωση της ορθότητας της βαθμονόμησης που έχει ήδη προταθεί, αξιοποιούνται τα αποτελέσματα δοκιμής σε φυγοκεντριστή και γίνεται η προσπάθεια αυτά να αναπαραχθούν και αριθμητικά. Στο επόμενο κεφάλαιο, γίνεται αντίστοιχη προσπάθεια με αντίστοιχα αποτελέσματα πραγματικής περίπτωσης σεισμού.

3. Περιγραφή του προβλήματος

Όπως έχει ήδη αναφερθεί, σκοπεύεται να εξεταστεί η απόκριση ενός λιμενικού τοίχου αντιστήριξης τύπου βαρύτητας, μέσω αναλύσεων με πεπερασμένα στοιχεία με την βοήθεια του εμπορικού λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS. Πρόκειται για δυναμικές αναλύσεις ενεργών τάσεων, υπό αστράγγιστες συνθήκες φόρτισης, λαμβάνοντας υπόψη την δημιουργία των πιέσεων του νερού των πόρων λόγω της ανακύκλισης. Φυσικά, αξιοποιείται το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM, με τις τιμές των παραμέτρων του να εξάγονται από τις ανάλογες εκφράσεις που προτάθηκαν στο προηγούμενο κεφάλαιο. Για την αξιολόγηση των παραγόμενων αποτελεσμάτων των δυναμικών αναλύσεων (και, συνεπώς, της προτεινόμενης βαθμονόμησης) αξιοποιούνται τα αποτελέσματα της απόκρισης του ίδιου προβλήματος σε δοκιμή φυγοκεντριστή (Anastasopoulos et al., 2015).

3.1 Δοκιμή φυγοκεντριστή

Το πείραμα του φυγοκεντριστή που θα παρουσιαστεί στην παρούσα ενότητα διεξήχθη στην συσκευή φυγοκέντρισης του πανεπιστημίου του Dundee. Στόχος του

ήταν η μελέτη της δυναμικής απόκρισης ενός τυπικού λιμενικού τοίχου αντιστήριξης τύπου βαρύτητας, του λιμανιού του Πειραιά. Το εδαφικό υλικό που χρησιμοποιήθηκε κατά την δοκιμή αποτελείται από λεπτόκοκκη χαλαζιακή άμμο (τύπου Silica), με το υλικό του τοίχου να αποτελείται από κράμα αλουμινίου. Ύστερα από την εναπόθεση του εδαφικού υλικού σε ένα ειδικό δοχείο (τύπου “equivalent shear box”) και την επίτευξη της επιθυμητής σχετικής πυκνότητας ($D_R = 0.80$), το προσομοίωμα κορέστηκε με νερό και υποβλήθηκε σε πεδίο επιτάχυνσης 60g. Ένα σκαρίφημα της πειραματικής διάταξης που μόλις περιγράφηκε απεικονίζεται στο **Σχήμα 2**, όπου στο ίδιο σχήμα φαίνονται και η διάταξη των οργάνων μέτρησης της απόκρισης. Κατά την διάρκεια που το προσομοίωμα συνολικά βρισκόταν “εν πτήσει”, επιβλήθηκε στην βάση του μία αλληλουχία πραγματικών σεισμικών διεγέρσεων. Στην παρούσα εργασία, τα αποτελέσματα που θα παρουσιαστούν και θα συγκριθούν με τις αριθμητικές αναλύσεις αφορούν μόνο την πρώτη διέγερση από αυτές: μία καταγραφή του σεισμού στην L’ Aquila (Ιταλία, 2009) μεγέθους $M_L = 5.9$, το επιταχυνσιογράφημα του οποίου απεικονίζεται στο **Σχήμα 3**. Η αναφορά περισσότερων λεπτομερειών σχετικά με την δοκιμή σε φυγοκεντριστή ξεφεύγει από τα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας (ο αναγνώστης παραπέμπεται στην σχετική εργασία των Anastasopoulos et al., 2015).

3.2 Αριθμητικό προσομοίωμα

Κατά την αριθμητική προσομοίωση της δοκιμής σε φυγοκεντριστή εξετάζεται μία διατομή της διάταξης που περιγράφηκε παραπάνω, σε κλίμακα “πρωτοτύπου”, με την βοήθεια του εμπορικού λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS. Οι αναλύσεις που διεξάγονται λαμβάνουν υπόψη κάθε δυνατή πηγή μη γραμμικής συμπεριφοράς: τόσο του υλικού (π.χ. εδάφους) όσο και εκείνων που είναι γεωμετρικής φύσεως (π.χ. αποκόλληση στις διεπιφάνειες τοίχου – εδάφους). Ο τοίχος αντιστήριξης και το περιβάλλον έδαφος προσομοιώνονται με 15 – κομβικά τριγωνικά πεπερασμένα στοιχεία επίπεδης παραμόρφωσης, γραμμικώς ελαστικής συμπεριφοράς για την περίπτωση του τοίχου και μη γραμμικώς ανελαστικής συμπεριφοράς για την περίπτωση του εδάφους. Επιπλέον, προσομοιώνεται λεπτομερώς και η διάταξη του κιβωτίου στο οποίο τοποθετήθηκε το εδαφικό υλικό κατά την πειραματική δοκιμή. Συγκεκριμένα, υποτίθεται γραμμικώς ελαστική

συμπεριφορά τόσο των μεταλλικών στοιχείων του “διατμητικού κιβωτίου” όσο και των ελαστικών στοιχείων που συνδέουν τα μεταλλικά μεταξύ τους. Στα οριζόντια σύνορα κάθε μεταλλικού στοιχείου επιβάλλεται περιορισμός στην κατακόρυφη παραμόρφωση, με την αντίστοιχη οριζόντια να αφήνεται ελεύθερη να εξελιχθεί. Επιπροσθέτως, επιβάλλονται κινηματικοί περιορισμοί στις εξωτερικές και στις εσωτερικές κατακόρυφες παρειές του προσομοιώματος, επιτρέποντας σε αυτές να κινηθούν όπως και στην περίπτωση της πειραματικής διάταξης (Zienkiewicz et al., 1988; Gerolymos et al., 2008; Galavi et al., 2013).

Οι συνθήκες επαφής ανάμεσα στα στοιχεία του τοίχου αντιστήριξης καθώς και ανάμεσα στον τοίχο αντιστήριξης και στο περιβάλλον έδαφος προσομοιώνονται με ειδικά στοιχεία διεπιφάνειας, τα οποία επιτρέπουν τόσο την σχετική ολίσθηση όσο και την αποκόλληση των στοιχείων γειτονικών σωμάτων. Επίσης, αντίστοιχα στοιχεία διεπιφάνειας θεωρούνται και στις εσωτερικές κατακόρυφες παρειές του κιβωτίου της πειραματικής διάταξης. Τα παραπάνω στοιχεία διεπιφάνειας υπακούουν στον νόμο τριβής του Coulomb, με τις αντίστοιχες γωνίες τριβής να λαμβάνονται ίσες με 18° για τα στοιχεία ανάμεσα στα σώματα του τοίχου αντιστήριξης, 10° και 14° για τα στοιχεία στα ανάντη και στην βάση του τοίχου, αντίστοιχα, και 10° για τα στοιχεία στις εσωτερικές κατακόρυφες παρειές του κιβωτίου.

Επιπλέον, για την αποφυγή παρασιτικών ταλαντώσεων στο αριθμητικό προσομοίωμα κατά τις δυναμικές αναλύσεις, τόσο στις πολύ μικρές επιβαλλόμενες παραμορφώσεις όσο και στις υψίσυχνες συνιστώσες της κίνησης, εισάγεται μία πρόσθετη αριθμητική πηγή απόσβεσης τύπου Rayleigh. Η επιβαλλόμενη αριθμητικά απόσβεση μεταφράζεται σε τιμές ισοδύναμης υστερητικής απόσβεσης ίσες με 3 – 5% για εύρος συχνοτήτων 0.2 – 2 Hz (**Σχήμα 4**). Οι αρχικές οριζόντιες ενεργές ορθές τάσεις επιβάλλεται να είναι ίσες με την μισή τιμή των αντίστοιχων ενεργών κατακορύφων, σε αντιστοιχία με ό, τι αναφέρθηκε στο κεφάλαιο της βαθμονόμησης του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Τέλος, ο συντελεστής υδραυλικής διαπερατότητας του εδαφικού υλικού εκτιμάται ίσος με $k = 3 \cdot 10^{-4}$ m/sec, και λαμβάνεται σταθερός καθ’ όλη την διάρκεια της κάθε αριθμητικής ανάλυσης.

Στο **Σχήμα 5** απεικονίζονται οι γεωμετρικές διαστάσεις του εξεταζόμενου τοίχου αντιστήριξης σε πραγματική κλίμακα, με το τελικό αριθμητικό προσομοίωμα να απεικονίζεται λεπτομερώς στο **Σχήμα 6**. Συνολικά, το αριθμητικό προσομοίωμα αποτελείται από 3130 πεπερασμένα στοιχεία. Όπως έχει ήδη αναφερθεί, οι παράμετροι του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM εξαρτώνται τόσο από την σχετική πυκνότητα του εδάφους όσο και από την αρχική μέση ενεργό ορθή τάση. Συνεπώς, σε πρώτη φάση αποφασίζεται η εδαφική απόθεση στα ανάντη του τοίχου αντιστήριξης να διαχωριστεί σε ζώνες (ανάλογα με την γεωμετρία του τοίχου), προκειμένου να ληφθεί υπόψη η εξάρτηση των παραμέτρων από την αρχική μέση ενεργό ορθή τάση (υπενθυμίζεται ότι η σχετική πυκνότητα είναι σταθερή, σε ολόκληρο το εδαφικό υλικό). Ως αντιπροσωπευτική τιμή της αρχικής μέσης ενεργού ορθής τάσης σε κάθε ζώνη λαμβάνεται αυτή που υπολογίζεται στο μέσο βάθος, υπό τις αρχικές “γεωστατικές” συνθήκες (το βάρος του τοίχου αμελείται). Σημειώνεται ότι θεωρείται καθολική γωνία τριβής σταθερού όγκου ϕ_{cv} ίση με την μέγιστη τιμή του προτεινόμενου εύρους του προηγούμενου κεφαλαίου. Στην παράγραφο που ακολουθεί παρατίθενται και σχολιάζονται τα παραγόμενα αποτελέσματα.

4. Αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων

Στην ενότητα αυτή παρουσιάζονται τα αποτελέσματα των αριθμητικών αναλύσεων που διεξάγονται με την βοήθεια του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS. Απώτερος σκοπός είναι η αναπαραγωγή της απόκρισης της πειραματικής δοκιμής σε φυγοκεντριστή, με αποτέλεσμα την επαλήθευση της εγκυρότητας της προτεινόμενης βαθμονόμησης του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Αρχικά, παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της δυναμικής ανάλυσης κατά την οποία το έδαφος χωρίζεται σε επιμέρους ζώνες. Ύστερα από τον κατάλληλο σχολιασμό των αποτελεσμάτων, γίνεται συζήτηση σχετικά με ενδεχόμενες βελτιώσεις του αριθμητικού προσομοιώματος. Συγκεκριμένα, διεξάγονται πρόσθετες αναλύσεις που αφορούν: (α) την τροποποίηση της παραμέτρου $f_{ac,post}$ του καταστατικού προσομοιώματος και (β) την θεώρηση ενιαίας εδαφικής μάζας, χωρίς τον διαχωρισμό σε ζώνες.

4.1 Προσομοίωμα με εδαφικές ζώνες

Στις παραγράφους που ακολουθούν παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της δυναμικής ανάλυσης του τοίχου αντιστήριξης, για την περίπτωση που το έδαφος διαχωρίζεται σε επιμέρους ζώνες. Τα αποτελέσματα αυτά συγκρίνονται με τα αντίστοιχα της πειραματικής δοκιμής σε φυγοκεντριστή, με στόχο να αναδειχθεί η εγκυρότητα της προτεινόμενης βαθμονόμησης του προηγούμενου κεφαλαίου.

Στα **Σχήμα 7 – 12** απεικονίζονται συγκριτικά τα μέτρα απόκρισης (επιταχύνσεις, μετακινήσεις, πιέσεις πόρων) της αριθμητικής ανάλυσης και τα αντίστοιχα της δοκιμής σε φυγοκεντριστή. Σε γενικές γραμμές, η προβλεπόμενη αριθμητικά απόκριση συμφωνεί τόσο ποιοτικά όσο και ποσοτικά με την καταγεγραμμένη απόκριση της πειραματικής διάταξης. Το γεγονός αυτό μας οδηγεί στο συμπέρασμα ότι η προτεινόμενη βαθμονόμηση του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM είναι έγκυρη, καθώς είναι σε θέση να αναπαράγει την ζητούμενη απόκριση του συγκεκριμένου λιμενικού τοίχου αντιστήριξης. Μάλιστα, από την στιγμή που δεν χρειάστηκε να τροποποιηθεί καμία από τις τιμές των προτεινόμενων παραμέτρων ώστε να επιτευχθεί η βέλτιστη λύση, αλλά αυτή αναπαράγεται “με την πρώτη

προσπάθεια”, το συμπέρασμα της εγκυρότητας που εξάγεται είναι πολύ ισχυρό. Όλα τα παραπάνω μας επιτρέπουν να ασχοληθούμε, πλέον, σε βάθος μόνο με τα φαινόμενα που διέπουν την απόκριση του τοίχου αντιστήριξης, αφήνοντας στην άκρη οποιαδήποτε σκέψη για αλλαγή της προτεινόμενης βαθμονόμησης. Επιπλέον, γίνεται συζήτηση και για ενδεχόμενη “απλοποίηση” του αριθμητικού προσομοιώματος.

Τα βασικά σημεία που πρέπει να παρατηρηθούν με βάση την απόκριση που αναπαράγεται είναι τα εξής:

- Κοντά στην διεπιφάνεια τοίχου – εδάφους αναπτύσσονται αρνητικές πρόσθετες πιέσεις του νερού των πόρων, οι οποίες φθίνουν αντιστρόφως ανάλογα με την απόσταση από τον τοίχο. Οι αρνητικές αυτές πιέσεις οφείλουν την εμφάνισή τους στην αναπτυσσόμενη “προς τα έξω” μετακίνηση του τοίχου: καθώς αυτός μετατοπίζεται, παρασύρει μαζί του το αντιστηριζόμενο έδαφος επιβάλλοντάς σε αυτό την τάση να “διογκωθεί”. Σαν αποτέλεσμα, καθώς η φόρτιση γίνεται υπό αστράγγιστες συνθήκες, το νερό των πόρων αντιδρά με την ανάπτυξη “εφελκυστικών” υποπιέσεων. Εξάλλου, κάτι τέτοιο μπορεί να παρατηρηθεί και στο **Σχήμα 10 (γ)** όπου απεικονίζεται η χρονοϊστορία των πιέσεων των πόρων στο σημείο P3 (βλ. **Σχήμα 2**). Οι παρατηρούμενες αιχμές υποδηλώνουν έντονη διαστολική συμπεριφορά του εδάφους, σε αντίθεση με την χρονοϊστορία του πειράματος όπου η απόκριση είναι πιο ομαλή.
- Η καταγεγραμμένη στροφή του τοίχου αντιστήριξης (**Σχήμα 8 (β)**) υπόκειται σε ταλαντώσεις μεγάλου πλάτους. Αντιθέτως, η στροφή που υπολογίζεται αριθμητικά μεταβάλλεται πιο ομαλά με τον χρόνο. Σε κάθε περίπτωση, πάντως, η παραμένουσες στροφές πρακτικά συμπίπτουν ($\approx 0.25^\circ - 0.35^\circ$). Εξάλλου, η αναπαραγωγή της ακριβούς χρονοϊστορίας της στροφής καθώς και της παραμένουσας τιμής της είναι από μόνη της ένα πρόβλημα δύσκολο με πολλές “αβεβαιότητες”, με αποτέλεσμα οι μικρές διαφορές που εντοπίζονται να είναι εύλογες. Το γεγονός ότι η παραμένουσα στροφή του τοίχου αντιστήριξης παραμένει σε τόσο χαμηλά επίπεδα μπορεί να μας οδηγήσει στο συμπέρασμα ότι δεν σημειώνονται έντονα φαινόμενα

πλαστικοποίησης και απώλειας της φέρουσας ικανότητας του εδάφους θεμελίωσης. Πράγματι, στο **Σχήμα 11** απεικονίζονται τα σημεία πλαστικοποίησης στο τέλος της δυναμικής ανάλυσης. Όπως μπορεί εύκολα να παρατηρηθεί, κανένα εδαφικό στοιχείο στην βάση του τοίχου δεν οδηγείται στην αστοχία.

- Η οριζόντια “προς τα έξω” μετατόπιση του τοίχου αντιστήριξης που υπολογίζεται βρίσκεται σε συμφωνία με την αντίστοιχη που προέκυψε από το πείραμα (**Σχήμα 8 (α)**). Με βάση και την παραπάνω παρατήρηση, οι πολύ μικρές διαφορές στην οριζόντια μετατόπιση ανάμεσα στην κορυφή και στην βάση του τοίχου υποδηλώνουν ότι η απόκριση “εξουσιάζεται” από φαινόμενα ολίσθησης. Η απώλεια της φέρουσας ικανότητας στο έδαφος θεμελίωσης αποτρέπεται λόγω της διαστολικής συμπεριφοράς που έχει παρατηρηθεί, η οποία προσδίδει μια φαινομενική “υπεραντοχή” στο εδαφικό υλικό. Επιπλέον, στο **Σχήμα 8 (γ)** απεικονίζεται η χρονοϊστορία της κατακόρυφης μετατόπισης στο ελεύθερο πεδίο (σημείο LVDT8). Και σε αυτήν την περίπτωση, η δυναμική ανάλυση αναπαράγει πιστά την καταγεγραμμένη απόκριση.
- Παρατηρώντας τις χρονοϊστορίες των επιταχύνσεων των διαφόρων σημείων της πειραματικής διάταξης (**Σχήμα 9**), σημειώνεται ότι οι “προς τα μέσα” επιταχύνσεις είναι συστηματικά μεγαλύτερες από τις αντίστοιχες “προς τα έξω”. Το γεγονός αυτό πιθανώς να οφείλεται στην εκτεταμένη ολίσθηση στην βάση του τοίχου αντιστήριξης, με το φαινόμενο αυτό να περιορίζει σημαντικά τις τιμές των “προς τα έξω” επιταχύνσεων.
- Στο **Σχήμα 10** απεικονίζονται οι χρονοϊστορίες των αναπτυσσόμενων πιέσεων του νερού των πόρων, για διάφορα σημεία της πειραματικής διάταξης. Η απουσία παλμών υψηλής περιόδου στις αντίστοιχες χρονοϊστορίες της επιτάχυνσης, τόσο στην περίπτωση του πειράματος όσο και στην περίπτωση του αριθμητικού προσομοιώματος, είναι ένα δείγμα ότι ίσως δεν συνέβη εκτεταμένη ρευστοποίηση, παρά μόνο σε ορισμένες περιοχές (π.χ. η τροποποίηση των χρονοϊστοριών της επιτάχυνσης για τα σημεία μέτρησης KW11 και KW13 ίσως υποδηλώνει κάποια σημάδια “ρευστοποίησης”, διότι για $10 \leq t \leq 15\text{sec}$ οι υπολογιζόμενες τιμές των

επιταχύνσεων είναι μικρότερες από τις πειραματικές), με αποτέλεσμα να μην τροποποιηθεί η γενικότερη διάδοση των σεισμικών κυμάτων σε σημαντικό βαθμό, όπως θα συνέβαινε στην περίπτωση “συνολικής” ρευστοποίησης.

Παρόλα αυτά, στο **Σχήμα 12** φαίνεται ότι ο συντελεστής πίεσης πόρων r_u προσεγγίζει την τιμή της μονάδας, και μάλιστα σε μια εκτεταμένη περιοχή. Συγκεκριμένα, παρατηρείται “ρευστοποίηση” κοντά στην επιφάνεια του εδάφους, κάτι το οποίο είναι συνηθισμένο σε δοκιμές φυγοκεντριστή όταν θεωρείται σταθερή τιμή της σχετικής πυκνότητας με το βάθος (Beaty and Byrne, 2004), παρά το γεγονός ότι με βάση την επιρροή του συντελεστή K_σ θα ήταν αναμενόμενο το αντίθετο. Ύστερα από παραμετρική διερεύνηση, τονίζεται ότι ο βέλτιστος τρόπος να επιλυθεί αυτή η αναντιστοιχία είναι να αυξηθεί η τιμή της παραμέτρου fac_{post} , η οποία ορίζει την συμπεριφορά του εδάφους στην κατάσταση “μετά την ρευστοποίηση”. Για παράδειγμα, στο **Σχήμα 13** απεικονίζονται οι αντίστοιχες ισοϋψείς του συντελεστή πίεσης πόρων r_u έπειτα από την προτεινόμενη αλλαγή. Η νέα τιμή της παραμέτρου fac_{post} οφείλει να είναι τάξη μεγέθους 0.2 – 0.3, προκειμένου τα αποτελέσματα να είναι ικανοποιητικά, με την τιμή της κοντά στην επιφάνεια να λαμβάνεται ελαφρώς μεγαλύτερη (π.χ. ≈ 0.4). Όπως γίνεται εύκολα αντιληπτό, πλέον οι τιμές του συντελεστή r_u είναι κατά λίγο μικρότερες από την προηγούμενη περίπτωση. Συγκεκριμένα, βελτιώνεται και το φαινόμενο της “αδικαιολόγητης” παρουσίας ρευστοποίησης σε μικρά βάθη (εξαίρεση αποτελούν ορισμένες ομάδες εδαφικών στοιχείων), καθώς η αλληλεπίδραση των γειτονικών εδαφικών στοιχείων (τόσο στην ίδια εδαφική ζώνη όσο και στις διεπιφάνειες ανάμεσα στις ζώνες) εξελίσσεται πιο “ομαλά” με την πάροδο του χρόνου της δυναμικής ανάλυσης. Επιπλέον, η θεώρηση υψηλότερης τιμής της παραμέτρου fac_{post} στο ανώτερο εδαφικό στρώμα δείχνει να ωθεί την “ρευστοποίηση” σε μεγαλύτερα βάθη, αποτέλεσμα που είναι πιο ορθό. Συνεπώς, στην εξεταζόμενη περίπτωση της δοκιμής σε φυγοκεντριστή, η αλλαγή που γίνεται δείχνει να λειτουργεί με ανάλογο τρόπο με εκείνον κατά τον οποίον λειτουργεί η θεώρηση μεταβαλλόμενης τιμής της σχετικής πυκνότητας με το βάθος (Beaty and Byrne, 2004).

Επίσης, τα υπόλοιπα αποτελέσματα (π.χ. μετακινήσεις, στροφή κλπ) δεν αλλάζουν ουσιαστικά ύστερα από την παραπάνω τροποποίηση, όπως μπορεί εύκολα να παρατηρηθεί διαδοχικά στο **Σχήμα 14**. Συγκεκριμένα, υπολογίζεται κατά λίγο μικρότερη τιμή της παραμένουσας οριζόντιας μετακίνησης του κρηπιδότοιχου (≈ 2.0 cm), ενώ η τιμή της παραμένουσας στροφής είναι κατά λίγο μεγαλύτερη ($\approx 0.1^\circ$). Το τελευταίο αποτέλεσμα είναι αναμενόμενο: με την αύξηση της παραμέτρου fac_{post} το έδαφος θεμελίωσης γίνεται λιγότερο “ρευστοποιήσιμο”, με αποτέλεσμα η διαφορά της μετατόπισης στην κορυφή και στην βάση του τοίχου να είναι μεγαλύτερη.

Στην ουσία, σε επίπεδο αριθμητικής προσομοίωσης, η αυξημένη τιμή της παραμέτρου fac_{post} “καθυστερεί” (χωρίς να αποτρέπει απαραίτητα) την εξέλιξη του φαινομένου της ρευστοποίησης (την ανάπτυξη των πιέσεων πόρων, δηλαδή) στις περιοχές όπου αυτή είχε εμφανιστεί με την χρήση της μικρότερης τιμής. Συνεπώς, μπορούμε να συμπεράνουμε ότι σε “αρκετά μεγάλης έκτασης” εδαφικές ζώνες η τιμή της εν λόγω παραμέτρου οφείλει να λαμβάνεται μεγαλύτερη από την αντίστοιχη με την οποία εξελίχθηκε η διαδικασία της βαθμονόμησης, προκειμένου να αποφευχθεί το φαινόμενο να υπολογίζονται αδικαιολόγητα μεγάλες τιμές του συντελεστή πίεσης πόρων r_u σε αυτές τις περιοχές λόγω της έντονης αλληλεπίδρασης των εδαφικών στοιχείων μεταξύ τους. Εξάλλου, στην προκειμένη περίπτωση, από την στιγμή που αναπαράχθηκε το ακριβές προσομοίωμα της πειραματικής δοκιμής και δεν έγινε διερεύνηση για διάφορα θέματα αριθμητικής προσομοίωσης σχετικά την μελέτη δυναμικών προβλημάτων (π.χ. απόσταση και τύπος πλευρικών συνόρων), η αύξηση της παραμέτρου fac_{post} για την “βελτίωση” της εικόνας απόκρισης από την σκοπιά της ανάπτυξης των πιέσεων πόρων είναι εύλογη, ανεξάρτητα από το αν η τιμή της σχετικής πυκνότητας λαμβάνεται σταθερή με το βάθος.

Το παραπάνω εύρημα σχετικά με την μεταβολή της παραμέτρου fac_{post} κατατάσσεται στην κατηγορία της “αριθμητικής προσομοίωσης” (modeling) ενός εξεταζόμενου προβλήματος. Επομένως, δεν επιβάλλεται να αλλάξει κάτι στην προτεινόμενη βαθμονόμηση των υπολοίπων παραμέτρων.

Εξάλλου, όπως έχει ήδη αναφερθεί, η χρήση της παραμέτρου fac_{post} είναι “ενδεδειγμένη” αποκλειστικά και μόνο κατά την προσομοίωση εργαστηριακών δοκιμών μεμονωμένων εδαφικών στοιχείων. Στην περίπτωση προσομοίωσης ενός συνολικού προβλήματος, όπου αλληλεπιδρούν πολλά στοιχεία μεταξύ τους, η επιλογή της “ορθής” τιμής της συγκεκριμένης παραμέτρου τίθεται υπό την κρίση του ερευνητή.

4.2 Προσομοίωμα χωρίς εδαφικές ζώνες

Από την σκοπιά της αριθμητικής προσομοίωσης, ο διαχωρισμός του εδάφους σε ζώνες ενδεχομένως να αποτελεί μία επίπονη διαδικασία. Επιπλέον, δημιουργούνται και πρόσθετα ερωτήματα σχετικά με τον αριθμό και την θέση των ζωνών αυτών, τα οποία σε ορισμένες περιπτώσεις επηρεάζουν και την ποιότητα της παραγόμενης απόκρισης (π.χ. είναι “λογικά” και “ομαλά” τα αποτελέσματα στις διεπιφάνειες γειτονικών ζωνών;).

Στο πρόβλημα που εξετάζεται παρουσιάστηκε η λύση κατά την οποία το έδαφος χωρίστηκε σε ζώνες, προκειμένου να υπολογιστεί με το πλέον ακριβό τρόπο η επιρροή της αρχικής μέσης ενεργού ορθής τάσης στις τιμές των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM. Σημειώνεται, όμως, ότι οι διαφορές της αρχικής μέσης ενεργού ορθής τάσης από ζώνη σε ζώνη δεν είναι και τόσο σπουδαίες, και μάλιστα δεν απέχουν και πολύ από την τάση αναφοράς των 100 kPa. Η παραπάνω παρατήρηση οδηγεί εύλογα στο ακόλουθο ερώτημα: “είναι απαραίτητος ο διαχωρισμός του εδάφους σε ζώνες;”.

Στην παρούσα ενότητα γίνεται προσπάθεια να απαντηθεί η προηγούμενη ερώτηση. Για τον σκοπό αυτό, διεξάγεται μια πρόσθετη δυναμική ανάλυση πεπερασμένων στοιχείων, όπου το έδαφος θεωρείται ως ενιαίο σώμα, με ίδιες τιμές των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM καθ’ όλη την έκτασή του (**Σχήμα 15**): αυτές που προκύπτουν για την τάση αναφοράς των 100 kPa. Επιπλέον, με βάση την παρατήρηση της προηγούμενης ενότητας, η τιμή της παραμέτρου fac_{post} λαμβάνεται ίση με 0.3 στο “ενιαίο” αυτό έδαφος, προκειμένου να αποφευχθεί το φαινόμενο να παρατηρηθούν “αδικαιολόγητα” υψηλές τιμές του

συντελεστή πίεσης πόρων r_w , αφήνοντας το φαινόμενο της ρευστοποίησης να εξελιχθεί αλλά με πιο αργό ρυθμό εξέλιξης. Για την απαραίτητη σύγκριση, διεξάγεται και μία πρόσθετη δυναμική ανάλυση με καθολική τιμή της παραμέτρου fac_{post} ίση με 0.01. Όλα τα υπόλοιπα στοιχεία του αριθμητικού προσομοιώματος που περιγράφηκαν παραπάνω διατηρούνται ως έχουν. Παρακάτω, παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της νέας αυτής οικογένειας αναλύσεων, τα οποία συγκρίνονται απευθείας με εκείνα της ανάλυσης του προσομοιώματος με την θεώρηση ζωνών. Έχοντας αποδεχθεί την εγκυρότητα της προτεινόμενης βαθμονόμησης, δεν απαιτείται πλέον τα αποτελέσματα που παράγονται να συγκριθούν με τα αντίστοιχα της πειραματικής δοκιμής σε φυγοκεντριστή. Για λόγους πληρότητας, όμως, στα σχήματα που παρουσιάζονται συμπεριλαμβάνονται και τα αποτελέσματα της πειραματικής δοκιμής.

Στο **Σχήμα 16 (α)** απεικονίζονται οι χρονοϊστορίες των οριζόντιων μετακινήσεων του κρηπιδότοιχου, για κάθε μία από τις τέσσερις αναλύσεις πεπερασμένων στοιχείων που έχουν παρουσιαστεί. Παρατηρείται ότι οι αναλύσεις χωρίς την θεώρηση εδαφικών ζωνών: (α) δίνουν ακριβώς την ίδια εξέλιξη της παραγόμενης μετακίνησης, ανεξάρτητα από την τιμή της παραμέτρου fac_{post} και (β) αναπαράγουν με καλύτερο τρόπο την απόκριση του πειράματος σε φυγοκεντριστή. Συνδυάζοντας αυτές τις δύο παρατηρήσεις, μπορούμε να ισχυριστούμε ότι: (α) η ομοιομορφία του εδαφικού υλικού στο πείραμα “επιβάλλεται” να συνδυαστεί με την “ομοιομορφία” του εδαφικού υλικού στο αριθμητικό προσομοίωμα, κάτι που επιτυγχάνεται με την θεώρηση μιας ενιαίας εδαφικής μάζας και (β) από την στιγμή που δεν υπάρχουν διαφοροποιήσεις στις τιμές των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM από περιοχή σε περιοχή, δεν παρουσιάζεται η αναγκαιότητα της αύξησης της τιμής της παραμέτρου fac_{post} .

Στο **Σχήμα 16 (β)** φαίνεται η μεταβολή της στροφής του τοίχου αντιστήριξης με τον χρόνο. Και εδώ, η απόκριση που υπολογίζεται δεν εξαρτάται από την τιμή της παραμέτρου fac_{post} . Στην περίπτωση όπου το έδαφος δεν διαχωρίζεται σε επιμέρους ζώνες η παραμένουσα στροφή που υπολογίζεται είναι λίγο μεγαλύτερη από την περίπτωση του διαχωρισμένου εδάφους. Πάντως, όλα τα μεγέθη των παραμενουσών στροφών για τα οποία γίνεται λόγος είναι αρκετά μικρά (<0.5°).

Όπως έχει ήδη αναφερθεί, η μελέτη της απόκρισης ενός τοίχου αντιστήριξης από την άποψη της στροφής είναι πολύ πιο δύσκολη από την αντίστοιχη της μετακίνησης. Συνεπώς, οι μικροδιαφορές που εντοπίζονται δεν είναι και τόσο σημαντικές. Ενδεικτικά αναφέρουμε ότι για το συγκεκριμένο πρόβλημα (ύψος κρηπιδότοιχου $H = 14\text{m}$), μεταβολή της στροφής του τοίχου κατά 0.1° οδηγεί σε πρόσθετη παραμένουσα μετατόπιση κορυφής ίση με $\delta u = \tan(0.1^\circ) \cdot H \approx 2\text{cm}$.

Στο **Σχήμα 16 (γ)** απεικονίζεται η υπολογιζόμενη καθίζηση του ελεύθερου πεδίου για κάθε μία από τις εξεταζόμενες αναλύσεις πεπερασμένων στοιχείων. Σε όλες τις περιπτώσεις η υπολογιζόμενη αριθμητικά απόκριση δείχνει να συμφωνεί με εκείνη του πειράματος. Εξάλλου, στο **Σχήμα 18** σχεδιάζεται η μεταβολή με τον χρόνο των αναπτυσσόμενων πιέσεων πόρων και στο **Σχήμα 17** οι χρονοϊστορίες των επιταχύνσεων, για διάφορα σημεία του προσομοιώματος (για λόγους ευκρίνειας σχεδιάζεται μόνο η περίπτωση $fac_{post} = 0.3$, καθώς και εδώ τα αντίστοιχα αποτελέσματα συμπίπτουν). Επιπλέον, στο **Σχήμα 19** απεικονίζονται οι ισοϋψείς του συντελεστή πίεσης πόρων r_u για τις τελευταίες δύο αριθμητικές αναλύσεις. Όπως γίνεται εύκολα αντιληπτό, η περίπτωση του ομοιόμορφου εδάφους παράγει μια πιο ρεαλιστική κατανομή του εν λόγω συντελεστή, και μάλιστα (ανεξάρτητα από την τιμή της παραμέτρου fac_{post}) οι μεγαλύτερες τιμές του r_u σημειώνονται σε μεγαλύτερα βάθη παρά στην επιφάνεια, όπως είχε σημειωθεί στην περίπτωση του εδάφους με ζώνες. Και εδώ, επιβεβαιώνεται το προηγούμενο εύρημα: σε περίπτωση που θεωρηθεί “ενιαίο” έδαφος, δεν απαιτείται αύξηση στην τιμή της παραμέτρου fac_{post} (δεν εντοπίζεται καμία διαφοροποίηση στα αποτελέσματα), ενώ εάν υπάρχει έστω και κάποιου είδους ανομοιομορφία ενδέχεται να απαιτηθεί αλλαγή της εν λόγω παραμέτρου σε ορισμένες περιοχές (ιδιαίτερα σε εκείνες με μεγαλύτερη έκταση) ανάλογα με την επιθυμητή απόκριση. Επιπλέον, το γεγονός ότι στην εδαφική ζώνη III οι τιμές του συντελεστή πίεσης πόρων εμφανίζονται αυξημένες (και εδώ, όπως και στην περίπτωση εδάφους με ζώνες) αποτυπώνεται στις χρονοϊστορίες των επιταχύνσεων των σημείων μέτρησης KW11 και KW13, όπου για $10 \leq t \leq 15\text{sec}$ οι τιμές των επιταχύνσεων “αποκόπτονται”.

Στο **Σχήμα 20** φαίνεται η κατανομή της αποκλίνουσας παραμόρφωσης $\epsilon_{dil,tot}$, η οποία συσσωρεύεται κατά την διαστολή. Σημειώνεται ότι με βάση την σύμβαση

προσέμων του λογισμικού πεπερασμένων στοιχείων PLAXIS, θετικές τιμές υποδηλώνουν “εφελκυστική” παραμόρφωση ενώ αρνητικές τιμές “θλιπτική”. Γενικά, οι εφελκυστικές παραμορφώσεις κοντά στην διεπιφάνεια τοίχου εδάφους είναι σημαντικά μεγαλύτερες. Όπως έχει αναφερθεί, αυτό οφείλεται στην “προς τα έξω” μετατόπιση του κρηπιδότοιχου σε συνδυασμό με την φόρτιση του εδάφους υπό αστράγγιστες συνθήκες. Το νερό των πόρων αντιδρά σε αυτόν τον συνδυασμό, αναπτύσσονται (“αρνητικές”) υποπίεσεις, με αποτέλεσμα να αποδίδεται μία φαινομενική υπεραντοχή στο έδαφος στην περιοχή κοντά στον τοίχο. Επιπλέον, οι δύο ζώνες που σχηματίζονται πίσω από τον τοίχο εξηγούν τον λόγο για τον οποίο σε αυτό το βάθος σημειώνονται τόσο υψηλές τιμές του συντελεστή πίεσης πόρων r_u . Σύμφωνα με την θεωρία του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM, όσο μεγαλύτερες είναι οι συσσωρευτικές εφελκυστικές αποκλίνουσες παραμορφώσεις, τόσο περισσότερο υποβαθμίζεται η τιμή του πλαστικού μέτρου διάτμησης στην κατάσταση “μετά την ρευστοποίηση” (post liquefaction), καθιστώντας το έδαφος πιο εύκολα ρευστοποιήσιμο.

Τέλος, για λόγους πληρότητας, στα **Σχήμα 21 – 22** απεικονίζονται οι ισοϋψείς των οριζόντιων και των κατακόρυφων μετακινήσεων του αριθμητικού προσομοιώματος, αντίστοιχα (στο τέλος των δυναμικών αναλύσεων). Είναι ξεκάθαρο ότι δεν παρουσιάζονται σπουδαίες διαφορές για τις δύο διαφορετικές τιμές της παραμέτρου fac_{post} , με βάση τα όσα αναπτύχθηκαν παραπάνω. Μάλιστα, οι δύο αυτές εικόνες ακολουθούν εκείνες της περίπτωσης όπου το έδαφος διαχωρίστηκε σε ζώνες: η μορφή της απόκρισης είναι κοινή ποιοτικά, ενώ διαφέρει (κατά λίγο) μόνον ποσοτικά.

Έχοντας, λοιπόν, επαληθεύσει την εγκυρότητα της βαθμονόμησης που προτείνεται στα πλαίσια της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας χρησιμοποιώντας ως βάση τα αποτελέσματα δοκιμής σε φυγοκεντριστή, στο επόμενο κεφάλαιο ακολουθεί η αντίστοιχη διαδικασία χρησιμοποιώντας ως βάση τα αποτελέσματα της απόκρισης ενός κρηπιδότοιχου κατά την διάρκεια ενός πραγματικού σεισμικού γεγονότος. Αξιοποιούνται όλες οι παραπάνω παρατηρήσεις σχετικά με την επιλογή ορθής τιμής της παραμέτρου fac_{post} , όπως, επίσης, και σχετικά με την αναγκαιότητα διαχωρισμού των επιμέρους εδαφικών αποθέσεων σε ζώνες.

5. Συμπεράσματα

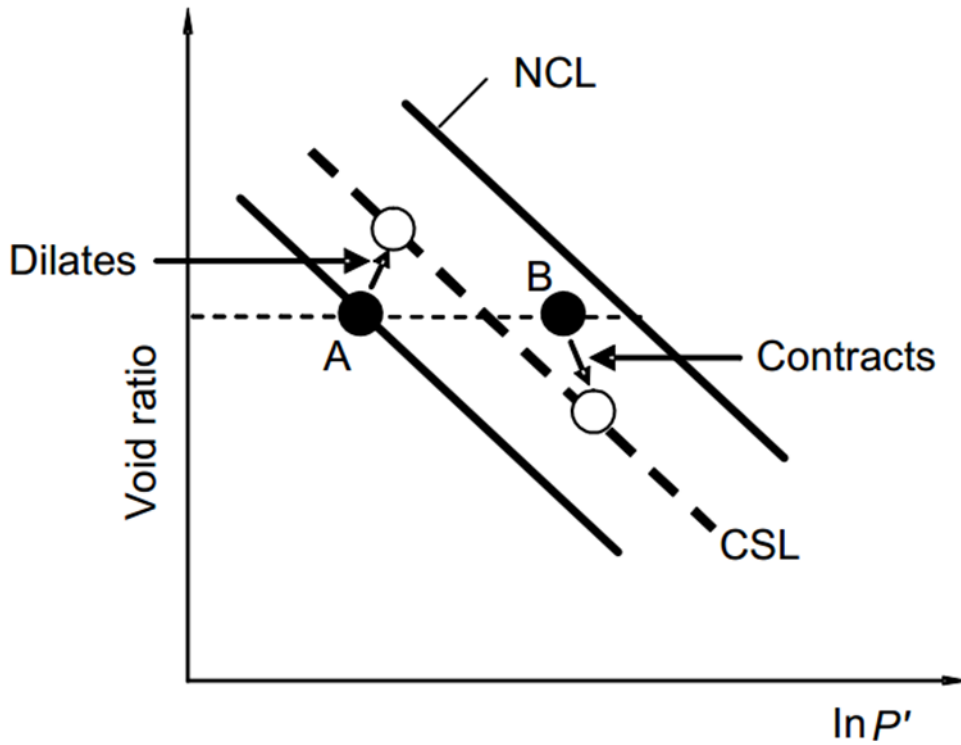
Τα βασικότερα συμπεράσματα του παρόντος κεφαλαίου συνοψίζονται στα ακόλουθα σημεία:

- Η προτεινόμενη βαθμονόμηση της παρούσης μεταπτυχιακής εργασίας είναι σε θέση να αναπαράγει την απόκριση μιας δοκιμής σε φυγοκεντριστή. Το γεγονός αυτό αποτελεί το πρώτο βήμα για την “καθολική” εγκυρότητα της βαθμονόμησης: απομένει να αναπαραχθεί η απόκριση ενός “πραγματικού” προβλήματος κρηπιδότοιχου υπό σεισμικές συνθήκες.
- Η ύπαρξη ανομοιομορφίας στις εδαφικές παραμέτρους του καταστατικού προσομοιώματος UBC3D – PLM από θέση σε θέση οφείλει να συνοδευτεί από την κατάλληλη τροποποίηση της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$. Ιδιαίτερα, μεγαλύτερη προσοχή απαιτείται για τις “μεγάλης έκτασης” εδαφικές ζώνες, όπως είναι για παράδειγμα το αντιστηριζόμενο έδαφος και το έδαφος θεμελίωσης. Στις “μικρότερης έκτασης” εδαφικές ζώνες (π.χ. ακριβώς ανάντη του τοίχου, ή ακριβώς κάτω από την βάση του, περιοχές όπου συνήθως υφίστανται βελτίωση) δεν είναι αναγκαία η τροποποίηση της τιμής της εν λόγω παραμέτρου.
- Στην περίπτωση που το έδαφος είναι ομοιόμορφο (π.χ. ενιαία τιμή της σχετικής πυκνότητας) σε ολόκληρο το προσομοίωμα, η τιμή της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$ δεν δείχνει να παίζει κάποιον ουσιαστικό ρόλο. Όπως φάνηκε και στα αντίστοιχα διαγράμματα, στην περίπτωση όπου δεν διαχωρίστηκε το έδαφος σε ζώνες, τόσο η μετακίνηση όσο και η στροφή του κρηπιδότοιχου έχουν την ίδια μεταβολή με τον χρόνο, ανεξάρτητα από την τιμή της συγκεκριμένης παραμέτρου του καταστατικού προσομοιώματος.
- Στις συνήθεις περιπτώσεις όπου οι τιμές των αρχικών γεωστατικών τάσεων σε διάφορα βάθη είναι σχετικά συγκρίσιμες μεταξύ τους, και δεν απέχουν πολύ από την τάση αναφοράς των 100 kPa (π.χ. μέχρι και τα 300 – 400 kPa), συστήνεται ο μη διαχωρισμός του εδάφους σε ζώνες: τα αποτελέσματα που παράγονται είναι εξίσου (αν όχι περισσότερο) αξιόπιστα σε σχέση με την περίπτωση όπου γίνεται “λεπτομερής” διαχωρισμός σε επιμέρους ζώνες.

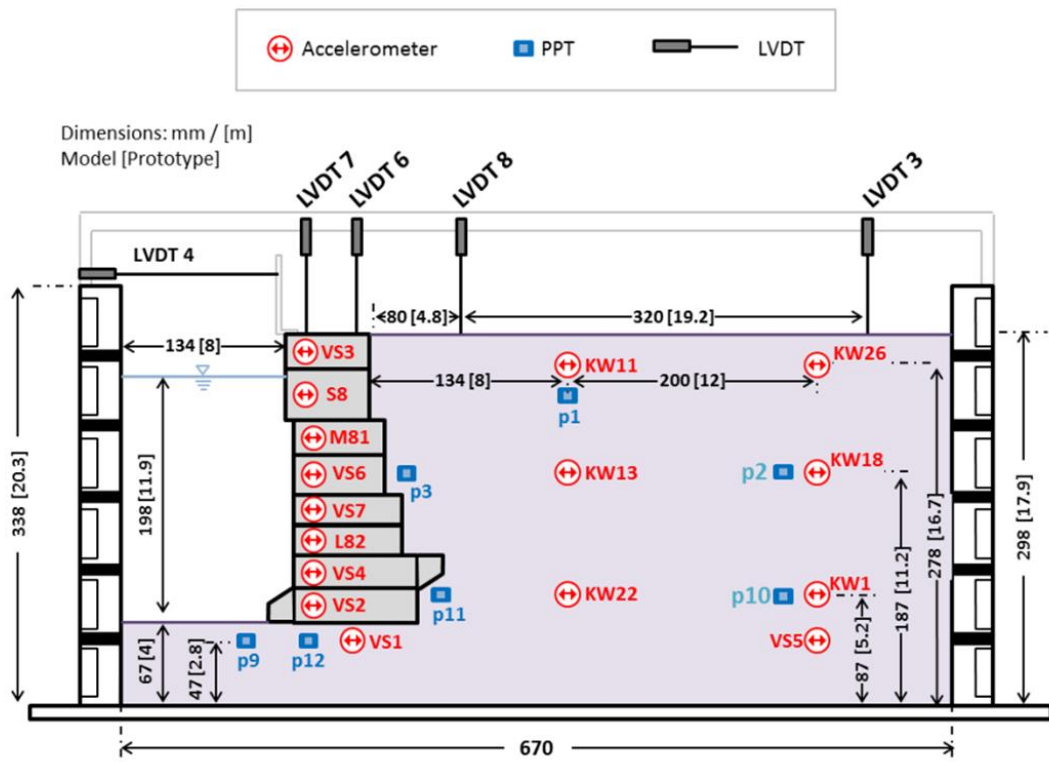
- Η παραμένουσα στροφή σε κάθε περίπτωση είναι σχετικά μικρού μεγέθους. Το γεγονός αυτό υποδηλώνει ότι δεν συμβαίνει πλαστικοποίηση στο έδαφος της θεμελίωσης, με αποτέλεσμα η απόκριση να εξουσιάζεται από το φαινόμενο της ολίσθησης, και όχι από το φαινόμενο της ανατροπής του κρηπιδότοιχου. Κάτι τέτοιο επαληθεύεται και από τις χρονοϊστορίες των αναπτυσσόμενων επιταχύνσεων σε διάφορα σημεία του προσομοιώματος, όπου φαίνεται ότι οι τιμές των “προς τα έξω” επιταχύνσεων είναι συστηματικά μικρότερες από τις “προς τα μέσα” ομολογές τους.
- Η “προς τα έξω” μετατόπιση του τοίχου αντιστήριξης υπό την ύπαρξη αστράγγιστων συνθηκών φόρτισης στο περιβάλλον έδαφος οδηγεί σε δημιουργία (αρνητικών) υποπιέσεων του νερού των πόρων, οι οποίες οφείλουν την ύπαρξή τους σε γεωμετρικούς λόγους. Οι πιέσεις αυτές, με βάση την θεωρία Terzaghi, παράγουν μία φαινομενική “υπεραντοχή” του εδάφους, κυρίως στις περιοχές ακριβώς δίπλα στον τοίχο.

ΜΕΡΟΣ Β΄

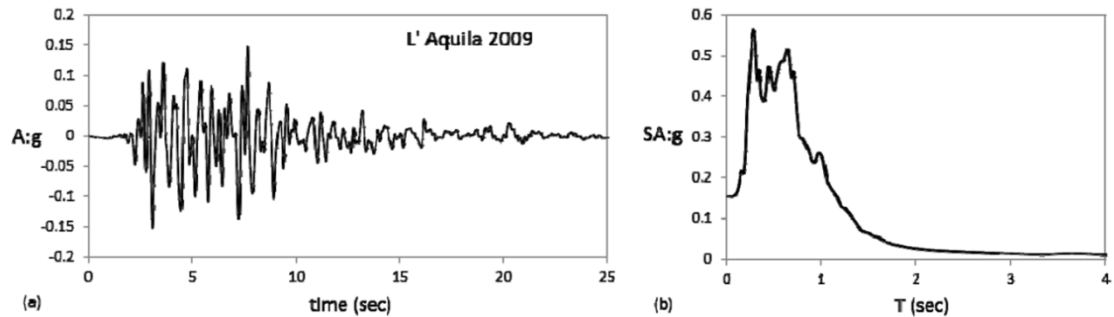
ΣΧΗΜΑΤΑ



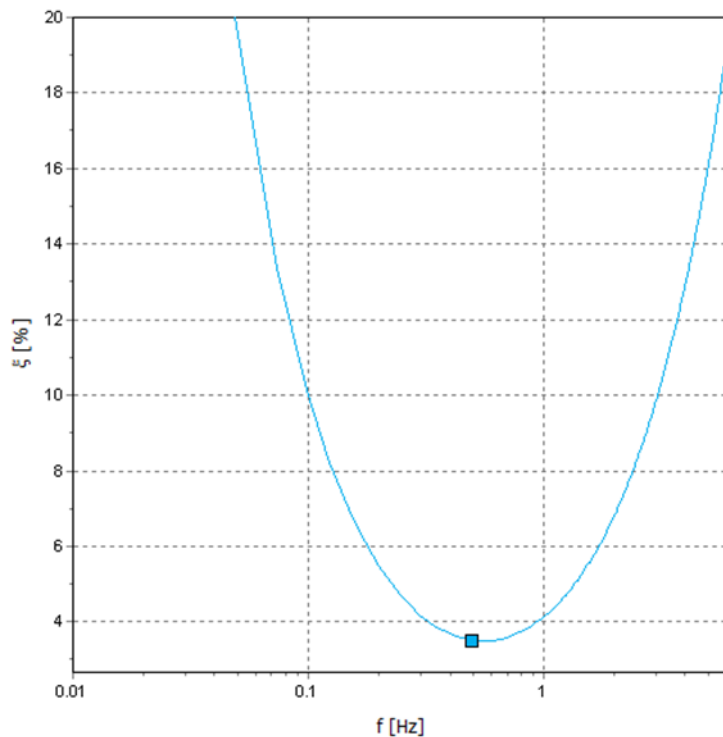
Σχήμα 1: Διαφορετική απόκριση δύο εδαφικών δειγμάτων ίδιας σχετικής πυκνότητας, υπό διαφορετική τάση εγκιβωτισμού (Charles, 2014).



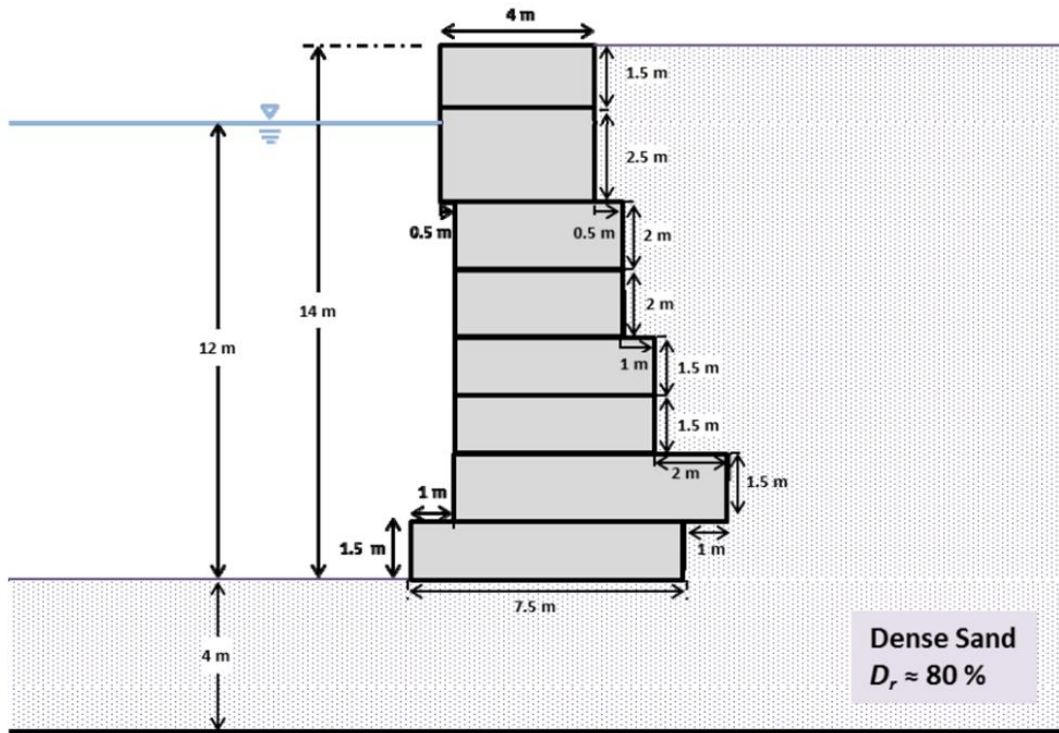
Σχήμα 2: Διάταξη της δοκιμής σε φυγοκεντρική και θέσεις των οργάνων μέτρησης της απόκρισης. Η δοκιμή διεξήχθη στο πανεπιστήμιο του Dundee από τους Anastasopoulos et al. (2015).



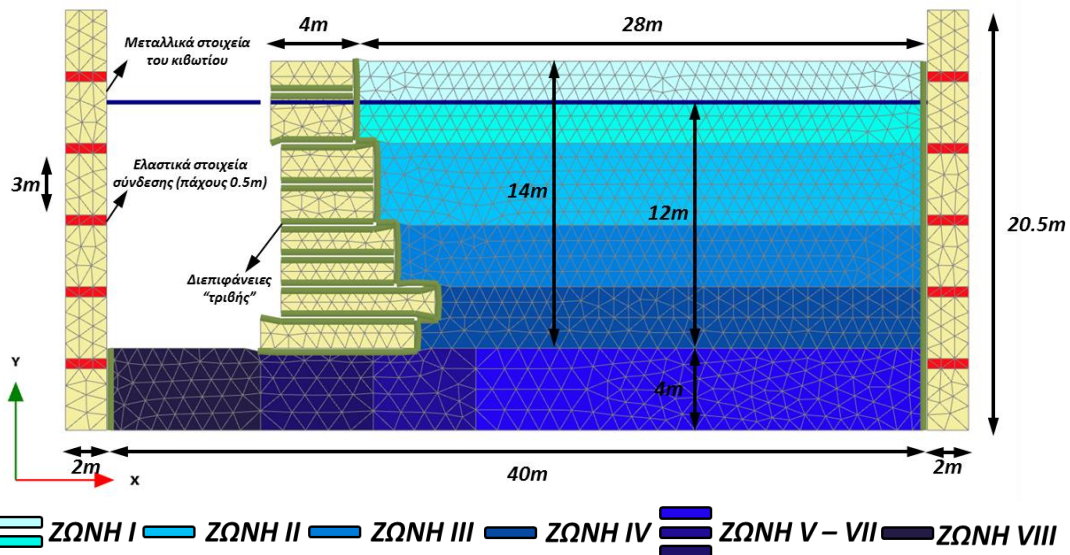
Σχήμα 3: Η σεισμική διέγερση που επιβάλλεται στην βάση του προσομοιώματος. Πρόκειται για τον σεισμό μεγέθους $M_L = 5.9$ στην L' Aquila (Ιταλία, 2009), και απεικονίζονται: (a) το επιταχυνσιογράφημα και (b) το αντίστοιχο φάσμα του.



Σχήμα 4: Πρόσθετη αριθμητική πηγή απόσβεσης τύπου Rayleigh, η οποία εισάγεται για την αποφυγή παρασιτικών ταλαντώσεων κατά τις δυναμικές αναλύσεις. Η επιβαλλόμενη αριθμητικά απόσβεση μεταφράζεται σε τιμές ισοδύναμης υστερητικής απόσβεσης ίσες με $\xi \approx 3 - 5\%$ για εύρος συχνοτήτων $f \approx 0.2 - 2$ Hz.

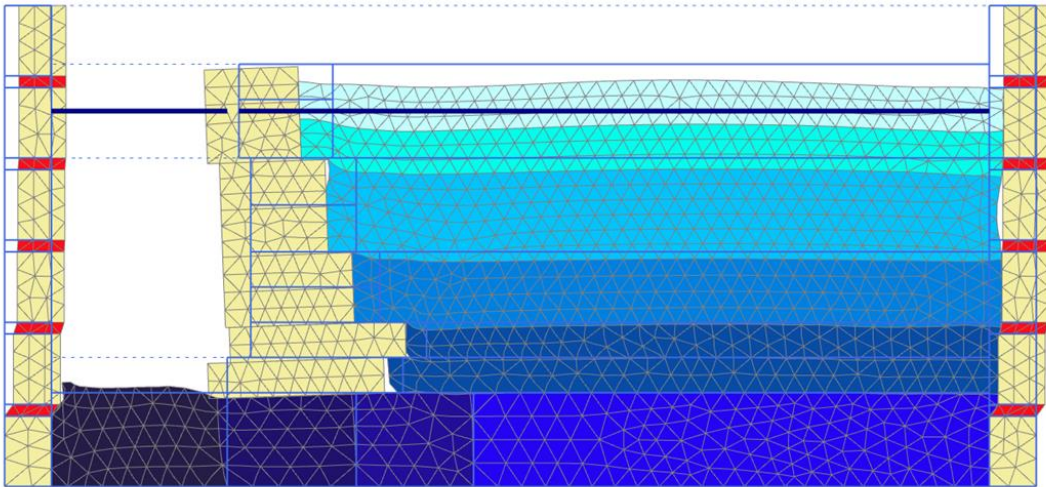


Σχήμα 5: Σκαρίφημα του εξεταζόμενου κρηπιδότοιχου. Πρόκειται για τοίχο βαρύτητας αποτελούμενο από τμήματα (blocks), με την σχετική πυκνότητα του εδαφικού υλικού να είναι σταθερή και ίση με $D_r = 80\%$.

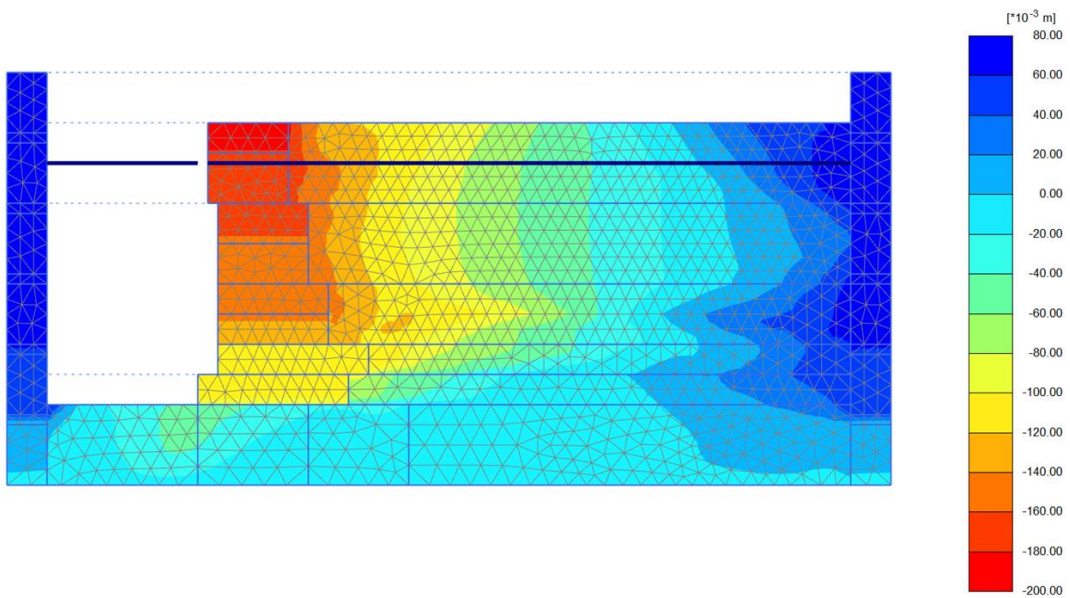


Σχήμα 6: Αριθμητικό προσομοίωμα (PLAXIS) της πειραματικής δοκιμής σε φυγοκεντρική (πλήρης κλίμακα). Αποτελείται από 3130 15 – κομβικά τριγωνικά πεπερασμένα στοιχεία επίπεδης παραμόρφωσης. Το εδαφικό υλικό διαχωρίζεται σε επιμέρους ζώνες προκειμένου να αποδοθεί με ρεαλιστικότερο τρόπο η εξάρτηση των παραμέτρων “ $\phi_p - \phi_{cv}$ ” και $f_{a_{hard}}$ από το αρχικό εντατικό πεδίο.

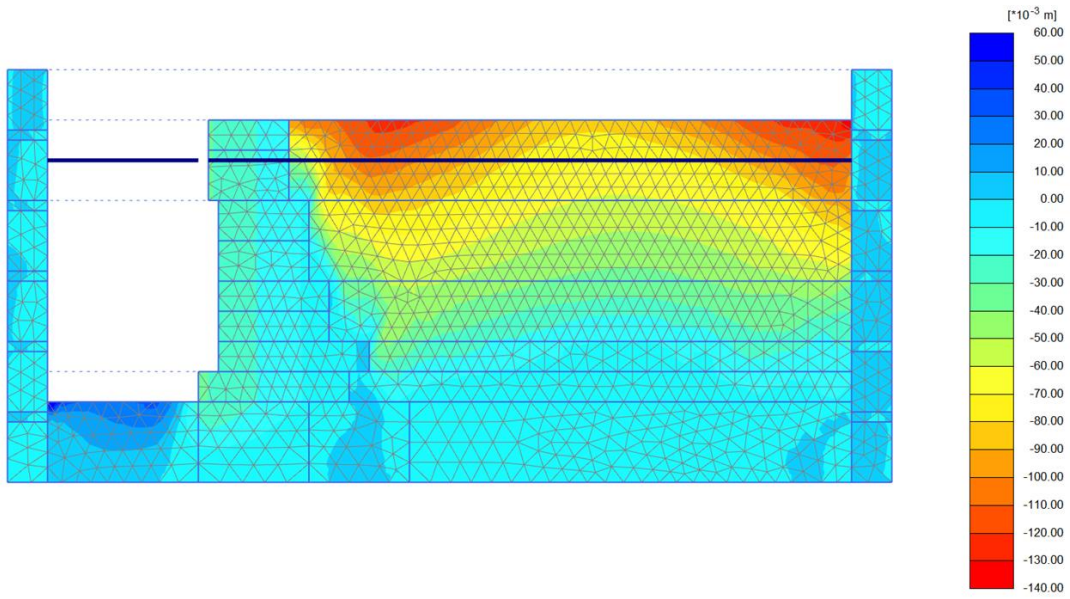
(α)



(β)

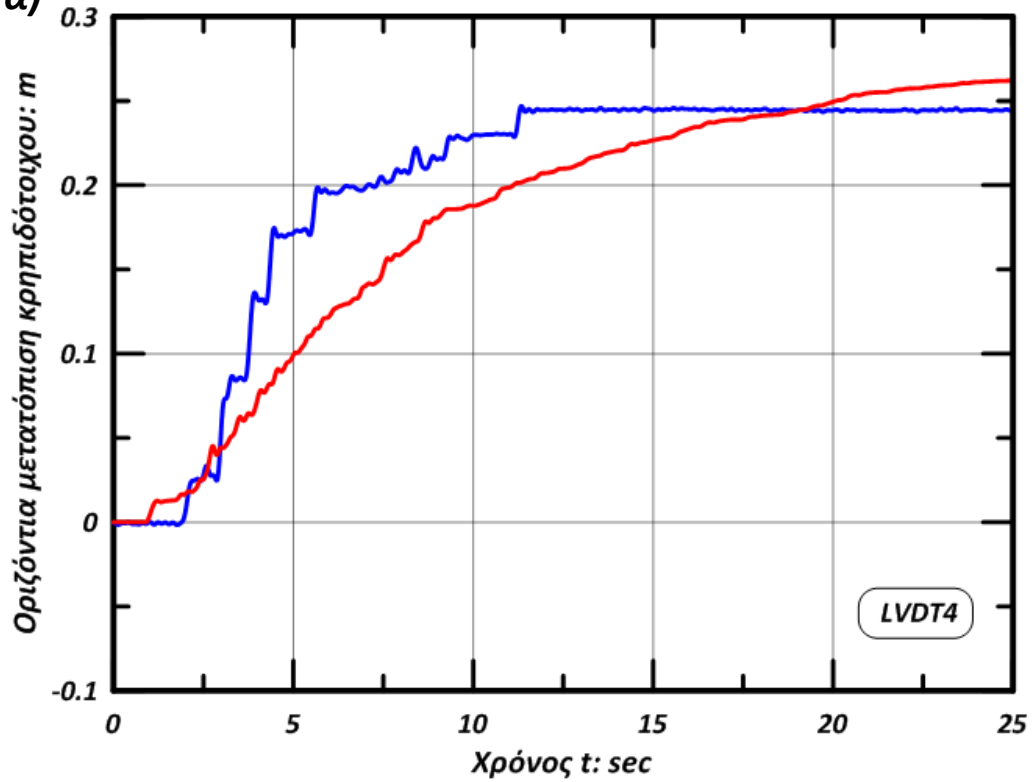


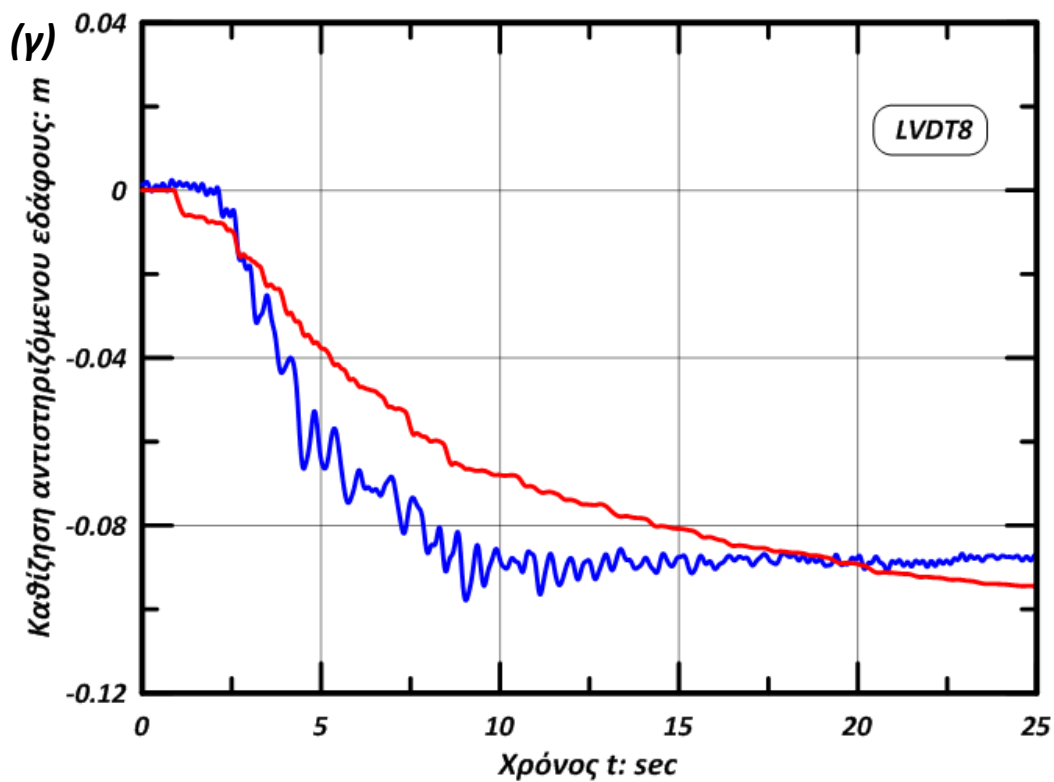
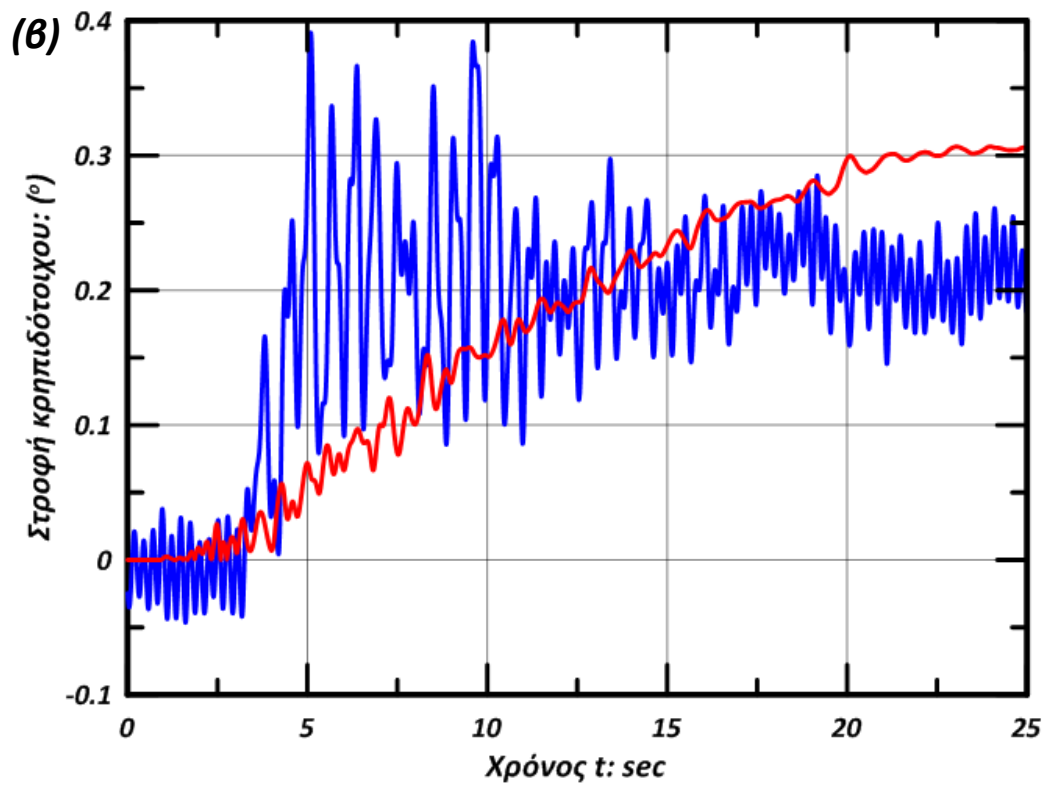
(γ)



Σχήμα 7: Αποτελέσματα της δυναμικής ανάλυσης. Απεικονίζονται διαδοχικά: (α) ο παραμορφωμένος κάναβος, (β) οι ισοϋψείς των οριζόντιων μετακινήσεων και (γ) οι ισοϋψείς των κατακόρυφων μετακινήσεων στο τέλος της διέγερσης ($t = 25 \text{ sec}$).

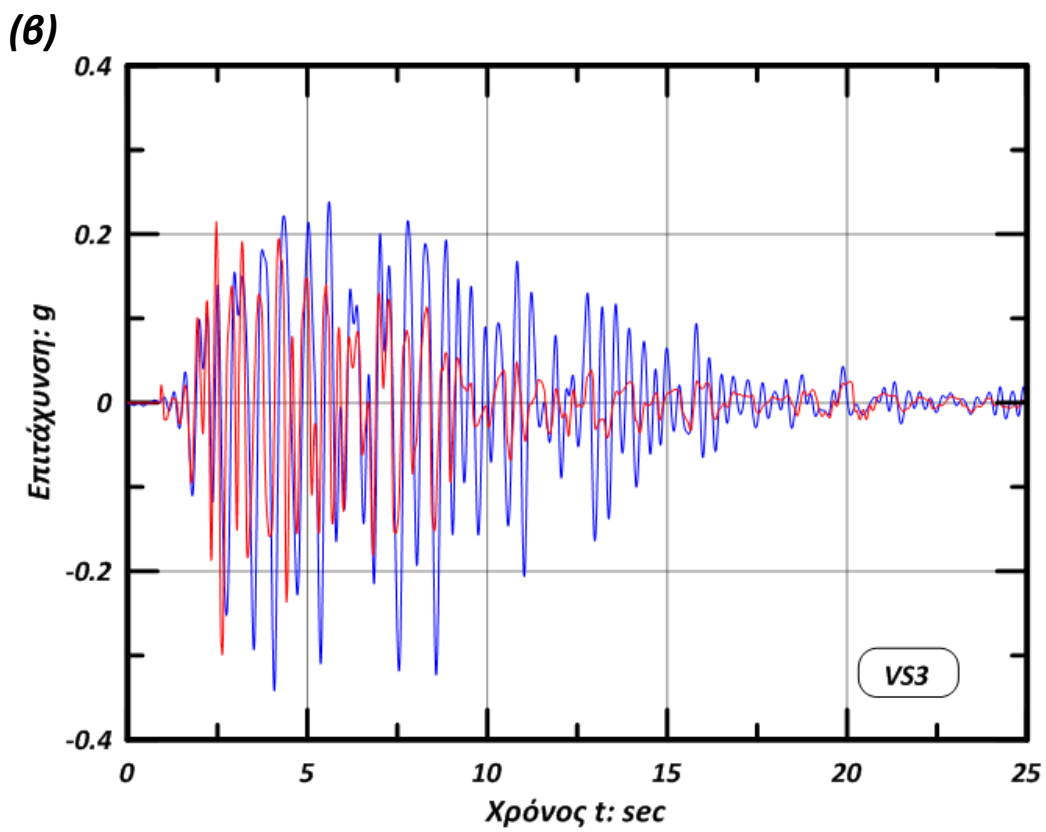
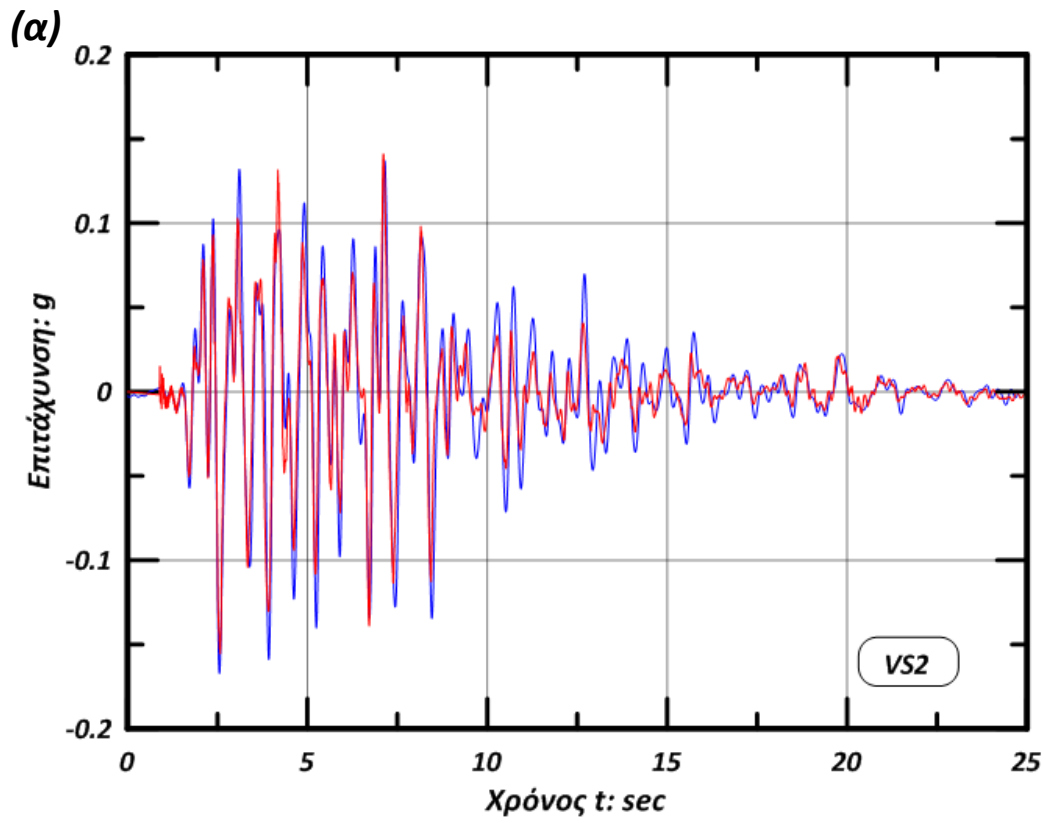
(α)

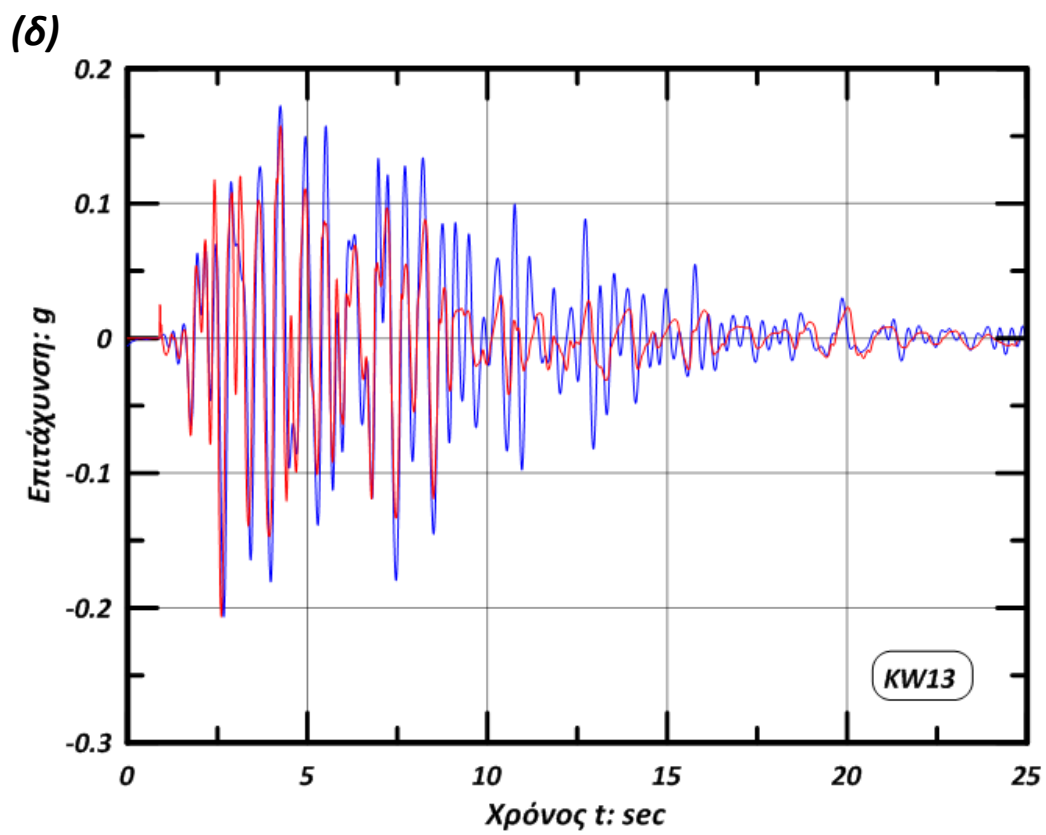
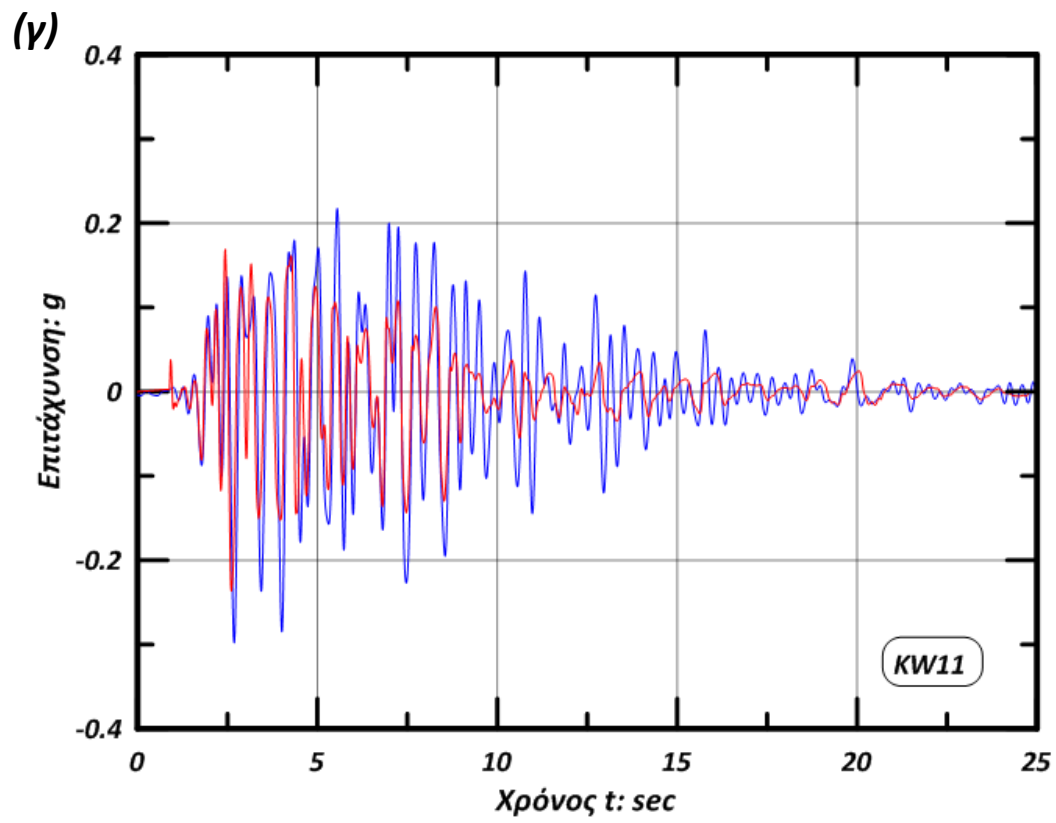


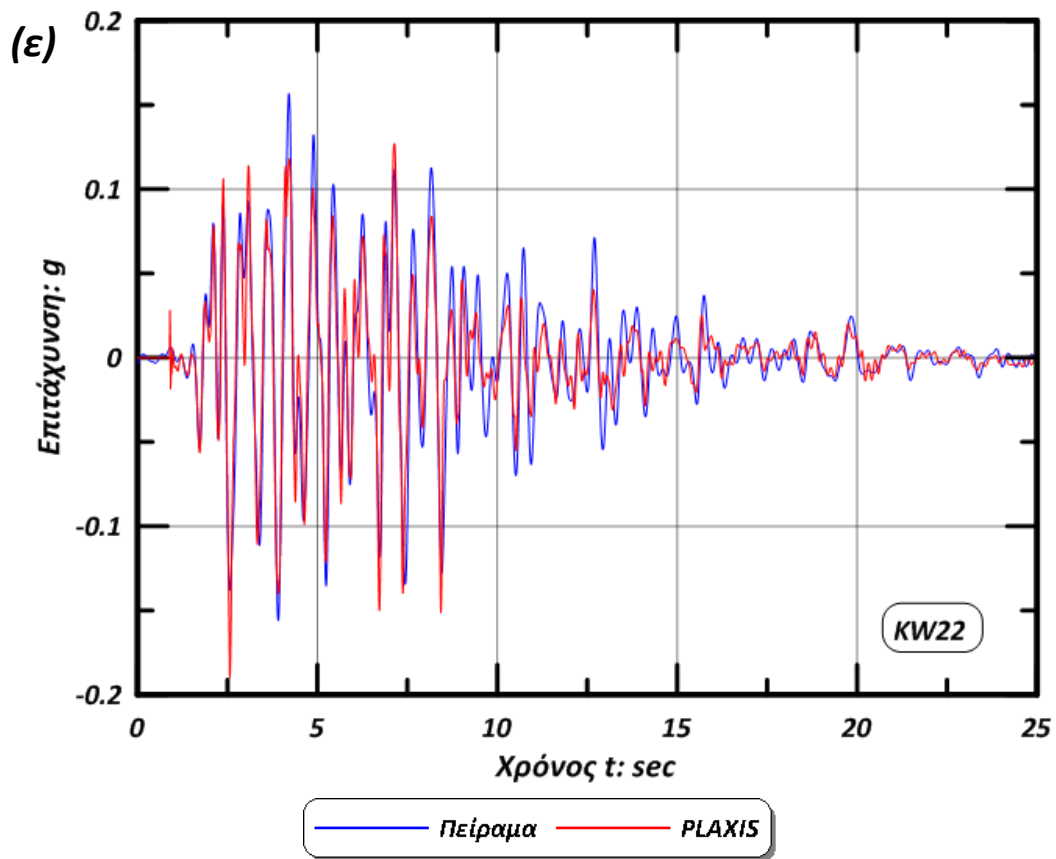


— Πείραμα — PLAXIS

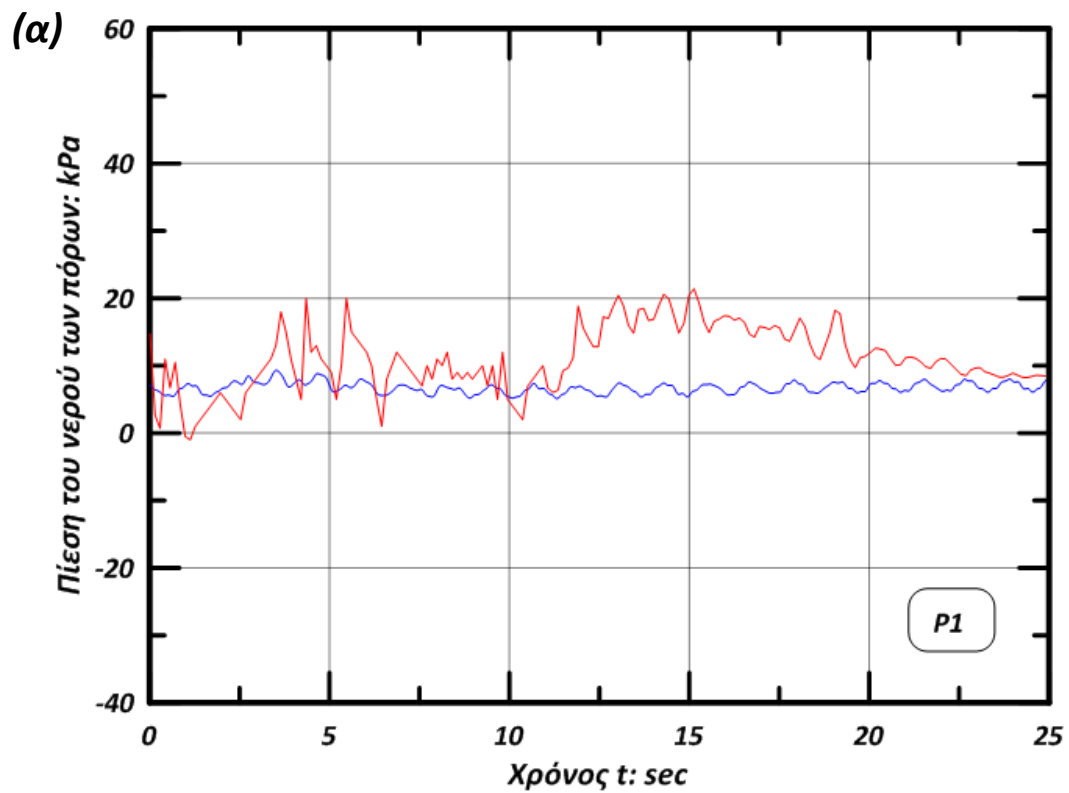
Σχήμα 8: Δυναμική απόκριση του κρηπιδότοιχου που εξετάζεται. Σχεδιάζεται η μεταβολή με τον χρόνο: (α) της οριζόντιας μετατόπισης του τοίχου, (β) της στροφής που αναπτύσσει και (γ) της καθίζησης του αντιστηριζόμενου εδάφους. Παρατηρείται συμφωνία με την πειραματική απόκριση.

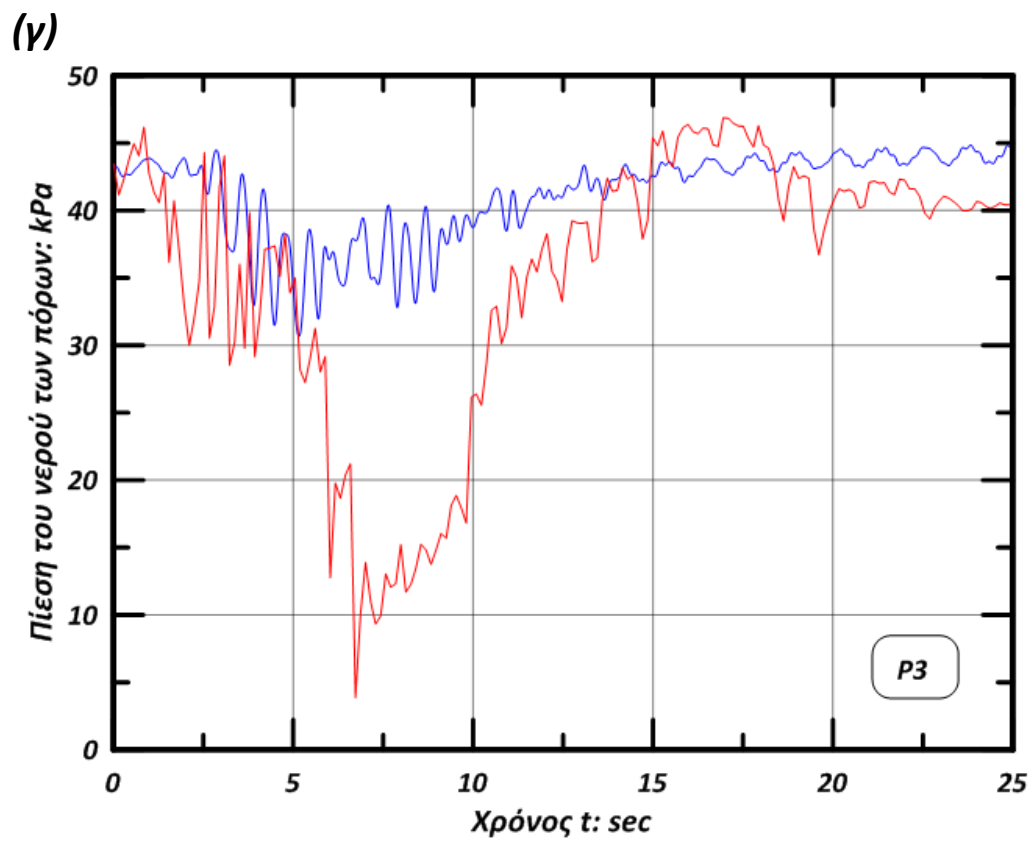
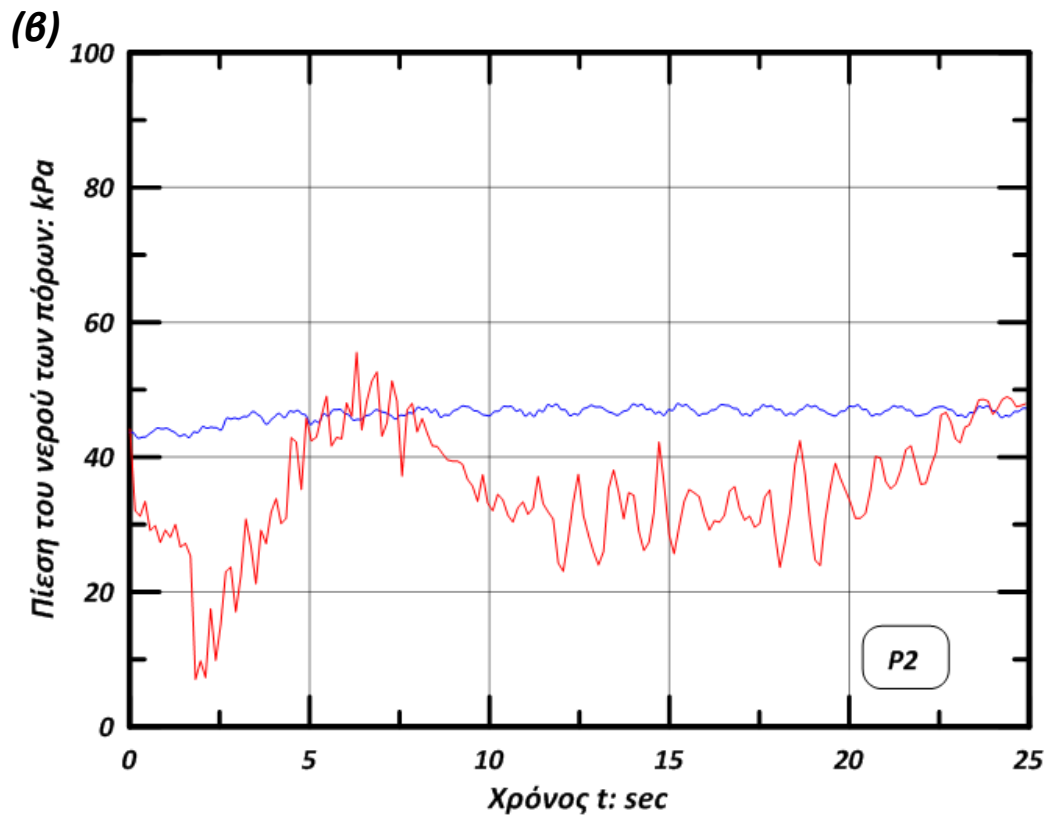


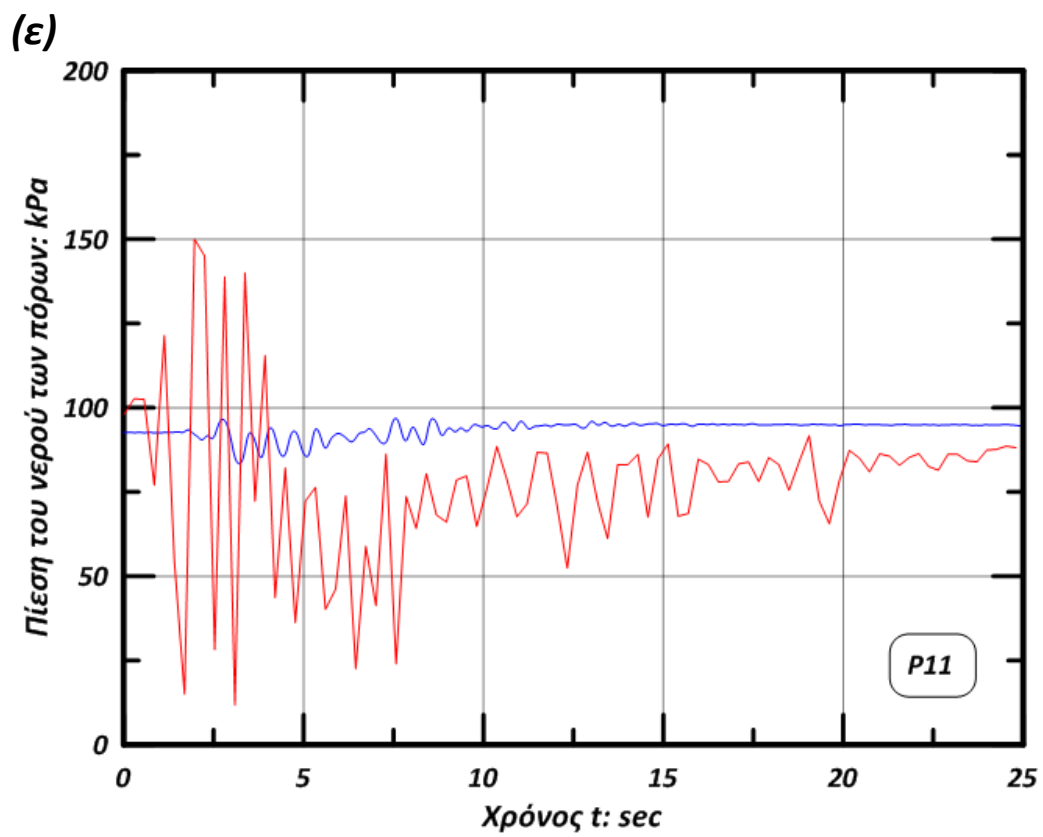
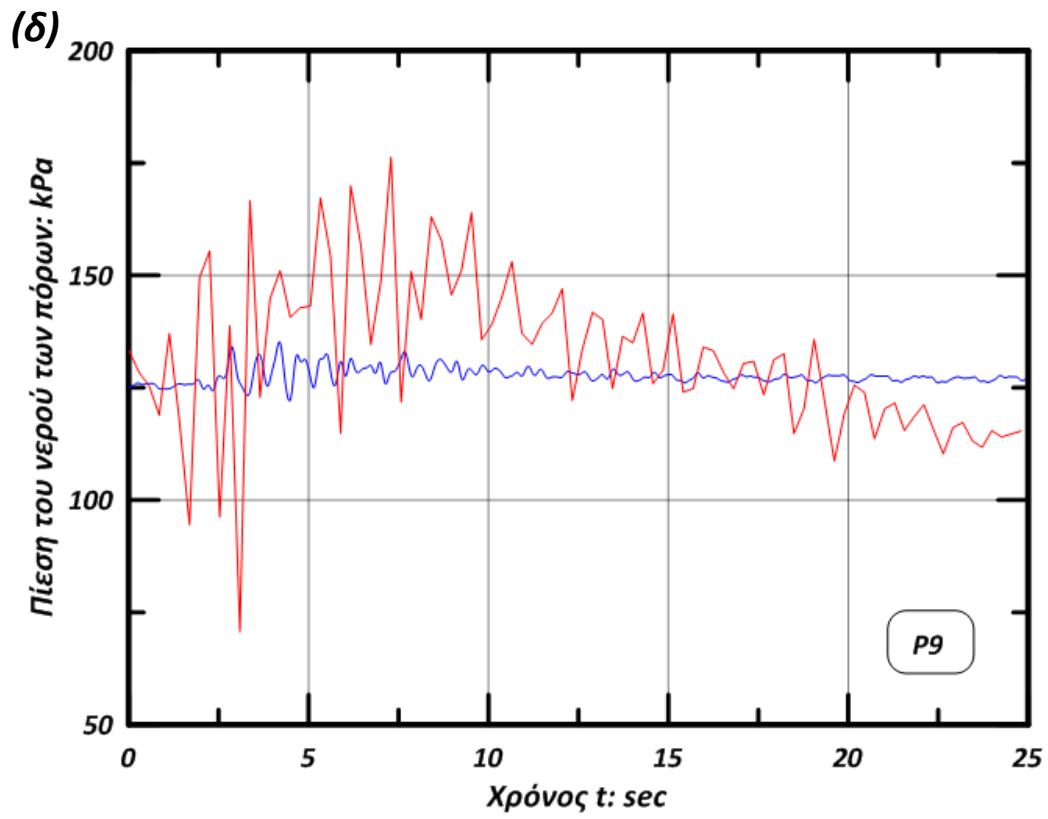


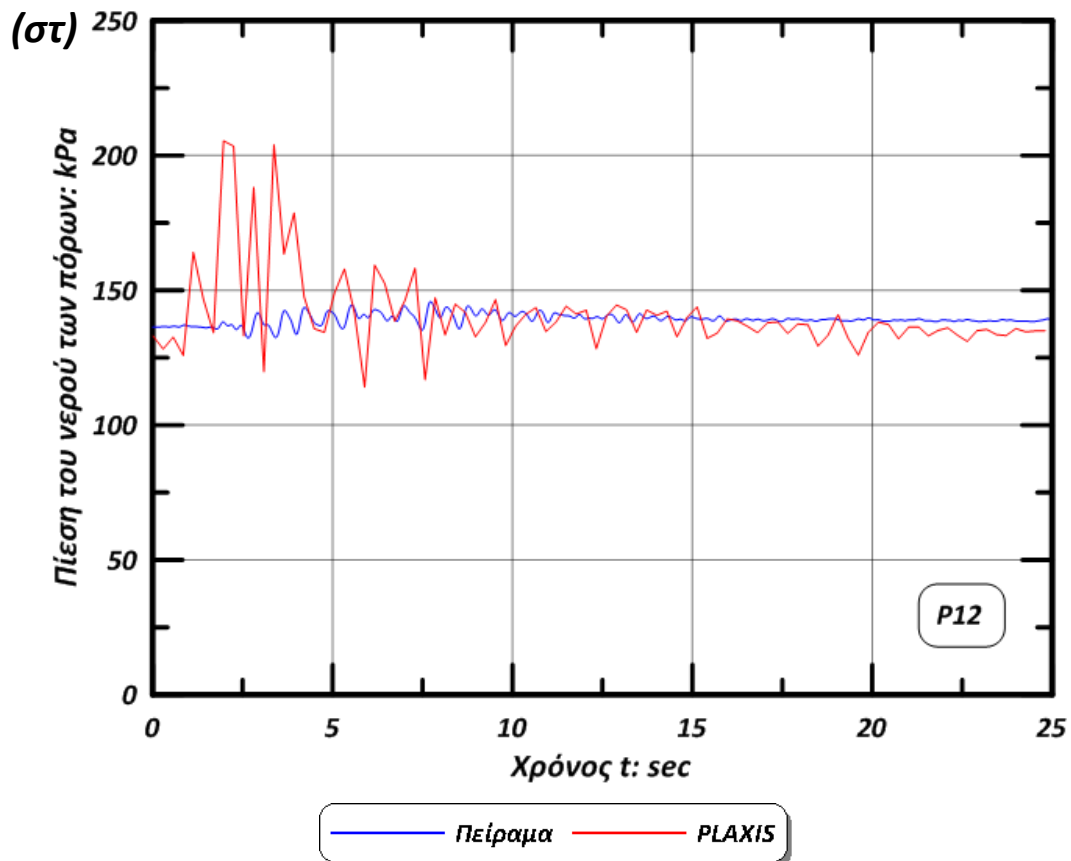


Σχήμα 9: Σύγκριση των επιταχύνσεων της πειραματικής δοκιμής με τις επιταχύνσεις που υπολογίστηκαν από την δυναμική ανάλυση, για διάφορα σημεία μέτρησης.

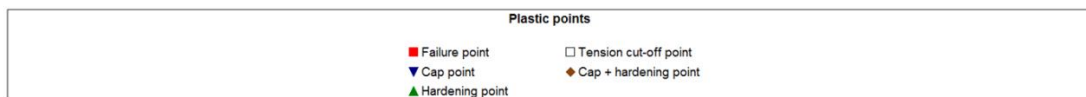
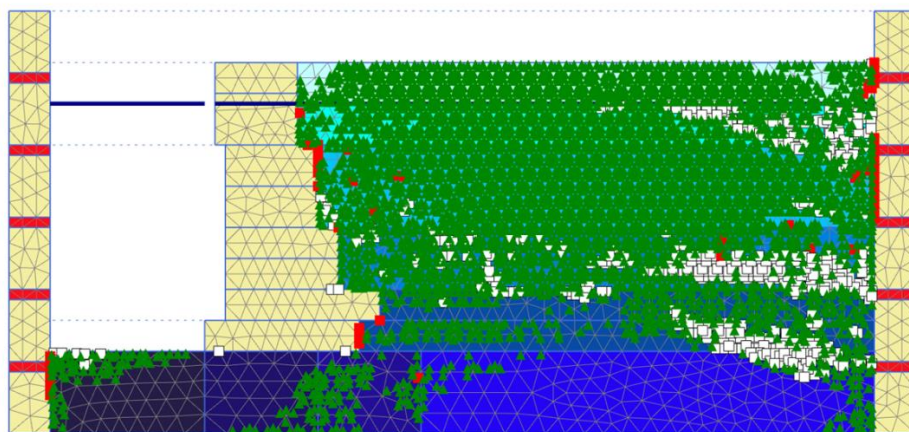




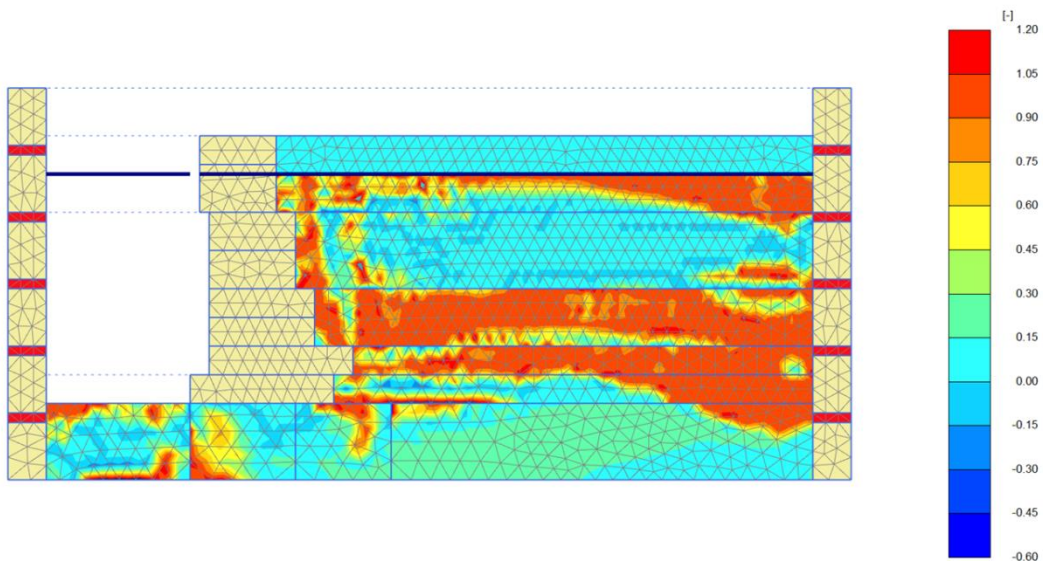




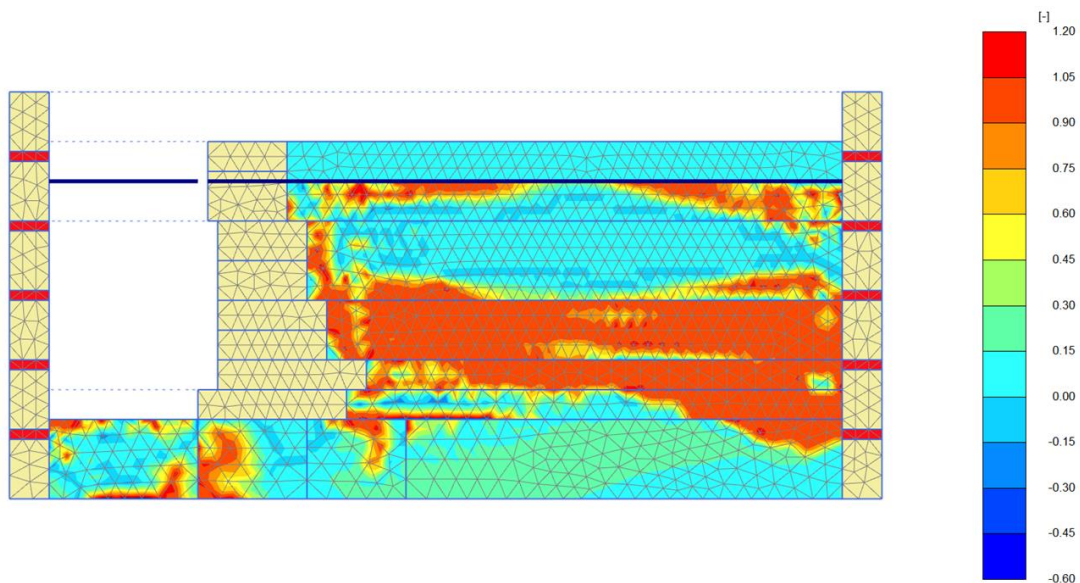
Σχήμα 10: Σύγκριση των χρονοϊστοριών των πιέσεων του νερού των πόρων ανάμεσα στην πειραματική δοκιμή και στην δυναμική ανάλυση, για διάφορα σημεία μέτρησης της πειραματικής διάταξης. Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται στην περίπτωση που το εδαφικό υλικό διαχωρίζεται σε ζώνες.



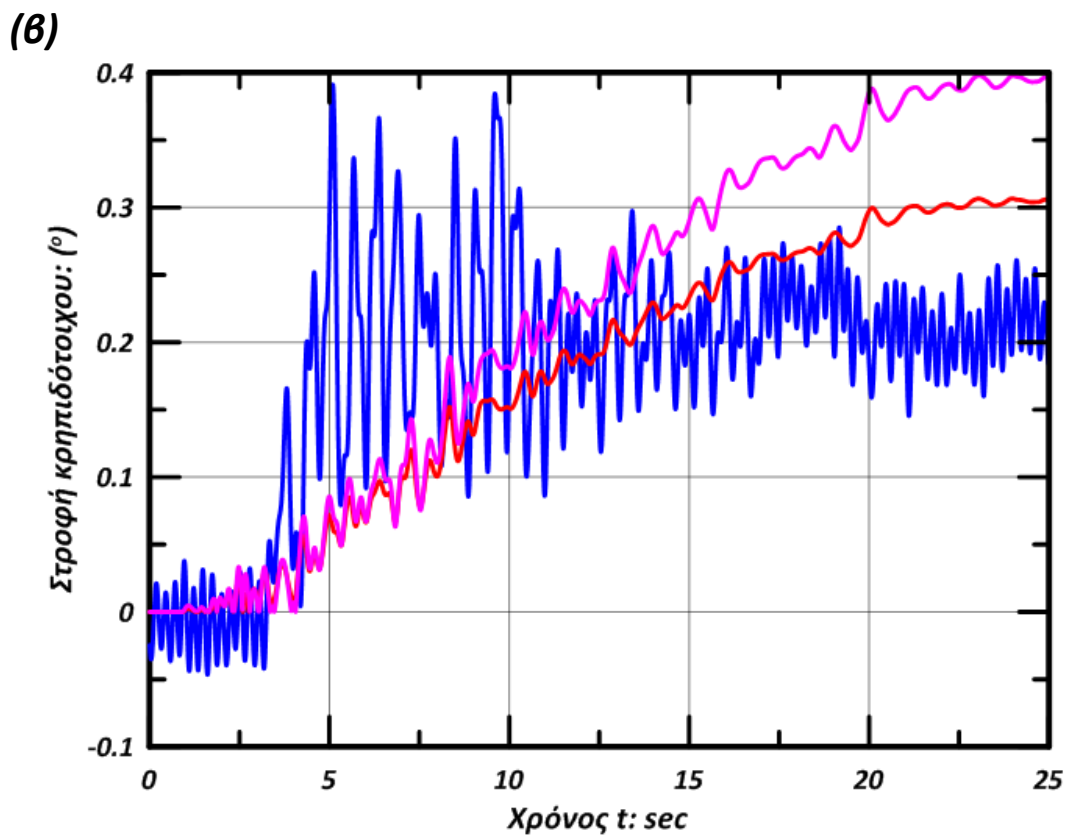
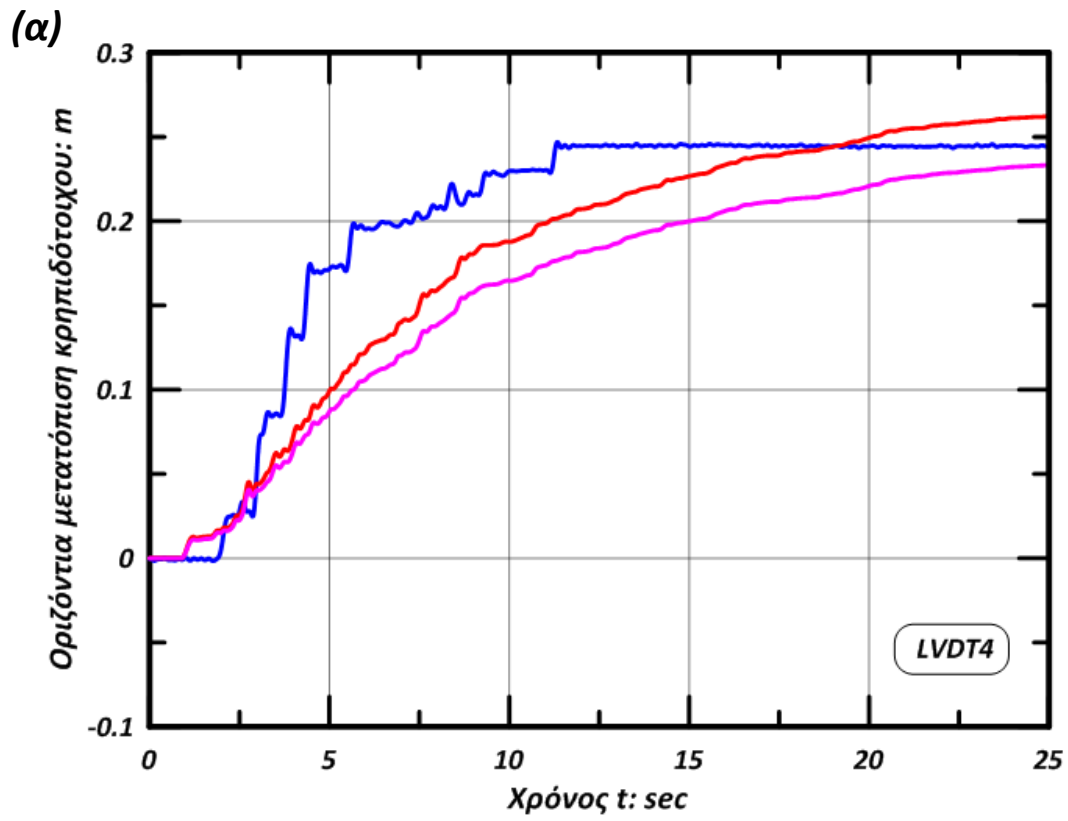
Σχήμα 11: Σημεία πλαστικοποίησης του εδάφους στο τέλος της δυναμικής ανάλυσης ($t = 25\text{sec}$). Δεν εντοπίζεται σημαντικός αριθμός πλαστικοποίησης μεμονωμένων εδαφικών στοιχείων στην βάση του τοίχου, με αποτέλεσμα η προκύπτουσα παραμένουσα στροφή να διατηρείται σε πολύ χαμηλά επίπεδα.

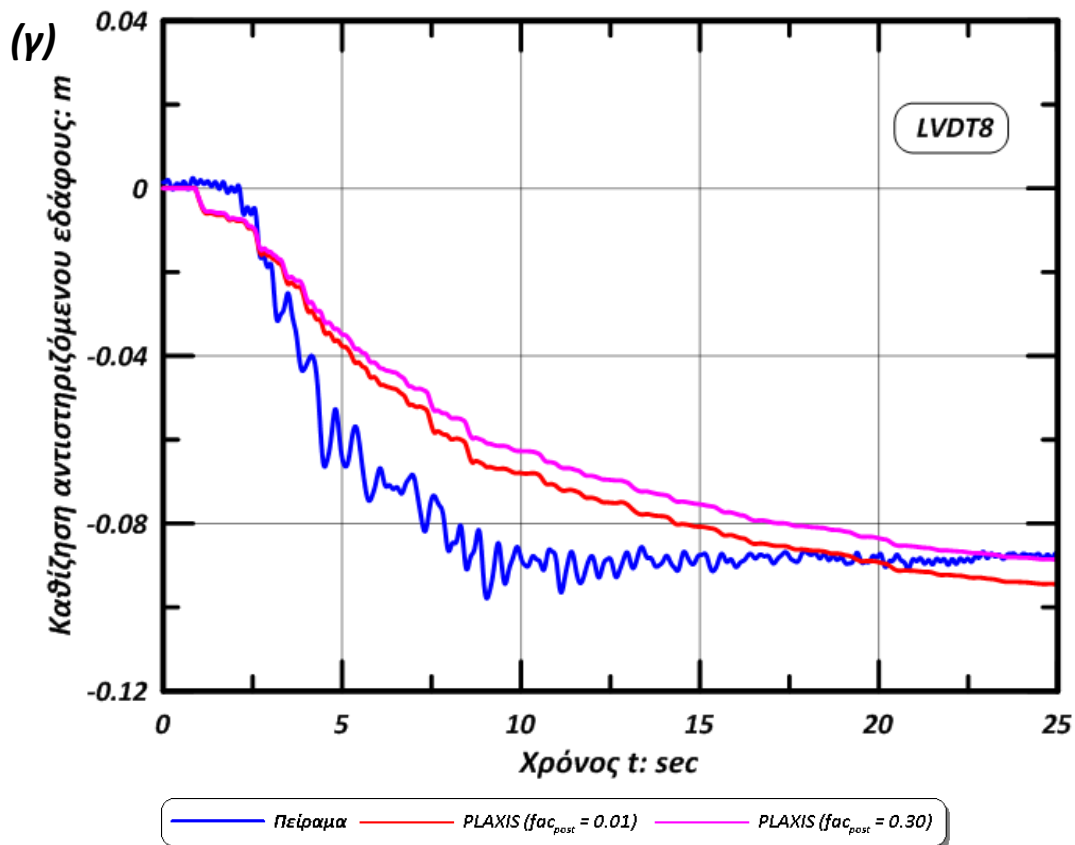


Σχήμα 12: Κατανομή του συντελεστή πίεσης πόρων r_u στο τέλος της δυναμικής ανάλυσης ($t = 25\text{sec}$). Παρατηρείται ότι οι τιμές του πλησιάζουν την τιμή της μονάδας σε μία εκτεταμένη περιοχή. Μάλιστα, σημειώνεται το “παράδοξο” της εμφάνισης “ρευστοποίησης” κοντά στην επιφάνεια του εδάφους, κάτι που είναι συνηθισμένο σε δοκιμές φυγοκεντριστή όταν λαμβάνεται σταθερή τιμή της σχετικής πυκνότητας με το βάθος (Beatty and Byrne, 2004).

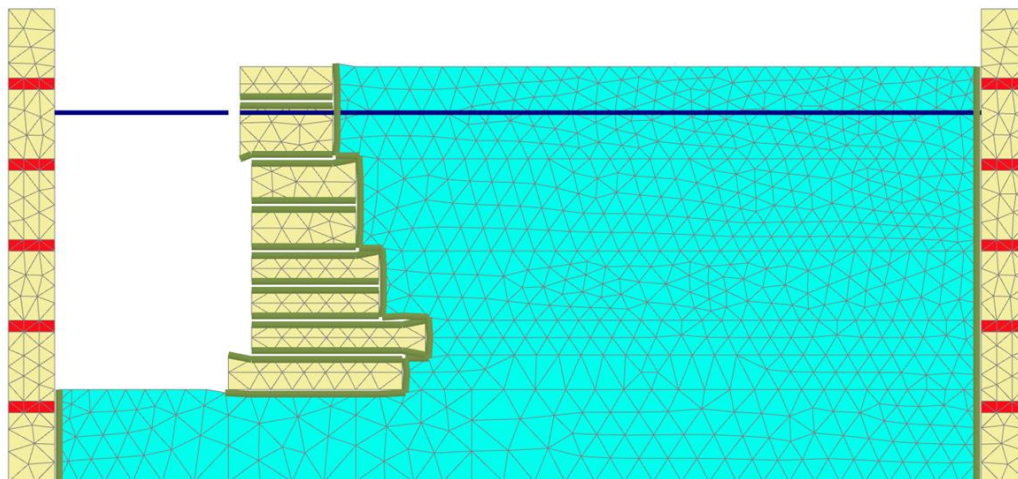


Σχήμα 13: Κατανομή του συντελεστή πίεσης πόρων r_u ύστερα από την αλλαγή της τιμής της παραμέτρου fac_{post} . Σημειώνεται η τάση “εξάλειψης” του προηγούμενου “παράδοξου”: πλέον η “ρευστοποίηση” οδηγείται σε μεγαλύτερα βάθη, γεγονός αρκετά πιο ρεαλιστικό.



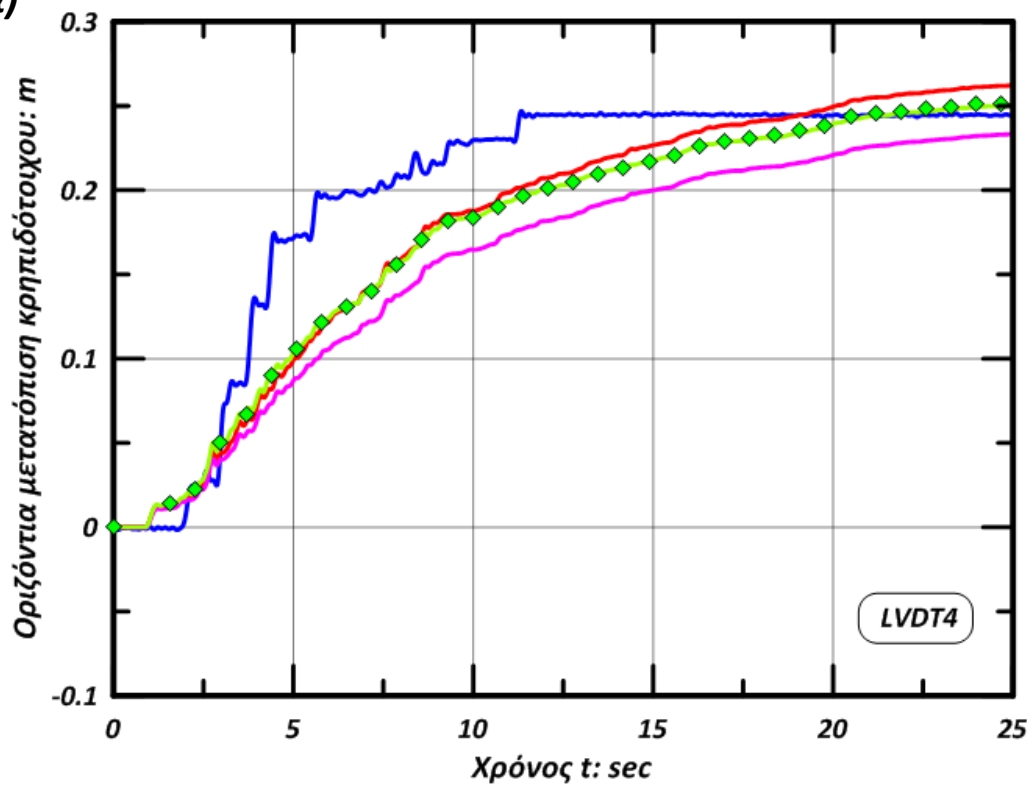


Σχήμα 14: Απόκριση του κρηιζιδότοιχου ύστερα από την θεώρηση μεγαλύτερης τιμής της παραμέτρου fac_{post} . Σχεδιάζονται οι μεταβολές με τον χρόνο: (α) της οριζόντιας μετατόπισης στην κορυφή, (β) της αναπτυσσόμενης στροφής και (γ) της καθίζησης στο αντιστηριζόμενο έδαφος. Τα παραπάνω αποτελέσματα συμβαδίζουν ικανοποιητικά με τα αντίστοιχα πειραματικά.

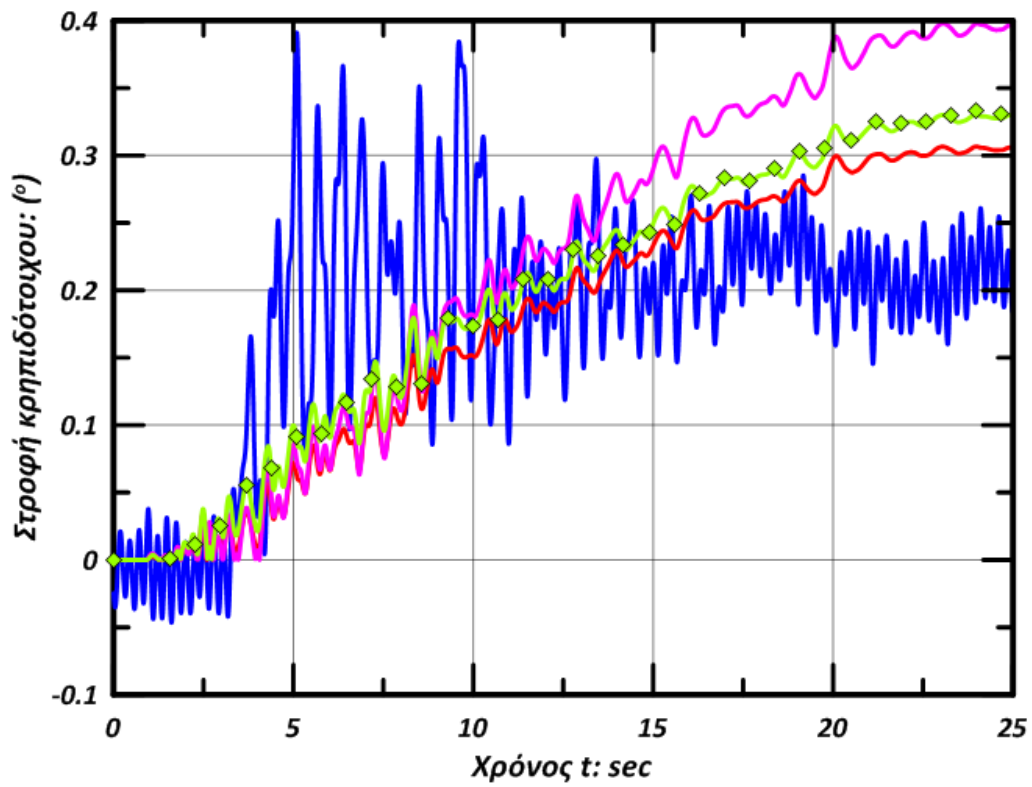


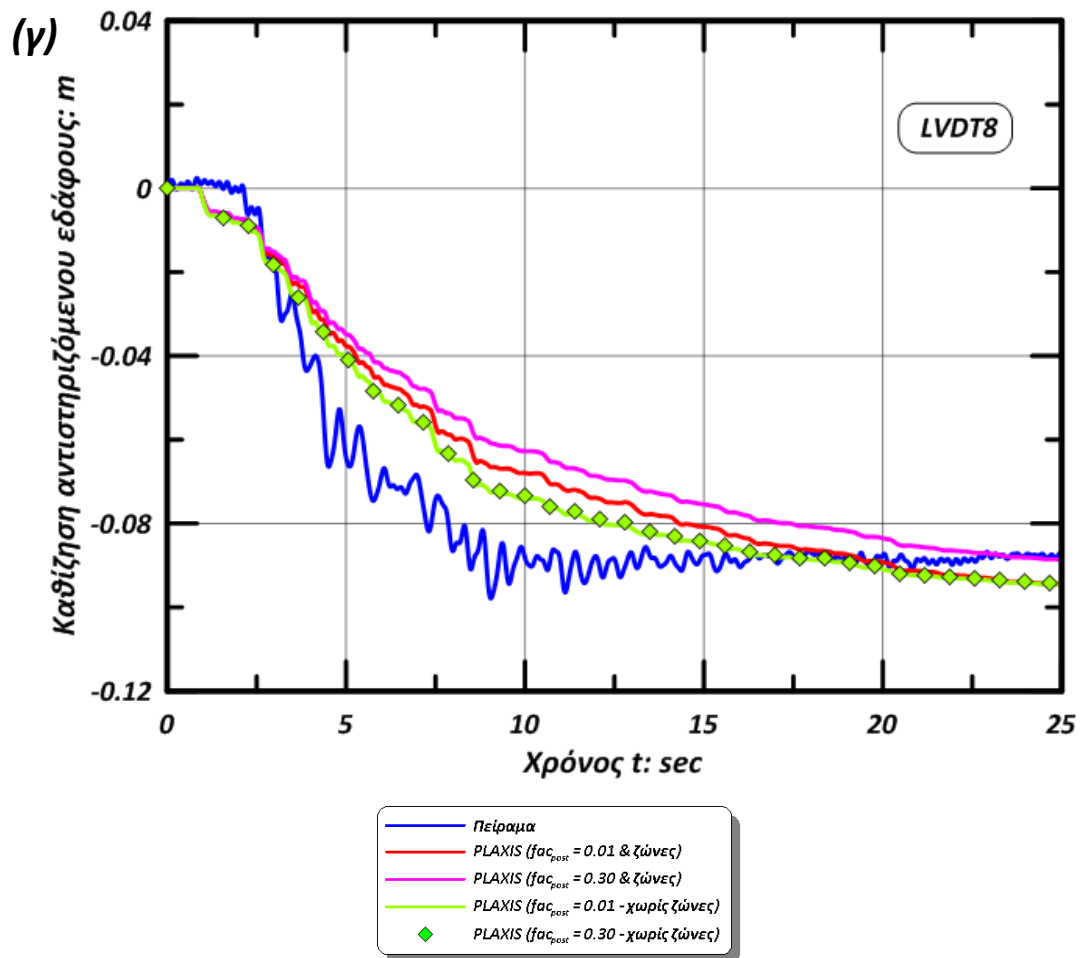
Σχήμα 15: Προσομοίωμα πεπερασμένων στοιχείων για την περίπτωση που το έδαφος δεν χωρίζεται σε ζώνες. Οι τιμές των παραμέτρων του καταστατικού προσομοιώματος προσδιορίζονται με βάση την τάση αναφοράς των 100 kPa. Ο συντελεστής fac_{post} λαμβάνει τιμές: (α) $fac_{post} = 0.3$ και (β) $fac_{post} = 0.01$.

(α)

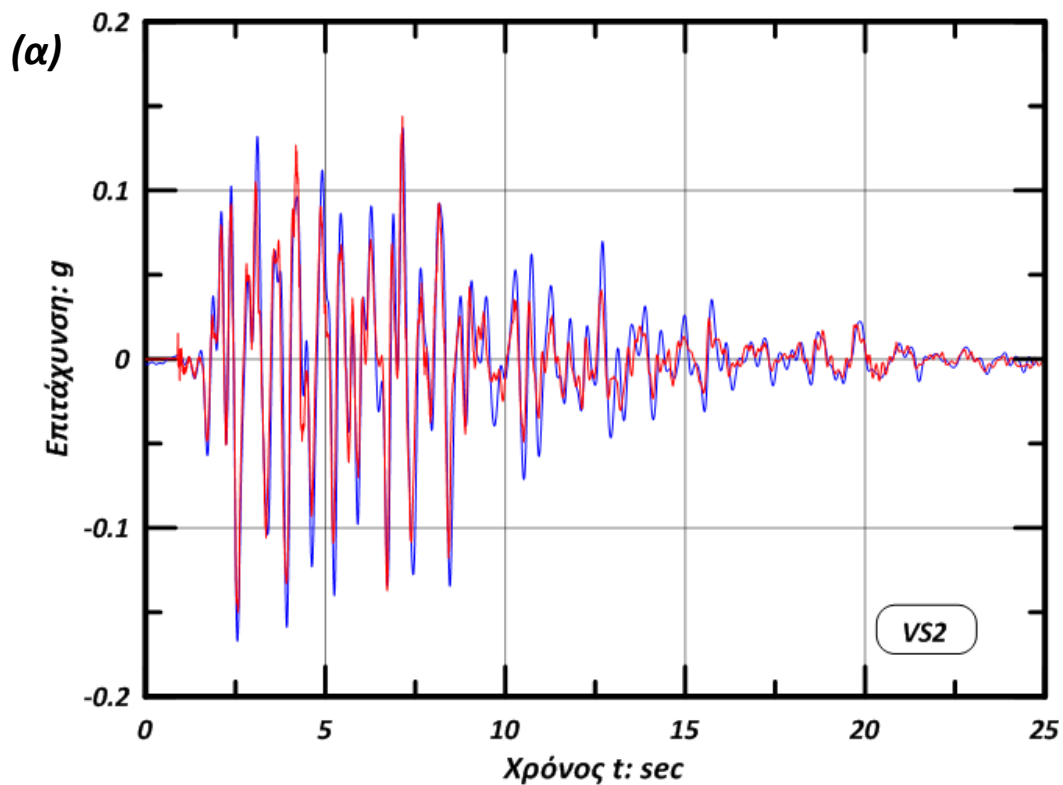


(β)

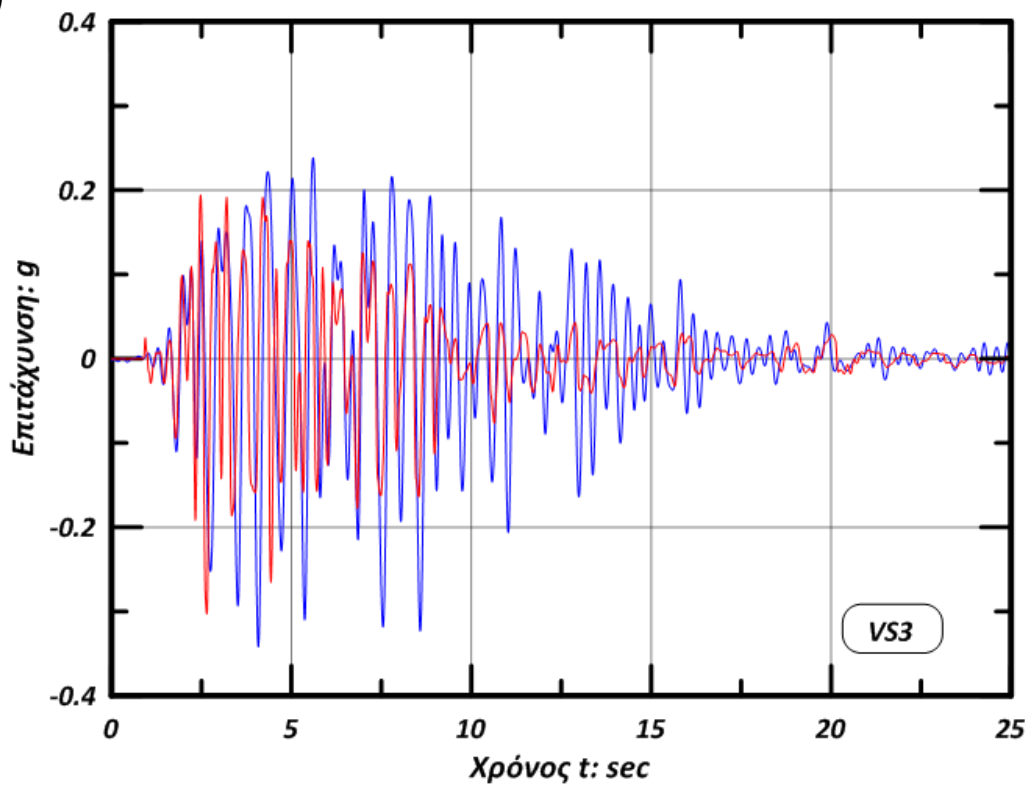




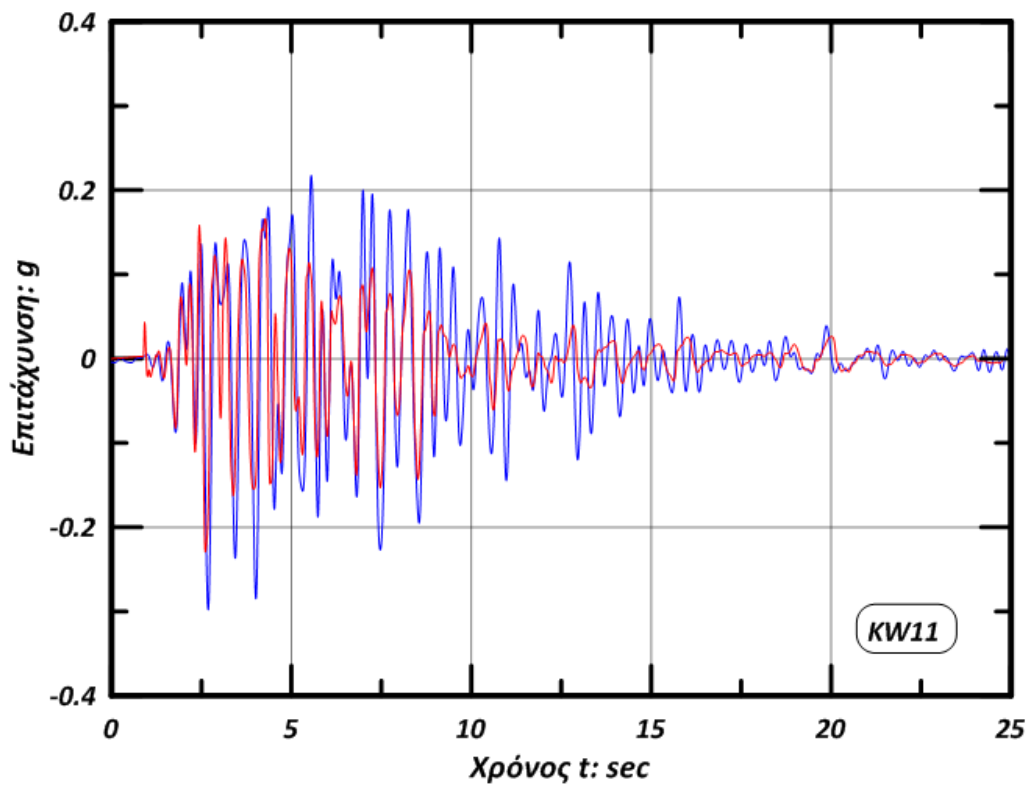
Σχήμα 16: Αποτελέσματα των δυναμικών αναλύσεων χωρίς την θεώρηση εδαφικών ζωνών. Στην περίπτωση “ομοιομορφού” εδάφους η επιρροή της παραμέτρου $f_{ac_{post}}$ είναι αμελητέα.

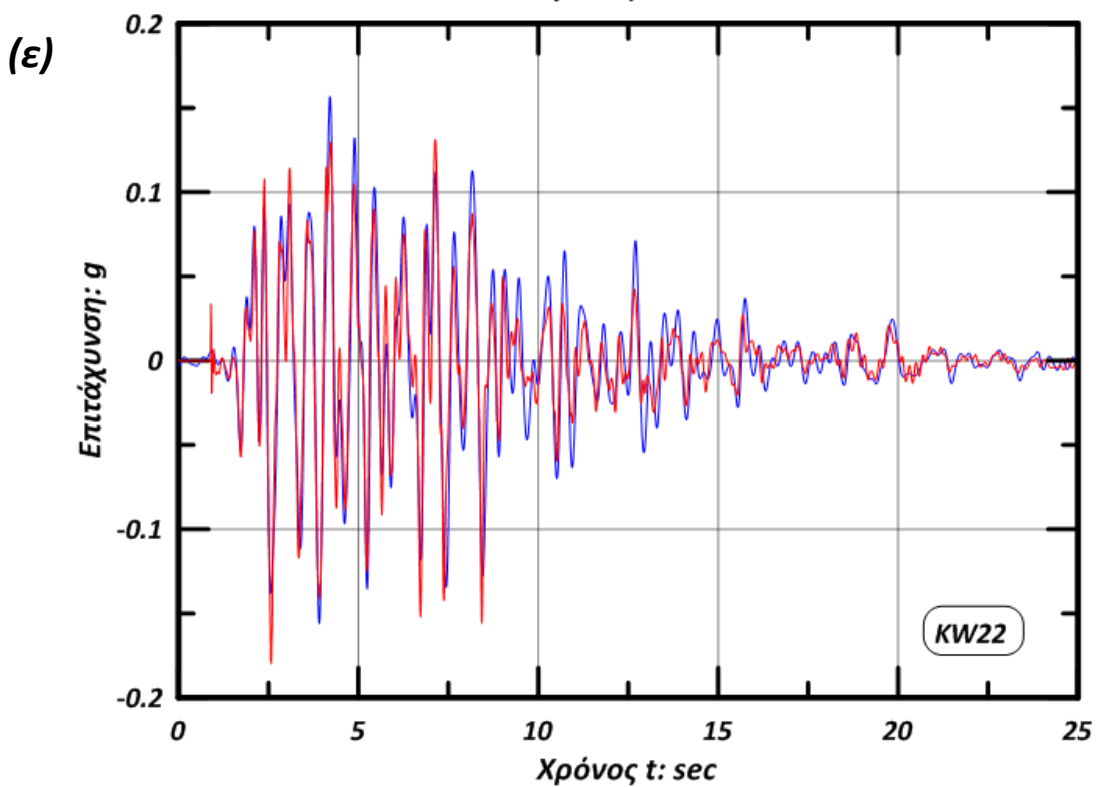
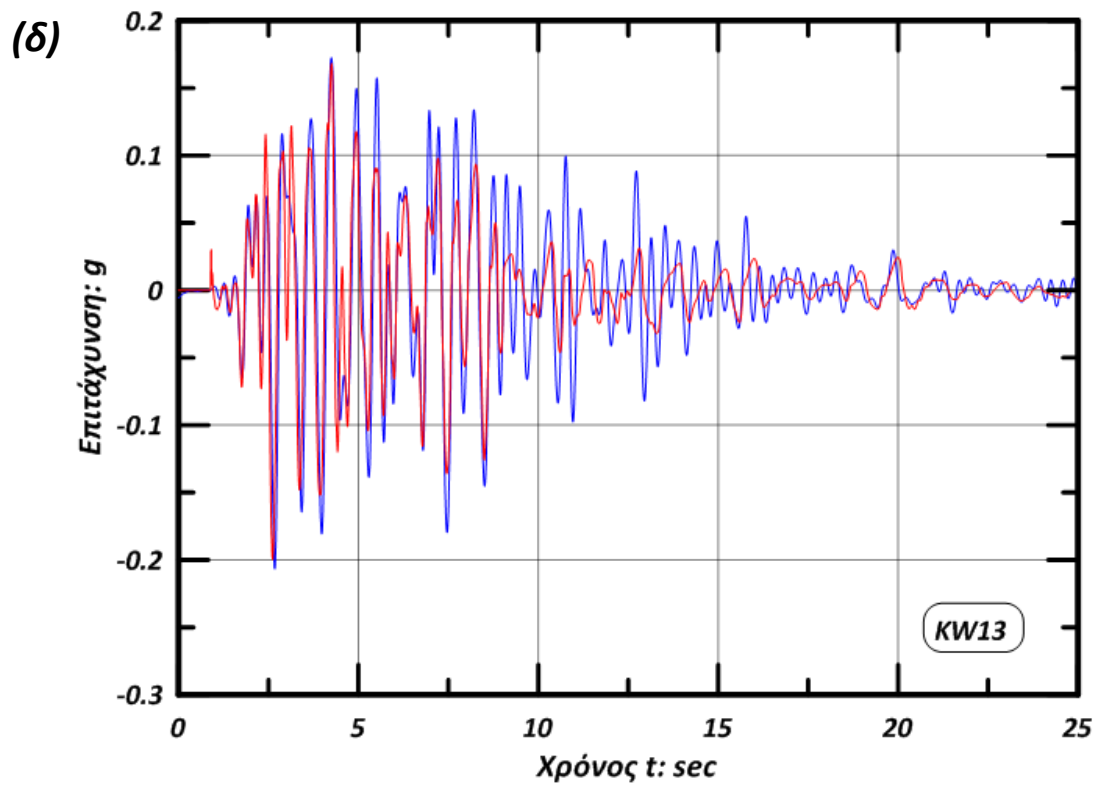


(β)



(γ)

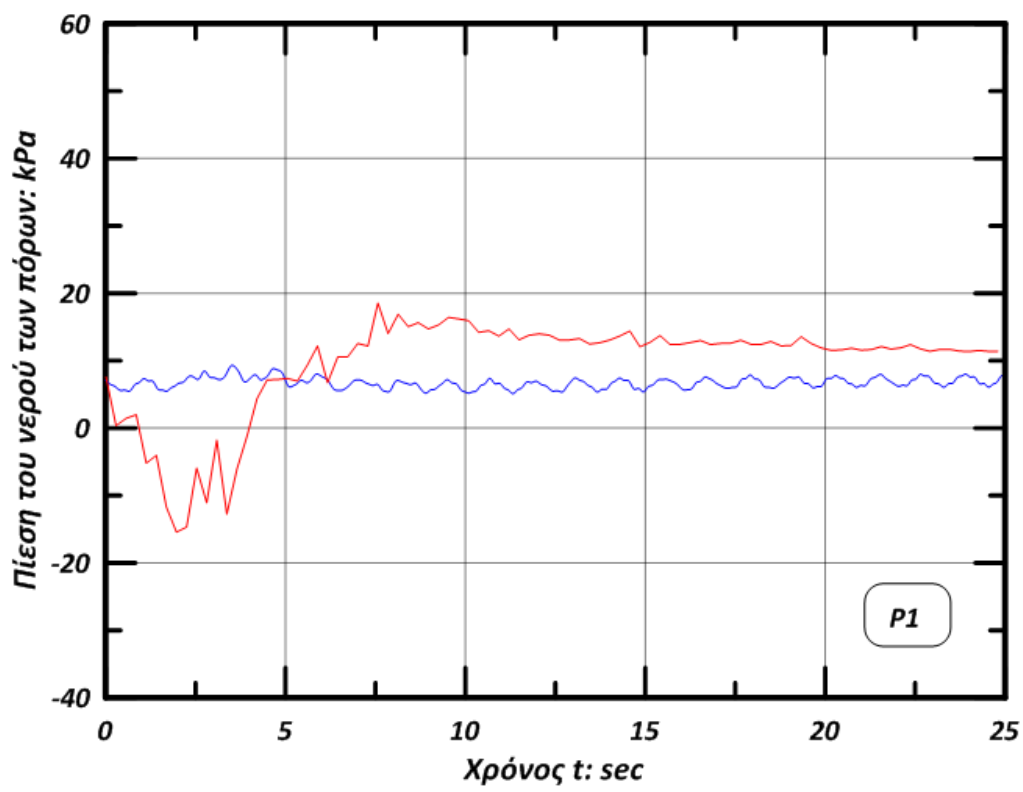




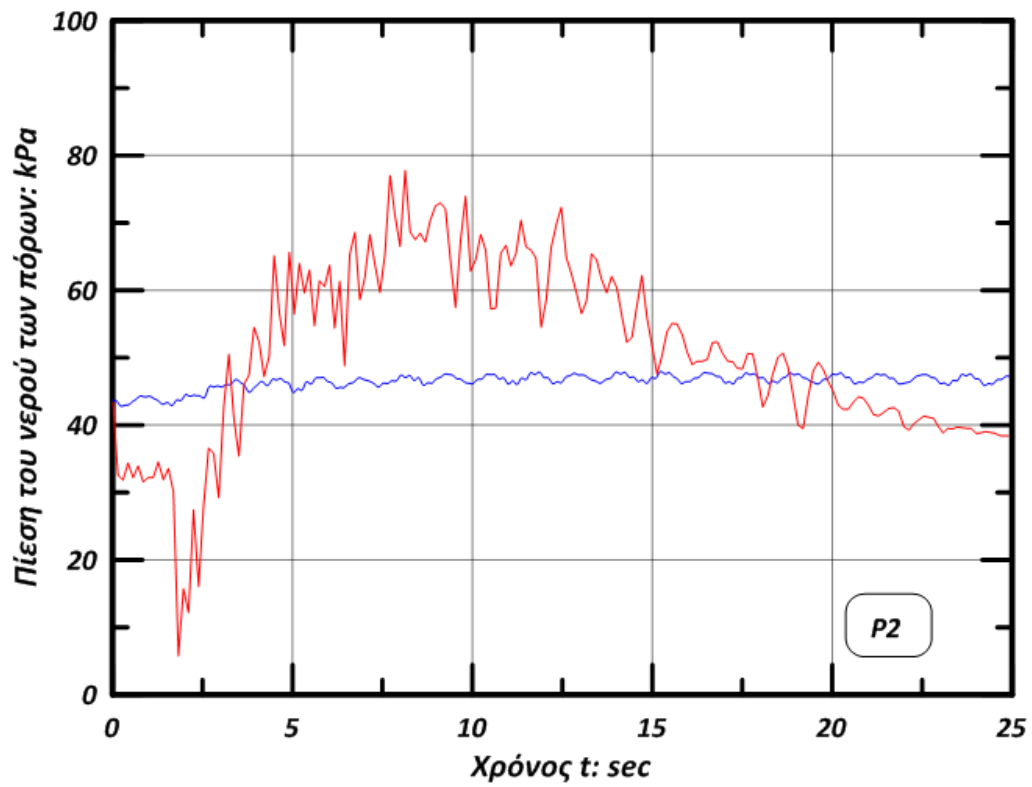
— Πείραμα — PLAXIS

Σχήμα 17: Σύγκριση των επιταχύνσεων της πειραματικής δοκιμής με τις επιταχύνσεις που υπολογίστηκαν από την δυναμική ανάλυση, για διάφορα σημεία μέτρησης. Τα παραπάνω διαγράμματα αφορούν την περίπτωση “ομοιόμορφου” εδάφους (χωρίς την θεώρηση ζωνών).

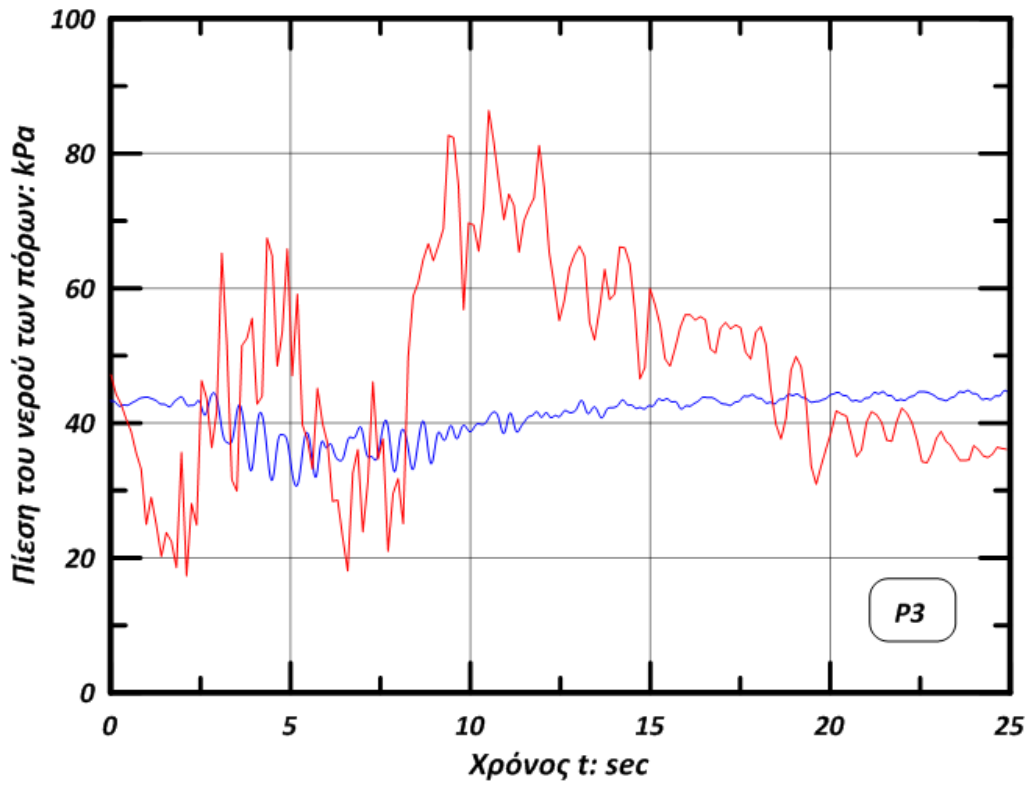
(α)



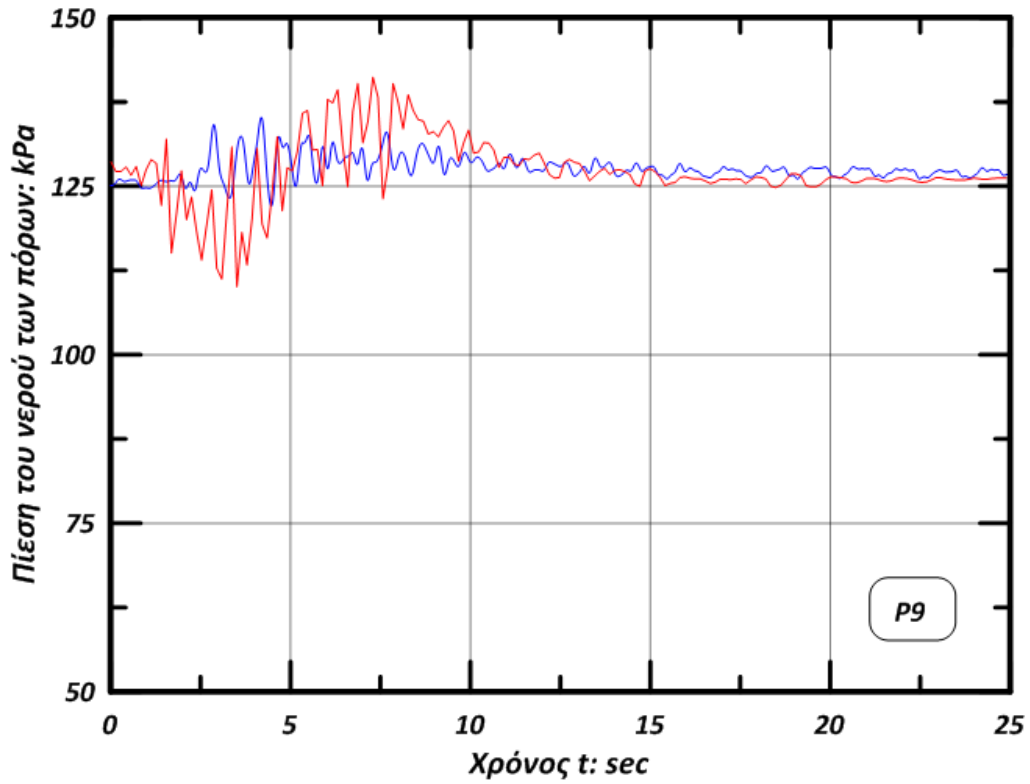
(β)



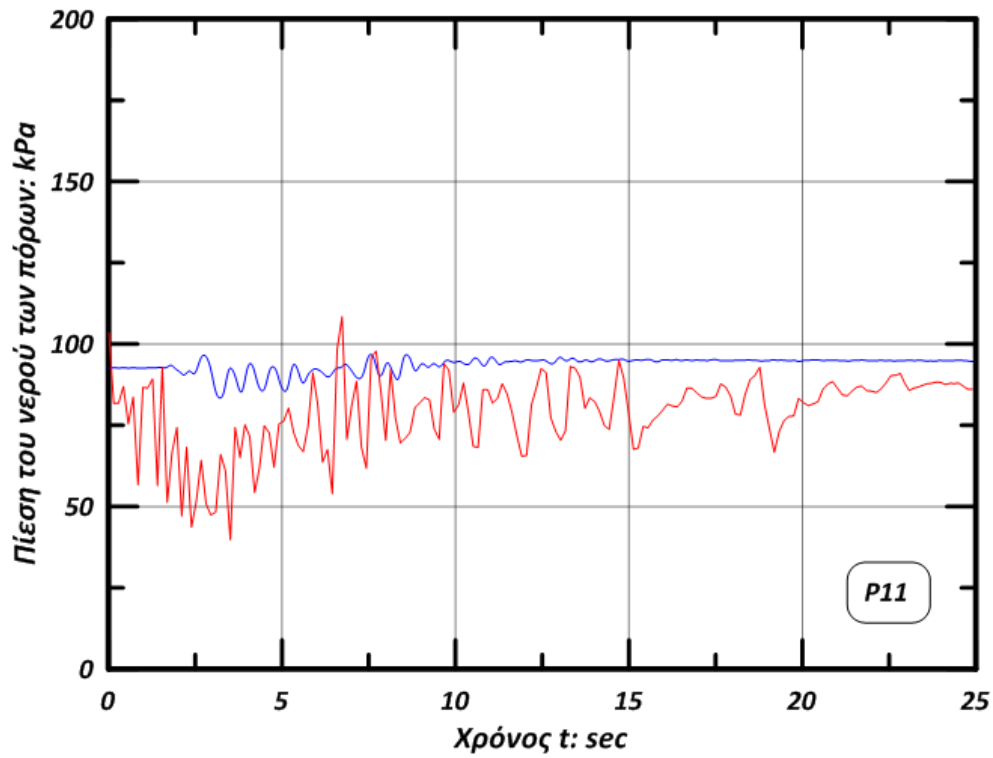
(γ)



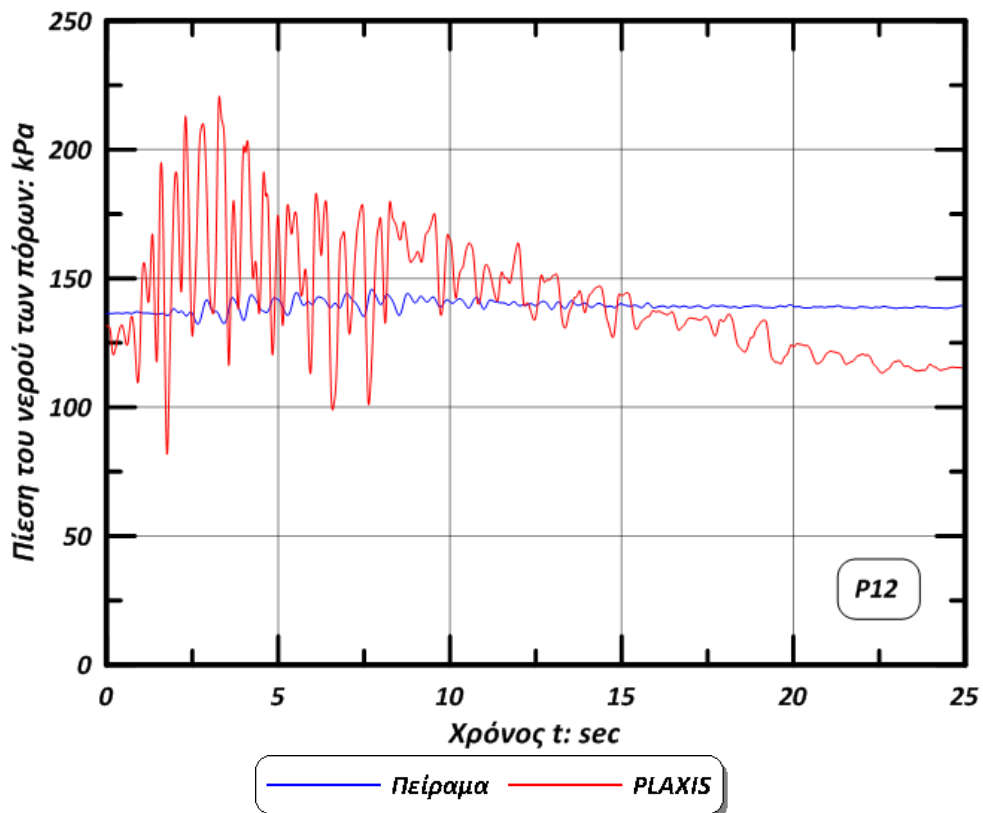
(δ)



(ε)

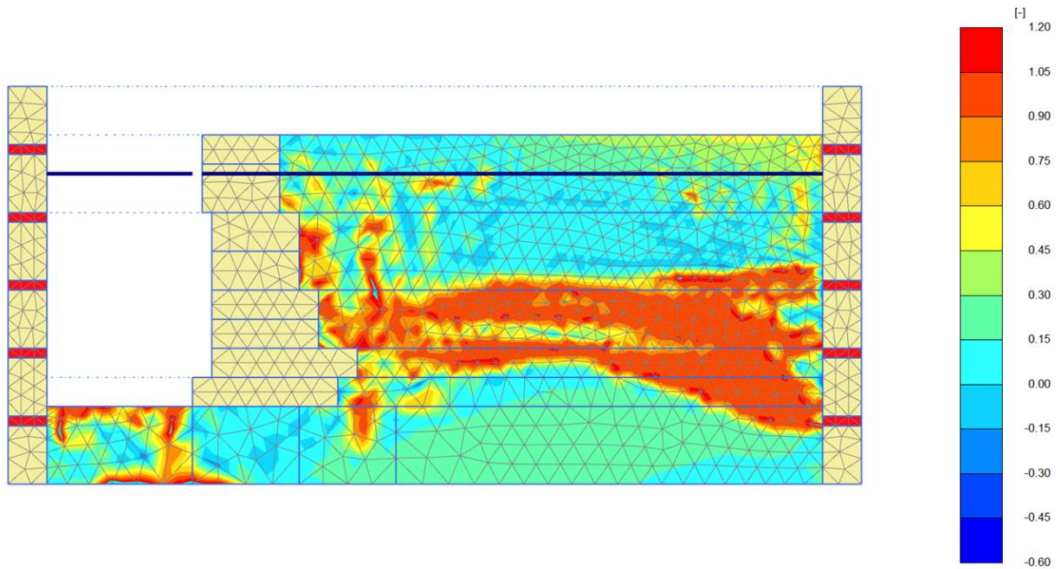


(στ)

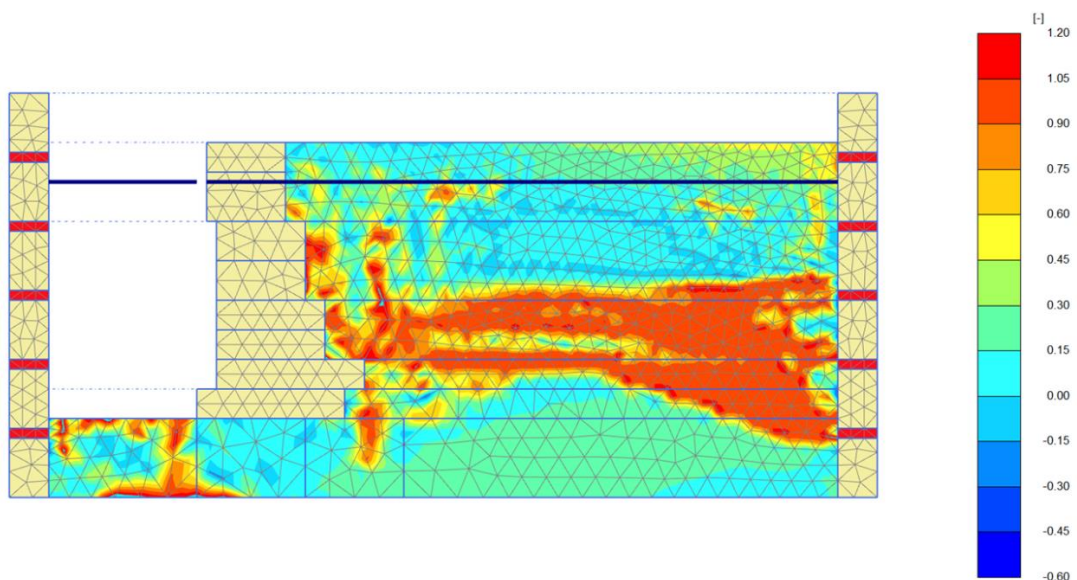


Σχήμα 18: Σύγκριση των χρονοιστοριών των πιέσεων του νερού των πόρων ανάμεσα στην πειραματική δοκιμή και στην δυναμική ανάλυση, για διάφορα σημεία μέτρησης της πειραματικής διάταξης. Τα παραπάνω διαγράμματα αναφέρονται στην περίπτωση “ομοιόμορφου” εδαφικού υλικού.

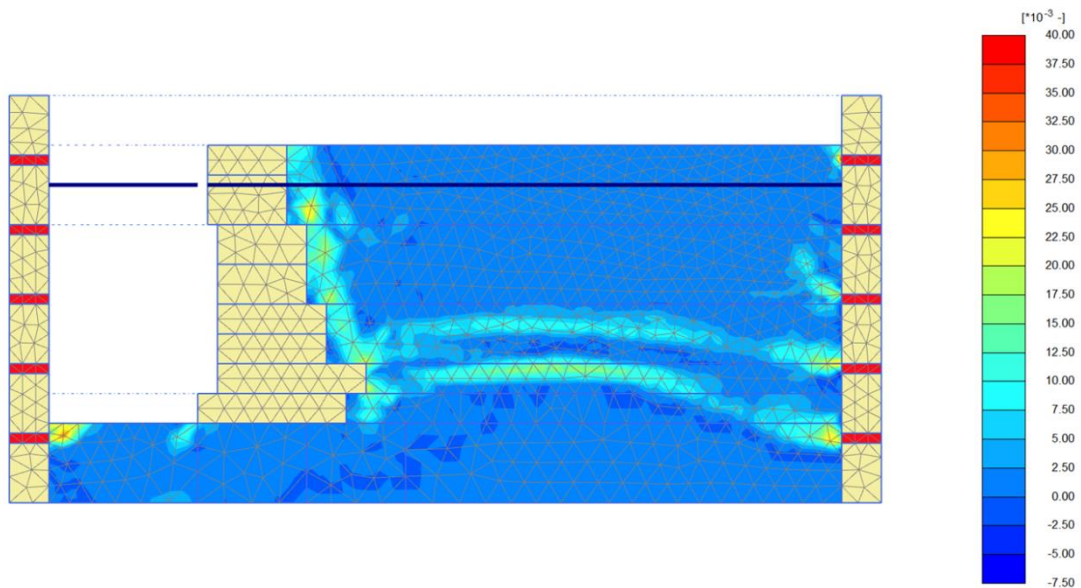
(α)



(β)

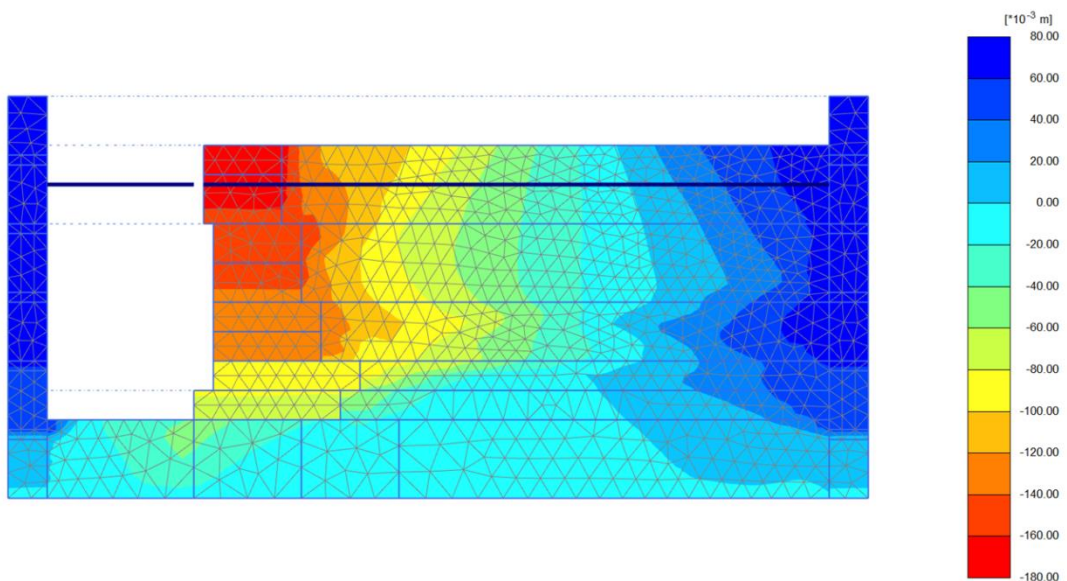


Σχήμα 19: Κατανομή του συντελεστή πίεσης πόρων r_u στο τέλος της δυναμικής ανάλυσης ($t = 25\text{sec}$). Συγκεκριμένα απεικονίζονται οι κατανομές του προσομοιώματος χωρίς την θεώρηση εδαφικών ζωνών για: (α) $fac_{post} = 0.01$ και (β) $fac_{post} = 0.30$. Σημειώνεται πρακτικώς ταύτιση των δύο κατανομών. Μάλιστα, η μετάβαση στις (προηγούμενες) διεπιφάνειες των γειτονικών ζωνών είναι πολύ ομαλότερη (παραβολή με Σχήμα 12).

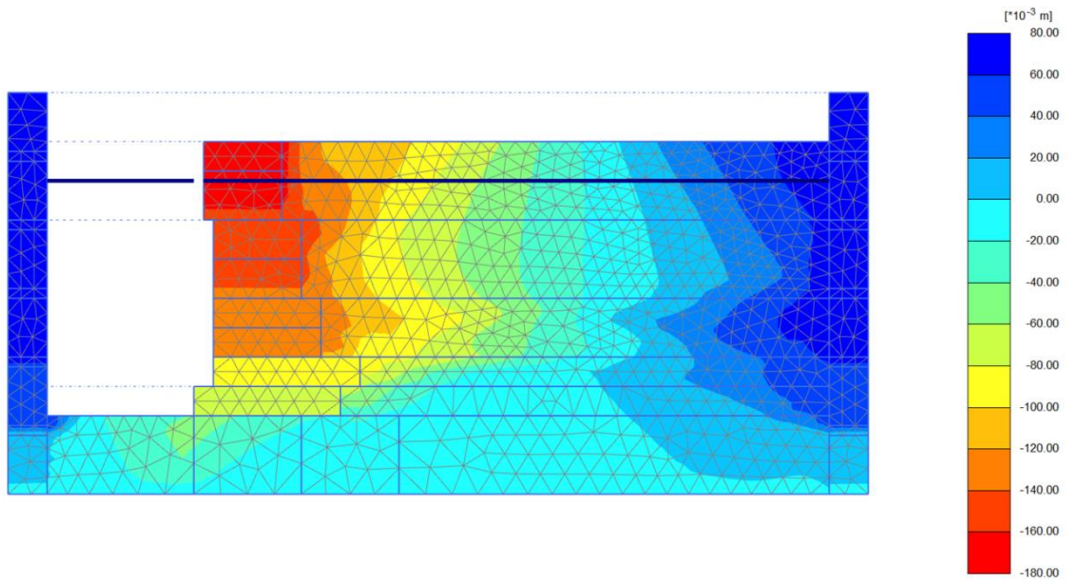


Σχήμα 20: Κατανομή της συσσωρευτικής αποκλίνουσας παραμόρφωσης κατά την διαστολή $\varepsilon_{dil,tot}$. Αναφέρεται στην περίπτωση ενιαίου εδάφους με συντελεστή $fac_{post} = 0.01$ (παρόμοια εικόνα εμφανίζεται και στην περίπτωση του προσομοιώματος με ζώνες). Τονίζονται: (α) οι σημαντικές αποκλίνουσες (διαστολικές) παραμορφώσεις ακριβώς πίσω από τον τοίχο και (β) τα δύο “τόξα” στο αντιστηριζόμενο έδαφος, τα οποία είναι υπεύθυνα για την απομείωση του πλαστικού μέτρου διάτμησης και την συνεπακόλουθη αύξηση του συντελεστή r_u στις περιοχές αυτές. Η αύξηση της παραμέτρου fac_{post} αποτρέπει τον σχηματισμό αυτού του μηχανισμού, με την αύξηση των πιέσεων πόρων στις ίδιες περιοχές να προέρχονται καθαρά από την διάδοση των σεισμικών κυμάτων (και όχι από την τεχνητή μείωση της παραμέτρου K_G^p που το καταστατικό προσομοίωμα UBC3D – PLM θεωρεί).

(α)

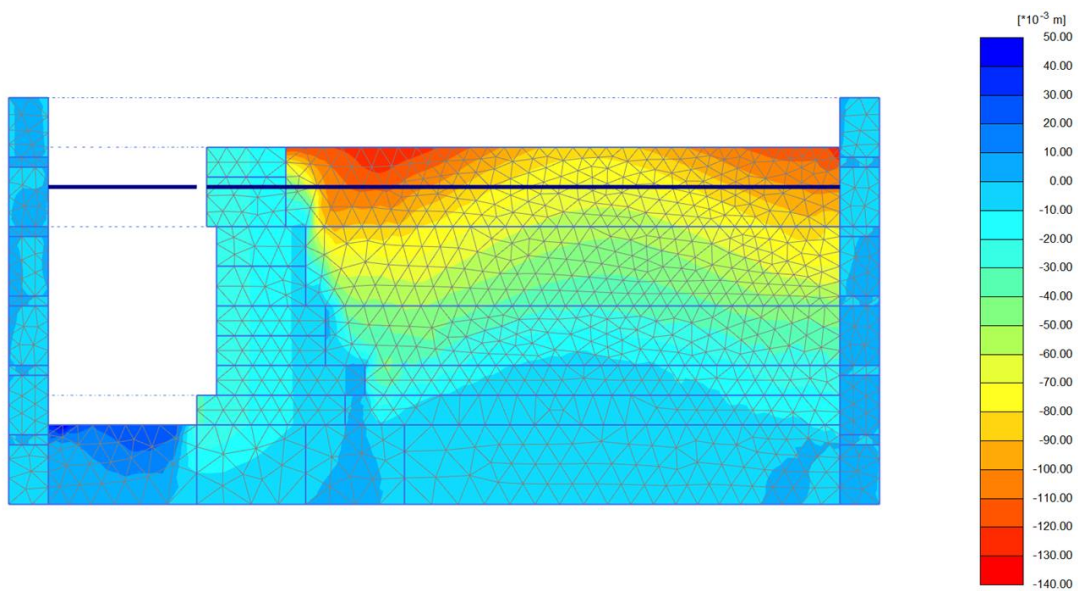


(β)

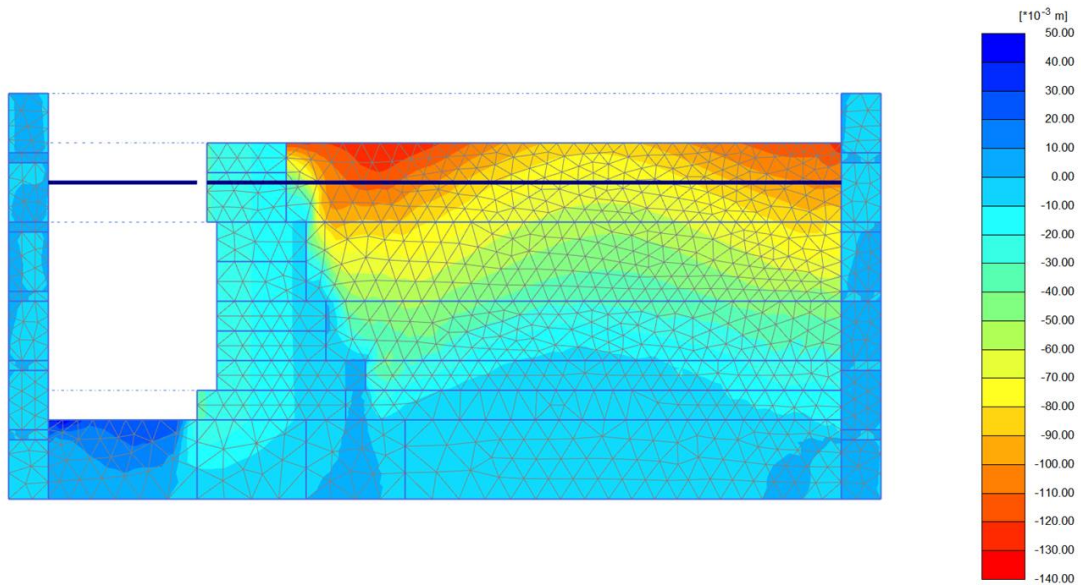


Σχήμα 21: Ισοϋψείς των οριζόντιων μετακινήσεων του ενιαίου προσομοιώματος για: (α) $fac_{post} = 0.01$ και (β) $fac_{post} = 0.30$. Πρακτικώς, οι δύο εικόνες ταυτίζονται μεταξύ τους (αμελητέα η επιρροή της παραμέτρου fac_{post} στην περίπτωση που οι υπόλοιπες παράμετροι δεν διακυμαίνονται από θέση σε θέση).

(α)



(β)



Σχήμα 22: Ισοϋψείς των κατακόρυφων μετακινήσεων του ενιαίου προσομοιώματος για: (α) $fac_{post} = 0.01$ και (β) $fac_{post} = 0.30$. Πρακτικώς, οι δύο εικόνες ταυτίζονται μεταξύ τους (αμελητέα η επιρροή της παραμέτρου fac_{post} στην περίπτωση που οι υπόλοιπες παράμετροι δεν διακυμαίνονται από θέση σε θέση).

BIBΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- Al-Homoud, A. S. & Whitman, R. V. (1999). "Seismic analysis and design of rigid bridge abutments considering rotation and sliding incorporating nonlinear soil behavior". *Soil Dynam. Earthquake Engng* 18, No. 4, 247–277.
- Alyami M., Rouainia M. , Wilkinson S.M. (2009), "Numerical analysis of deformation behaviour of quay walls under earthquake loading", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 29 (2009) 525– 536
- Anastasopoulos I., Loli M., Antoniou M., Knappet J., Brennan A., (2015) "Centrifuge testing of multiblock quay walls", *SECED 2015 Conference: Earthquake Risk and Engineering towards a Resilient World, Cambridge UK, 9-10 July*.
- Arango, I. (1996). "Magnitude Scaling Factors for Soil Liquefaction Evaluation", *J. Geotechnical Eng., ASCE* 122(11), pp. 929-936
- Beaty M. and Byrne P. (1998), "An effective stress model for predicting liquefaction behaviour of sand". *Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics III ASCE Geotechnical Special Publication No.75, 1:766–777, 1998*.
- Beaty M.H. and Byrne P.M. (2011). "Ubcсанд constitutive model version 904ar". *Itasca UDM Web Site, page 69, 2011*.
- Beaty M.H., Perlea V.G., (2011), "Several observations on advanced analyses with liquefiable materials", *21st Century Dam Design-Advances and Adaptations, 31st Annual USSD Conference, San Diego, California*.
- Been, K. and Jefferies, M.G. (1985), "A state parameter for sands", *Geotechnique, Vol. 35, No. 2, pp. 99 – 112*.
- Been, K., Jefferies, M., (2006), "Soil liquefaction: A critical state approach", *Taylor and Francis, London and New York*.
- Bolton, M. D. (1986). "The strength and dilatancy of sands". *Geotechnique* 36, No. 1, 65–78.
- Byrne P.M., Cheung H., Yan L., (1987), "Soil parameters for deformation analysis of sand masses", *Canadian Geotechnical Journal, 24(3): 366–376*.
- Byrne P., Park S., Beaty M., Sharp M., Gonzalez L. and Abdoun T. (2004), "Numerical modeling of liquefaction and comparison with centrifuge tests", *Can. Geotech. J.* 41: 193–211 (2004).
- Charles W. W. NG (2014), "The state-of-the-art centrifuge modelling of geotechnical problems at HKUST", *Journal of Zhejiang University-SCIENCE A (Applied Physics & Engineering)* 2014 15(1):1-21.
- Dakoulas, P., and G. Gazetas, (2008), "Insight into seismic earth and water pressures against caisson quay walls", *Geotechnique, Vol. 58, No. 2, pp. 95-111*.
- Ebeling, R. M. & Morison, E. E. (1992). "The seismic design of waterfront retaining structures", *Technical Report ITL-92-11. Washington, DC: US Army Corps of Engineers*.
- Finn, W. D. L. (1988), "Dynamic analysis in geotechnical engineering", *Earthquake Engineering and Soil Dynamics II: Recent Advances in Ground-Motion Evaluation, Geotechnical Special Publication 20, ASCE, New York, pp. 523 – 591*.

-
- Finn W.D., Ledbetter R.H., Marcuson W.F. III, (1995), "Modern practice in the seismic response analysis of embankment dams", *Scientia Iranica*, Vol. 2, No 2, pp 145-164.
- Finn WDL, Lee KW, Martin GR (1977), "An effective stress model for liquefaction", *Geotechn., Eng 1977; 103:513 – 33*.
- Fujiwara, T., Horikoshi, K. & Sueoka, T. (1999). "Centrifuge modeling of dynamic earth pressure acting on gravity type wall during large earthquake". *Proc. 2nd Int. Conf. on Earthquake Geotechnical Engineering, Lisbon 1*, 401–406.
- Galavi, V., Petalas, A. (2012 & 2013), "Plaxis liquefaction model UBC3D – PLM", *PLAXIS knowledge base*.
- Galavi V., Petalas A., Brinkgreve R.B.J., (2013), "Finite element modeling of seismic liquefaction in soils", *Geotechnical Engineering Journal of the SEAGS & AGSSEA*, Vol. 44, No. 3, pp. 55-64.
- Garnier, J., Gaudin, C., Springman, S.M., et al., (2007). "Catalogue of scaling laws and similitude questions in geotechnical centrifuge modelling". *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, 7(3):1-23. [doi:10.1680/ijpmg.2007.7.3.01]
- Gazetas, G., Psarropoulos, P., Anastasopoulos, I. & Gerolymos, N. (2004). "Seismic behaviour of flexible retaining systems subjected to short-duration moderately strong excitation". *Soil Dynam. Earthquake Engng* 24, No. 7, 537–550.
- Gerolymos N., Giannakou A., Anastasopoulos I., Gazetas G. (2008), "Evidence of Beneficial Role of Inclined Piles: Observations and Summary of Numerical Analyses", *Bulletin of Earthquake Engineering*, 6(4), 705-722.
- Ghalandarzadeh, A., Orita, T., Towahata, I. & Yun, F. (1998). "Shaking table tests on seismic deformation of gravity quay walls". *Soils Found. (Special issue on geotechnical aspects of the January 17, 1995 Hyogoken-Nambu earthquake)*, 2, 115–132.
- Hamada, M. & Wakamatsu, K. (1996). "Liquefaction, ground deformation and their caused damage to structures". In *The 1995 Hyogoken-Nambu Earthquake*, pp. 4591. Tokyo: Committee of Earthquake Engineering, Japan Society of Civil Engineers.
- Hardin, B.O. (1978), "The nature of stress-strain behavior of soils", *Proceedings, Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, ASCE Pasadena, California, Vol. 1, pp. 3 – 89.
- Hayashi S, Kubo K, Nakase A (1966), "Damage to harbour structures by the Nigata earthquake", *J Soils Found* 1966;1:89–111.
- Iai, S., Ichii, K., Liu, H. & Morita, T. (1998). "Effective stress analysis of port structures". *Soils Found. (Special issue on geotechnical aspects of the January 17, 1995 Hyogoken-Nambu earthquake)*, 2, 97–114.
- Iai S, Matsunaga Y, Kameoka T (1992), "Strain space plasticity model for cyclic mobility", *Soils Found* 1992;32(2):1–15.
- Idriss, I.M. (1999). "An update to the Seed-Idriss simplified procedure for evaluating liquefaction potential", in *Proceedings, TRB Workshop on New Approaches to Liquefaction*, Publication No.FHWA-RD-99-165, Federal Highway Administration, January.
- Idriss, I. M., and R. W. Boulanger (2003b). "Relating K_{α} and K_{σ} to SPT blow count and to CPT tip resistance for use in evaluating liquefaction potential." In *Proceedings, 20th Paper No. 1.57a 10 Annual Conference of Association of State Dam Safety Officials, ASDSO, Lexington, KY, September 8-10*.
-

-
- Idriss, I. M., and R. W. Boulanger, (2008). "Soil Liquefaction During Earthquake", *Earthquake Engineering Research Institute, EERI Publication MNO-12*.
- Inagaki, H., Iai, S., Sugano, T., Yamazaki, H. & Inatomi, T. (1996). "Performance of caisson type quay walls at Kobe port". *Soils Found. (Special issue on geotechnical aspects of the January 17, 1995 Hyogoken-Nambu earthquake)*, 1, 119–136.
- Ishibashi, I. and Zhang, X. (1993), "Unified dynamic shear moduli and damping ratios of sand and clay", *Soils and Foundations, Vol. 33, No. 1*, pp. 182 – 191.
- Ishihara, K. (1985), "Stability of natural deposits during earthquakes", *Proceedings, 11th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1*, pp. 321 – 376.
- Ishihara, K. (1997). "Terzaghi oration: Geotechnical aspects of the 1995 Kobe earthquake". *Proc. 14th Conf. Soil Mech. Found. Engng, Hamburg 4, 2047–2073*.
- Ishihara, K., Yasuda, S. & Nagase, H. (1996). "Soil characteristics and ground damage". *Soils Found. (Special issue on geotechnical aspects of the January 17, 1995 Hyogoken-Nambu earthquake)*, 1, 109–118.
- Kamon, M., Wako, T., Isemura, K., Sawa, K., Mimura, M., Tateyama, K. & Kobayashi, S. (1996). "Geotechnical disasters on the waterfront". *Soils Found. (Special issue on geotechnical aspects of the January 17, 1995 Hyogoken-Nambu earthquake)*, 1, 137– 147.
- Ko, H.Y., (1988). "Summary of the state-of-the-art in centrifuge model testing". *Centrifuge in Soil Mechanics, p.11-28*.
- Kramer S.L. (1996), "Geotechnical Earthquake Engineering", Prentice Hall Inc., Upper Saddle River, USA.
- Makra, A. (2013), "Evaluation of the UBC3D-PLM constitutive model for prediction of earthquake induced liquefaction on embankment dams", *MSc Thesis, TU Delft*.
- Manzari MT, Dafalias YF (1997), "A critical state two surface plasticity model for sands", *Geotechnique 1997;47(2):255–72*.
- Marcuson W.F. III, Hynes M.E., Franklin A.G., (2007), "Seismic Design and Analysis of Embankment Dams: The State of Practice", *The Donald M. Burmister Lecture, Department of Civil engineering Mechanics, Columbia University*.
- Martin G.R., Finn, W.D.L and Seed. H.B. (1975) "Fundamentals of liquefaction under cyclic loading". *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 101, 1975*.
- Matsuzawa, H., Ishibashi, I and Kawamura, M. (1985), "Dynamic soil and water pressures of submerged soils", *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 111, No. 10*, pp. 1161 – 1176.
- Mononobe, N. & Matsuo, H. (1929). "On the determination of earth pressures during earthquakes". *Proceedings of the World Engineering Congress, Tokyo*, pp. 177–185.
- Nadim, F. (1982), "A numerical model for evaluation of seismic behavior of gravity retaining walls", *Sc. D. thesis, Research Report R82-33, Department of Civil Engineering, MIT*.
- Nadim, F. and Whitman, R.V., (1984), "Coupled sliding and tilting of gravity retaining walls during earthquakes", *Proceedings 8th World Conference on Earthquake Engineering, San Francisco, Vol. 3*, pp. 477 – 484.
- Negussey, D., Wijewickreme, W. K. D. & Vaid, Y. P. (1988). "Constant volume friction angle of granular materials". *Can. Geotech. J. 25, No. 1*, 50–55.
-

-
- Noda, S., Uwabe, T. & Chiba, T. (1975). "Relation between seismic coefficient and ground acceleration for gravity wall". Report of the Port and Harbor Research Institute, Japan 14, No. 4, 67– 111 (in Japanese).
- Okabe, S. (1926). "General theory of earth pressures". J. Jpn. Soc. Civ. Engng 12, No. 1.
- PIANC (2001). "Seismic design guidelines for port structures". Tokyo: A. A. Balkema Publishers.
- Prevost JH (1985), "A simple plasticity theory for frictional cohesionless soils", *Soil Dyn Earth Eng* 1985;4(1):9–17.
- Puebla H., Byrne M., and Phillips P. (1997), "Analysis of canlex liquefaction embankments prototype and centrifuge models". *Canadian Geotechnical Journal*, 34:641–657, 1997.
- Rouainia M, Muir Wood D (2001), "Numerical integration for a kinematic hardening soil plasticity model", *Int J Numer Anal Methods Geomech* 2001;25:1305–25.
- Rowe P. W. (1962). "The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact". *Proc. R. Soc.*, 269A:500–527, 1962.
- Sadrekarimi, A. & Olson, S. M. (2009). "A new ring shear device to measure the large displacement shearing behavior of sands". *Geotech. Test. J. ASTM* 32, No. 3, 197–208.
- Sasajima T, Sakikawa M, Miura K, Otsuka N (2003), "In-situ observation system for seismic behavior of gravity type quay wall", In: *Proceedings of the 13th international offshore and polar engineering conference, Honolulu, USA; 2003*. p. 2087–209.
- Sato, M., Watanabe, H. & Katayama, S. (1998). "Study on mechanism of caisson type sea wall movement during earthquakes". *Proc. 4th Conf. on Case Histories in Geotechnical Engineering, St Louis, 1*, 604–611.
- Seed, H.B. (1983). "Earthquake Resistance Design of Earth Dams", *Symposium on Seismic Design of Earth Dams and caverns, ASCE, New York*, pp. 41-64.
- Seed, H. B. and Idriss, I.M. (1970), "Soil moduli and damping factors for dynamic response analyses", *Report EERC 70-100, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley*.
- Seed, H. and Idriss, I.M. (1971), "Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential", *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol. 107, No. SM9*, pp. 1249 – 1274.
- Seed, H. B., Idriss, I. M., Makdisi, F., and Benerjee, N. (1975), "Representation of irregular stress time histories by equivalent uniform stress series in liquefaction analyses", *EERC 75-29, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley*.
- Seed, H.B., and I.M. Idriss (1982). "Ground motions and soil liquefaction during earthquake", *Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, CA*, 134 pages.
- Seed, R. B. & Whitman, R. (1970). "Design of earth retaining structures for dynamic loads. Proceedings of the specialty conference on lateral stresses in the ground and design of earth retaining structures", pp. 103–147. Ithaca: American Society of Civil Engineers.
- Sherif, M.A., Ishibashi, I. and Lee, C.D. (1982), "Earth pressure against rigid retaining walls", *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 108, No. GT5*, pp. 679 – 695.
-

-
- Sherif, M.A. and Fang, Y.S. (1984a), "Dynamic earth pressures on wall rotating about the top", *Soils and Foundations*, Vol. 24, No. 4, pp 109 – 117.
- Sherif, M.A. and Fang, Y.S. (1984b), "Dynamic earth pressures on wall rotating about the base", *Proceedings, 8th World Conference on Earthquake Engineering, San Francisco*, Vol. 6, pp. 993 – 1000.
- Siddharthan, R., Ara, S. and Norris, G.M. (1992), "Simple rigid plastic model for seismic tilting of rigid walls", *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol., 118, No. 2, pp. 469 – 487.
- Somerville, P. (1998). "Emerging art: earthquake ground motion". In *Geotechnical earthquake engineering and soil dynamics III* (eds P. Dakoulas, M. K. Yegian and R. Holtz), *Geotechnical Special Publication*, Vol. 1, pp. 138. Seattle: American Society of Civil Engineers.
- Steedman, R.S., Ledbetter, R.H., and Hynes, M.E. (2000), "The influence of high confining stress on the cyclic behavior of saturated sand. In *Soil Dynamics and Liquefaction 2000*": *Proceedings of Sessions of Geo-Denver 2000, Denver, Colo., 5–8 Aug. 2000*. Edited by R.Y.S. Pak and J. Yamamuro. American Society of Civil Engineers, *Geotechnical Special Publication 107*, pp. 35–57.
- Steedman, R.S. and Zeng, X. (1990), "The seismic response of waterfront retaining walls", *Proceedings, ASCE Specialty Conference on Design and Performance of Earth Retaining Structures, Special Technical Publication 25, Cornell University, Ithaca, New York*, pp. 872 – 886.
- Sugano, T., Mitoh, M. & Oikawa, K. (1995). "Mechanism of damage to port facilities during the 1995 Hyogo-ken Nanbu earthquake: Experimental study on the behavior of caisson-type quay wall during earthquake using underwater shaking table", *Technical Note of the Port and Harbor Research Institute, No. 813*. Tokyo: Ministry of Transport.
- Sumer BM, Kaya A, Hansen (1999), "Impact of liquefaction on coastal structures in the 1999 Kocaeli, Turkey earthquake", In: *Proceedings of the 12th international conference on offshore and polar engineering, Kitakyushu, Japan; 2002*. p. 504–11.
- Tasiopoulou P., Gerolymos N. (2014), "Constitutive modeling for sand with emphasis on the evolution of bounding and phase transformation lines", *Numerical Methods in Geotechnical Engineering – Hicks, Brinkgreve & Rohe (Eds)*, Vol. 1, pp. 109 – 114.
- Taylor, R.N., (1995). "Geotechnical Centrifuge Technology". *Blackie Academic and Professional, London*.
- Tokimatsu, K. and Y. Yoshimi (1983). "Empirical correlations of soil liquefaction based on SPT N-values and fines content", *Soils and Foundations*. 23(4), pp. 56-74.
- Towhata, I., Ghalandarzadeh, A., Sundarraj, K. & Vargas-Monge, W. (1996). "Dynamic failures of subsoils observed in waterfront areas". *Soils Found. (Special issue on geotechnical aspects of the January 17, 1995 Hyogoken-Nambu earthquake)*, 149–160.
- Tsegaye.A. (2010) "Plaxis liquefaction model". report no. 1. PLAXIS knowledge base., 2010.
- Vaid, Y.P Uthayakumar, M. Sivathayalan, S.. Robertson, P.K and Hofmann B. (1995). "Laboratory testing of syncrude sand". *48th Candian Geotechnical Conference, Vancouver, B.C., 1:223–232, 1995*.

-
- Veletsos, A. S. & Younan, A. H. (1997). "Dynamic response of cantilever retaining walls". *J. Geotech. Geoenviron. Engng ASCE* 123, 161–172.
- Vucetic, M. and Dobry, R. (1991), "Effect of soil plasticity on cyclic response", *Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 117, No. 1, pp. 89 – 107.*
- Wang, W. (1979), "Some findings in soil liquefaction", *Water Conservancy and Hydroelectric Power Scientific Research Institute, Beijing, China.*
- Westergaard, H. (1931), "Water pressure on dams during earthquakes", *Transactions of ASCE, Paper No. 1835, pp. 418 – 433.*
- Whitman, R.V. (1990), "Seismic design behavior of gravity retaining walls", *Proceedings, ASCE Specialty Conference on Design and Performance of Earth Retaining Structures, Geotechnical Specialty Publication 25, ASCE, New York, pp. 817 – 842.*
- Youd, T.L. (1984a), "Recurrence of liquefaction at the same site", *Proceedings, 8th World Conference on Earthquake Engineering, Vol. 3, pp. 231 – 238.*
- Youd, T.L. (1984b), "Geologic effects – Liquefaction and associated ground failure", *Proceeding, Geologic and Hydrologic Hazards Training Program, Open File Report 84 – 760, U.S.G.S.*
- 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., Jr., Hynes, M.E., Ishihara, K., Koester, J.P., Liao, S.S.C., Marcuson, W.F., III, Martin, G.R., Mitchell, J.K., Moriwaki, Y., Power, M.S., Robertson, R.K., Seed, H.B., and Stokoe, K.H., II. (2001), "Liquefaction resistance of soils: summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils", *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 127(10): 817–833.*
- Zarrabi – Kashani, K. (1979), "Sliding of gravity retaining wall during earthquakes considering vertical accelerations and changing inclination of failure surface", *S.M. thesis, Department of Civil Engineering, MIT.*
- Zeng, X. (1993). "Experimental results of Model No. 11". *Proceedings of the symposium on verification of numerical procedures for the analysis of soil liquefaction problems, University of California Davis, Vol. 1, pp. 895–908.*
- Zienkiewicz, O.C., Bicanic N., and Shen F.Q., (1988), "Earthquake input definition and the transmitting boundary conditions", *Proceedings Advances in Computational Nonlinear Mechanics I, Doltsinis (eds), Springer-Verlag, pp. 109-138.*