

Οπλισμένο Σκυρόδεμα υπό Θλίψη με ΙΟΠ Μανδύες: Αναλυτική Προσέγγιση Κονιορτοποίησης του Σκυροδέματος και Λυγισμού του Διαμήκους Οπλισμού

Σ. Π. ΤΑΣΤΑΝΗ

Δρ Πολιτικός Μηχανικός ΔΠΘ

Α. ΔΕΡΒΙΣΗΣ

MSc Πολιτικός Μηχανικός ΔΠΘ

Σ. Ι. ΠΑΝΤΑΖΟΠΟΥΛΟΥ

Καθηγήτρια ΔΠΘ

Περίληψη

Με αντικείμενο τις αντισεισμικές ενισχύσεις / επισκευές ανεπαρκώς οπλισμένων στοιχείων σκυροδέματος με μανδύες από ινοπλισμένα πολυμερή (ΙΟΠ), εξετάζεται η ενεργός παραμόρφωση σχεδιασμού του ΙΟΠ (και η συνακόλουθη πλαστιμότητα θλιπτικών παραμορφώσεων σκυροδέματος) ως μηχανισμού περίσφιγξης σε θλιβόμενα στοιχεία. Για επιβαλλόμενες παραμορφώσεις που υπερβαίνουν την ενεργό τιμή, ενίοτε έχει παρατηρηθεί αστοχία από λυγισμό του θλιβόμενου οπλισμού με θραύση του μανδύα ΙΟΠ και αποδιοργάνωση του σκυροδέματος. Για διερεύνηση των συνθηκών που οδηγούν σ' αυτήν τη συμπεριφορά αναπτύχθηκε αναλυτικό προσομοίωμα, το οποίο συσχετίστηκε με πειραματική βάση δεδομένων. Εξαγόμενο του προσομοιώματος είναι το αναλαμβανόμενο θλιπτικό φορτίο από τον διαμήκη οπλισμό πριν και μετά την πραγματοποίηση συνθηκών αστάθειας. Επιπλέον, διατυπώνεται αριθμητικά η επιρροή υψηλής τάσης περίσφιγξης σε συνδυασμό με σκυρόδεμα χαμηλής αντοχής στην αστοχία λόγω κονιορτοποίησης του εγκιβωτισμένου πυρήνα. Υπό αυτές τις συνθήκες και σε προηγμένο στάδιο παραμόρφωσης συμβαίνει ογκομετρική συστολή, η οποία συνοδεύεται με κατάρρευση της εσωτερικής πορώδους δομής του σκυροδέματος.

1 ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Η σημασία του μηχανισμού περίσφιγξης στον σχεδιασμό κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα (Ο.Σ.) έχει αναγνωρισθεί από τους ισχύοντες Κανονισμούς Σχεδιασμού ως απαραίτητη προϋπόθεση για την επίτευξη πλαστιμότητας με κύρια αναφορά σε παθητική περίσφιγξη (όπως αναπτύσσεται στην περίπτωση συνδετήρων). Το θέμα αυτό επικαλείται και ο Κανονισμός των Επεμβάσεων, [1] που αναφέρεται σε χρήση μανδύων από σύνθετα υλικά ως μέσο αναπλήρωσης των ελλειπών συνδετήρων σε στοιχεία σκυροδέματος με διαγνωσμένη ανεπάρκεια πλαστιμότητας. Το υλικό του μανδύα το οποίο ενδείκνυται να τοποθετείται με τις ίνες εγκάρσια στον διαμήκη άξονα του στοιχείου, ενεργοποιείται παθητικά. Η περίσφιγξη ενεργοποιείται, επειδή η βλάβη στο σκυρόδεμα υπό τη δράση είτε άμεσης αξονικής είτε διαγώνιας θλίψης (για συνδυασμό αξονικού

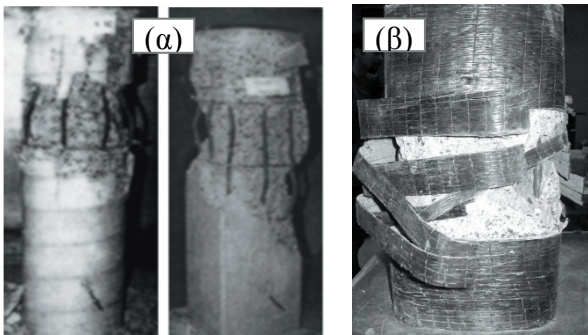
φορτίου και τέμνουσας) εκφράζεται με διόγκωση του εγκιβωτισμένου σκυροδέματος.

Η αποτελεσματικότητα των ΙΟΠ ως μηχανισμός περίσφιγξης για βελτίωση των μηχανικών χαρακτηριστικών του σκυροδέματος έχει τεκμηριωθεί με πλήθος πειραματικών δοκιμών στη βιβλιογραφία [2-13]. Η διερεύνηση των μανδύων ΙΟΠ ξεκίνησε με δοκιμές σε άοπλα κυλινδρικά στοιχεία σκυροδέματος και πρισματικά στη συνέχεια με μεταβλητές μελέτης είτε το υλικό του μανδύα (π.χ. τύπος ινών, αριθμός στρώσεων, κλίση των ινών ως προς διαμήκη άξονα του δοκιμίου, χρήση ολόσωμης στρώσης ή λωρίδες εν είδει συνδετήρων), είτε τη γεωμετρία της ορθογωνικής διατομής, ή την ακτίνα καμπύλωσης των ακμών, ή την ποιότητα του σκυροδέματος, και το είδος της φόρτισης (μονότονη ή ανακυκλιζόμενη).

Μετά τους καταστροφικούς σεισμούς της προηγούμενης δεκαετίας η χρήση αυτών των υλικών για αντισεισμικές ενισχύσεις και επισκευές σε κατασκευές Ο.Σ. εντάθηκε λόγω της πιεστικής ανάγκης για γρήγορες και άμεσες λύσεις που αποδεδειγμένα παρείχαν τα ΙΟΠ λόγω ευκολίας στην τοποθέτηση. Γι' αυτό πρόσφατα προτεραιότητα δόθηκε στη μελέτη επάρκειας των ΙΟΠ ως οπλισμός περίσφιγξης σε στοιχεία Ο.Σ. (στοιχεία με ενσωματωμένο διαμήκη και ανεπαρκή εγκάρσιο οπλισμό).

Η σύγκριση των αποτελεσμάτων μεταξύ άοπλων και οπλισμένων δοκιμών έδειξε ότι η αποτελεσματικότητα περίσφιγξης του μανδύα ΙΟΠ, όπως αυτή ποσοτικοποιείται από τον δείκτη πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων, ενίοτε περιορίζεται σημαντικά στα οπλισμένα δοκίμια λόγω λυγισμού των θλιβομένων ράβδων μεταξύ διαδοχικών συνδετήρων. Αυτή η μορφή αστοχίας χαρακτηρίζεται από αποδιοργάνωση του σκυροδέματος της επικάλυψης και του πυρήνα και απότομη μείωση της φέρουσας ικανότητας. Εντούτοις και σε αυτό το πεδίο υπάρχουν αντικρουόμενες πειραματικές παρατηρήσεις. Σε ορισμένες μελέτες αναφέρεται αστοχία από εμβολισμό του μανδύα ΙΟΠ λόγω λυγισμού των θλιβομένων διαμηκών οπλισμών [7, 10] (Σχ. 1(α)), ενώ

σε άλλες πειραματικές έρευνες αναφέρεται αποτροπή του φαινομένου με τη βοήθεια του μανδύα και επίτευξη επιπέδων πλαστιμότητας παρόμοιων με τα άοπλα δοκίμια [5, 11, 14], Σχ. 1(β).



Σχήμα 1: α) Αστοχία δοκιμίων λόγω λυγισμού [7] και β) αστοχία δοκιμίων [14].

Figure 1: a) Specimen failure due to bar buckling [7] and b) specimen failure [14].

Η αδυναμία σύγκλισης απόψεων σε αυτό το σημαντικό ζήτημα έχει σοβαρές συνέπειες στον τομέα των αντισεισμικών ενισχύσεων: Εάν, πράγματι, η περίσφιγξη που παρέχει ο μανδύας ΙΟΠ μπορεί να αποτρέπει εντελώς τον λυγισμό των ράβδων, ασχέτως μεγέθους εγκάρσιας πίεσης περισφίγξεως, τότε οι ενισχύσεις με μανδύες ΙΟΠ σε παλαιού τύπου στοιχεία Ο.Σ. με τεκμηριωμένα αραιούς συνδετήρες είναι απόλυτα ασφαλείς, τουλάχιστον όσον αφορά στην πλαστιμότητα που εξασφαλίζει η περίσφιγξη. Το αυτό ισχύει και στην περίπτωση επισκευής με μανδύες ΙΟΠ στοιχείων Ο.Σ. που έχουν απωλέσει μέρος των συνδετήρων λόγω διάβρωσης [4]. Εάν, αντιθέτως, ο μανδύας ΙΟΠ απλώς μεταθέτει το φαινόμενο του λυγισμού σε υψηλότερα επίπεδα αξονικής θλιπτικής παραμόρφωσης αλλά δεν δύναται να το αποκλείσει εντελώς, τότε είναι σαφές ότι οι διατάξεις σχεδιασμού των ενισχύσεων [1, 15-16] θα πρέπει να διατυπωθούν έτσι ώστε να συσχετίζουν το μέγεθος της σκοπούμενης πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων με τη διαστασιολόγηση του μανδύα ΙΟΠ (αριθμός στρώσεων και υλικό).

Επειδή ο λυγισμός των ράβδων σε στοιχεία Ο.Σ. είναι φαινόμενο που οδηγεί σε ψαθυρή μορφή αστοχίας με απότομη έκλυση ενέργειας θραύσης, στις περισσότερες πειραματικές δοκιμές, όπου έχει παρατηρηθεί, υπάρχει ασάφεια ως προς την πραγματική σειρά με την οποία λαμβάνουν χώρα τα γεγονότα. Οι εκδοχές, οι οποίες έχουν προταθεί, είναι αμοιβαία εξαιρούμενες, δηλαδή,

- είτε ο μανδύας αστοχεί λόγω εξάντλησης της ικανότητας παραμόρφωσής του, οπότε εξαλείφεται η περίσφιγξη του σκυροδέματος και ακολουθεί ο λυγισμός των ράβδων,
- είτε οι ράβδοι διαρρηγνύουν τον μανδύα καθώς φθάνουν σε στάδιο αστάθειας και αρχίζουν να λυγίζουν, οπότε η ενίσχυση αστοχεί και επέρχεται αποδιοργάνωση του σκυροδέματος.

Αν και μακροσκοπικά οι δύο εκδοχές φαίνονται ισοδύναμες, οι εναλλακτικές ερμηνείες που προκύπτουν στον σχεδιασμό είναι εντελώς διαφορετικές. Στην πρώτη περίπτωση αναμένεται πλάσιμη συμπεριφορά του στοιχείου με βαθμιαία ενεργοποίηση του μανδύα σε εγκάρσιο εφελκυσμό μέχρις εξάντλησής των περιθωρίων παραμορφωσιμότητάς του. Η εγκάρσια παραμόρφωση του δομικού στοιχείου λόγω διόγκωσης του εγκιβωτισμένου σκυροδέματος φτάνει σε τιμές αντίστοιχες της παραμόρφωσης θραύσης των φύλλων ΙΟΠ (1-2%). Στην δεύτερη περίπτωση η συμπεριφορά χαρακτηρίζεται από περιορισμένη πλαστιμότητα με την εγκάρσια παραμόρφωση του μανδύα να διατηρείται σε επίπεδα αρκετά χαμηλότερα της παραμόρφωσης θραύσης του υλικού. Εδώ η θλιπτική παραμόρφωση αστοχίας του στοιχείου ορίζεται από την καμπύλη αντίστασης του οπλισμού λαμβανομένου υπόψη του φαινομένου 2^{ας} τάξεως που συμβαίνει στις διαμήκεις ράβδους στο διάστημα μεταξύ διαδοχικών συνδετήρων.

Με δεδομένο ότι η περίσφιγξη με ΙΟΠ και οι εξ' αυτής επιπτώσεις είναι συνεχές και βαθμιαίο φαινόμενο υπό την έννοια ότι η πίεση περισφίγξεως είναι ανάλογη της δυστένειας του μανδύα και αντιστρόφως ανάλογη της διάστασης της διατομής του στοιχείου, είναι, επίσης, ενδεχόμενο οι δύο εκδοχές που προαναφέρθηκαν να αποτελούν χαρακτηριστικό δείγμα της συμπεριφοράς εγκιβωτισμένων με ΙΟΠ υποστυλωμάτων σε διαφορετικές περιοχές τιμών των κύριων παραμέτρων σχεδιασμού. Για παράδειγμα, για πολύ μικρό μέγεθος της τάσης περισφίγξης η συμβολή της στην ικανότητα παραμόρφωσης του στοιχείου θα είναι αμελητέα και άρα οι ράβδοι θα υποστούν το φαινόμενο του λυγισμού, όπως αυτό προσδιορίζεται από τις παραμέτρους που το καθορίζουν στα συνήθη στοιχεία σκυροδέματος. Ζητούμενο, λοιπόν, είναι ο προσδιορισμός της κρίσιμης τάσης περισφίγξης που επιβάλλει ο μανδύας ΙΟΠ, η οποία είναι ικανή να διαφοροποιήσει τη συμπεριφορά του δομικού στοιχείου σε καθαρή θλίψη, από αυτήν που αυτό επιδεικνύει παρουσία συμβατικών συνδετήρων.

Για να ερμηνεύσουν τα πειραματικά αποτελέσματα από δοκιμές στοιχείων Ο.Σ. περισφίγγιμων με μανδύες ΙΟΠ οι Tastani et al. [10] διατύπωσαν αναλυτικό προσομοίωμα του ενσωματωμένου διαμήκους οπλισμού υπό τη συνδυασμένη δράση της τάσης περισφίγξης, που επιβάλλει ο μανδύας στο αστήρικτο μήκος της θλιβόμενης ράβδου. Κύριο χαρακτηριστικό του προσομοιώματος είναι ο υπολογισμός της συμμετοχής του διαμήκους οπλισμού στην ανάληψη θλιπτικού φορτίου, προ και μετά την πραγματοποίηση συνθηκών αστάθειας (κρίσιμες συνθήκες λυγισμού). Για τον σκοπό αυτό το προσομοίωμα χρησιμοποιεί το διάγραμμα αλληλεπίδρασης της τυπικής χαλύβδινης ράβδου οπλισμού, δηλαδή το γράφημα της πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων της ράβδου ως συνάρτηση του ανηγμένου αστήρικτου μήκους της ράβδου, s/D_b . Το εν λόγω διάγραμμα εξαρτάται κυρίως από τα χαρακτηριστικά κράτυνσης του νόμου τάσης – παραμόρφωσης του οπλισμού, που έπεται του οριζόντιου κλάδου διαρροής [17]. Σύμφωνα με το προσομοίωμα, η

αύξηση της πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων του περισφιγμένου με ΙΟΠ πυρήνα σκυροδέματος του δίνει τη δυνατότητα να υποστηρίξει τον οπλισμό για μεγαλύτερα μεγέθη παραμόρφωσης από αυτά που σηματοδοτεί η πραγματοποίηση των συνθηκών αστάθειας. Συνεπώς, ο μανδύας ΙΟΠ ουσιαστικά λειτουργεί ως παράγοντας αποτροπής του λυγισμού μεταθέτοντάς τον σε υψηλότερα επίπεδα αξονικής θλιπτικής παραμόρφωσης. Σημαντικό στοιχείο του προσομοιώματος είναι η δυνατότητα υπολογισμού ανακατανομής της έντασης μεταξύ οπλισμού και σκυροδέματος στην περίπτωση που το τελευταίο έχει πρόσθετα αποθέματα αντοχής κατόπιν περισφίγιξης για να υποστηρίξει τον χάλυβα μετά την πραγματοποίηση κρίσιμων συνθηκών αστάθειας.

Στην παρούσα εργασία διερευνάται λεπτομερέστερα η συμπεριφορά του προτεινόμενου προσομοιώματος σε στοιχεία Ο.Σ. ενισχυμένα με μανδύες ΙΟΠ υπό κεντρική θλίψη. Έμφαση δίδεται στη διερεύνηση του ρόλου του διαμήκους οπλισμού, που υπάρχει, ήδη, από κατασκευής του στοιχείου. Βάσει πειραματικών δεδομένων αναγνωρίζεται και διατυπώνεται αριθμητικά η επιρροή στην αστοχία της υψηλής τάσης περισφίγιξης σε συνδυασμό με σκυρόδεμα χαμηλής αντοχής λόγω της κονιορτοποίησης του εγκιβωτισμένου πυρήνα Ο.Σ. Υπό αυτές τις συνθήκες και σε προηγμένο στάδιο παραμόρφωσης συμβαίνει ογκομετρική συστολή, η οποία συνοδεύεται με κατάρρευση της εσωτερικής πορώδους δομής του σκυροδέματος. Η κατάσταση αυτή εκλαμβάνεται στο προσομοίωμα ως μείωση της αποτελεσματικότητας περισφίγιξης του ΙΟΠ με τροποποίηση του σχετικού συντελεστή k_f^{conf} . Για τη διερεύνηση συστάθηκε βάση δεδομένων στην οποία από το πλήθος των διαθέσιμων πειραμάτων περιλαμβάνονται μόνον εκείνα για τα οποία δίδονται πληροφορίες σχετικά με το μέγεθος των εγκάρσιων παραμορφώσεων, που αναπτύχθηκαν στον μανδύα στη διάρκεια του πειράματος.

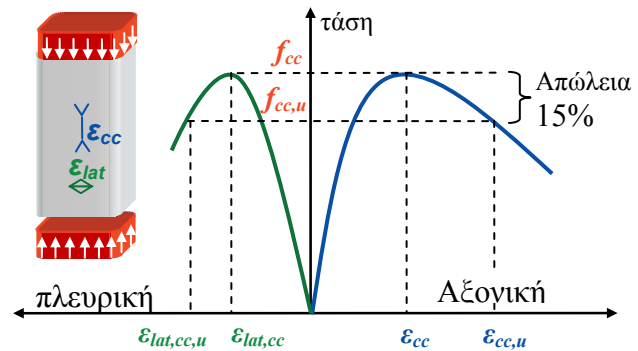
2 ΒΑΣΗ ΔΕΔΟΜΕΝΩΝ

Η βάση δεδομένων συντάχθηκε από πειράματα δοκιμών Ο.Σ. με μανδύες ΙΟΠ υπό κεντρική θλίψη που έχουν ανακοινωθεί διεθνώς [5, 7-14]. Οι πληροφορίες που χρησιμοποιήθηκαν στη βάση είναι: η γεωμετρία της διατομής του δοκιμίου, η διάμετρος διαμήκων και εγκάρσιων ράβδων, η απόσταση των συνδετήρων, τα ποσοστά όπλισης και ο νόμος τάσεων – παραμορφώσεων διαμήκους και εγκάρσιου οπλισμού (σκυρόδεμα, χάλυβας, ΙΟΠ) καθώς και σημεία – σταθμοί της περιβάλλουσας αστοχίας σε δείκτες αξονικής τάσης, αξονικής και πλευρικής παραμόρφωσης. Ειδικότερα, ορίζεται το σημείο πραγματοποίησης της αντοχής (f_{cc} , ϵ_{cc} και $\epsilon_{lat,cc}$) και η έναρξη της αστοχίας ($f_{cc,u}$, $\epsilon_{cc,u}$ και $\epsilon_{lat,cc,u}$), η οποία θεωρείται ότι συμβαίνει για απώλεια φορτίου κατά 15% (Σχ. 2). Επειδή οι περισσότεροι ερευνητές δίνουν μεγέθη φορτίου και όχι τάσης, ο προσδιορισμός της αντοχής του σκυροδέματος f_{cc} από δοκίμιο Ο.Σ.

εξάγεται με αφαίρεση της δύναμης που αναλαμβάνουν οι διαμήκεις ράβδοι, εφόσον αυτοί έχουν διαρρέυσει, ως $f_{cc} = (P_{max} - A_s f_y) / (A_{gross} - A_s)$, όπου P_{max} η μέγιστη αξονική δύναμη, A_s το εμβαδόν του διαμήκους οπλισμού, A_{gross} το εμβαδόν της διατομής του δοκιμίου και f_y η τάση διαρροής του χάλυβα. Τα δεδομένα της βάσης στη συνέχεια χρησιμοποιούνται για βαθμονόμηση και επαλήθευση του αναλυτικού προσομοιώματος, το οποίο εκτιμά τη θλιπτική αντοχή και την αντίστοιχη ικανότητα παραμόρφωσης στοιχείων Ο.Σ. εγκιβωτισμένων σε μανδύες ΙΟΠ.

3 ΑΝΑΛΥΤΙΚΗ ΘΕΩΡΗΣΗ

Σε δομικό στοιχείο Ο.Σ. υπό αξονική θλίψη, οι εγκάρσιοι οπλισμοί αναπτύσσουν παθητική περισφίγιξη, σ_{lat} , ως συνάρτηση της διόγκωσης που υφίσταται το σκυρόδεμα, καθώς συσσωρεύεται βλάβη στη δομή του λόγω ρηγμάτωσης (Σχ. 3). Οι συνδετήρες αναπτύσσουν περιορισμένη τάση λόγω διαρροής, ενώ οι ελαστικοί μανδύες ΙΟΠ παρακολουθούν τη διόγκωση για μεγάλη πλευρική παραμόρφωση, ϵ_f^{eff} , και πάντως μικρότερη της ονομαστικής παραμόρφωσης θραύσης του υλικού, ϵ_{fu} . Η παθητική περισφίγιξη, σ_{lat} , ορίζεται ως η μέση τιμή τάσης που αναπτύσσουν οι εγκάρσιοι οπλισμοί στις κύριες κατευθύνσεις, x, y :



Σχήμα 2: Δείκτες που περιγράφουν την περιβάλλουσα αστοχίας δοκιμίου υπό κεντρική θλίψη.

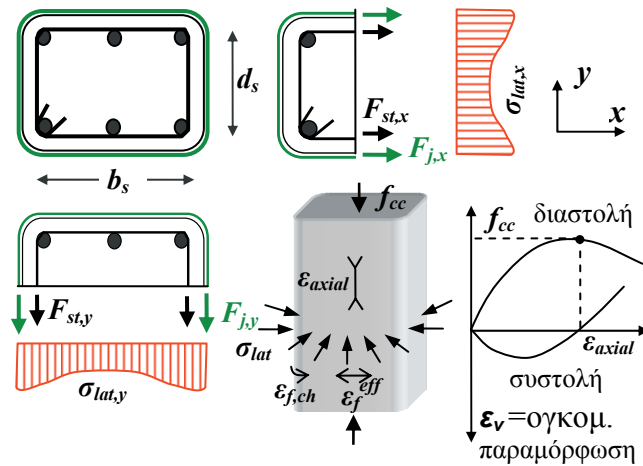
Figure 2: Response indices of the capacity envelope of a specimen under axial compression.

$$\sigma_{lat} = 0.5 \cdot (\sigma_{lat,x} + \sigma_{lat,y}) = 0.5 \cdot \left(\underbrace{k_f^{conf} \rho_{fv} E_f \epsilon_f^{eff}}_{\text{μανδύας ΙΟΠ}} + \underbrace{k_{st}^{conf} \rho_{sv} f_{y,st}}_{\text{συνδετήρες}} \right) \quad (3.1)$$

Ο συντελεστής αποτελεσματικότητας περισφίγιξης του πυρήνα σκυροδέματος από τον μανδύα ΙΟΠ ορίζεται ως $k_f^{conf} = 1 - (b_s^2 + d_s^2) / [3A_g (1 - \rho_s)]$ σε αντιστοιχία με την αποτελεσματικότητα των συνδετήρων $k_{st}^{conf} = \alpha_n \cdot \alpha_s$, [18]. Τα ευθύγραμμα μήκη των πλευρών του στοιχείου μετά από καμπύλωση των γωνιών δηλώνονται ως b_s και d_s , A_g είναι

το εμβαδόν διατομής του στοιχείου και ρ_s το ποσοστό του διαμήκους οπλισμού. Ενδεικτικά αναφέρεται ότι για κυκλική διατομή είναι $k_f^{conf}=1$, για τετράγωνη διατομή ανάλογα με την ακτίνα καμπύλωσης, $k_f^{conf} \approx 0.5$, ενώ όσο αποκλίνει ο λόγος των πλευρών από τη μονάδα τόσο χαμηλότερη τιμή λαμβάνει ο σχετικός συντελεστής. Οι συντελεστές $\rho_{fv} = 2n t_f (b+h)/bh$ (όπου b, h οι πλευρές του στοιχείου, n ο αριθμός στρώσεων και t_f το πάχος της στρώσης) και $\rho_{sv} = (b+h) \cdot A_{st} / (b \cdot h \cdot s)$ (s το βήμα του συνδετήρα) είναι τα ογκομετρικά ποσοστά του εγκάρσιου οπλισμού, E_f το μέτρο ελαστικότητας του σύνθετου υλικού και $f_{y,st}$ η τάση διαρροής των συνδετήρων.

Η ενεργός παραμόρφωση του μανδύα ΙΟΠ έχει μεταβλητή τιμή στην περίμετρο του δομικού στοιχείου: η μεγαλύτερη τιμή σημειώνεται στην περιοχή αλλαγής φοράς των ινών (Σχ. 3) και δηλώνεται στο προσομοίωμα ως τοπική παραμόρφωση, $\varepsilon_{f,chl}$, η οποία στη συνέχεια συσχετίζεται με τοπικά φαινόμενα αστοχίας. Η μέση παραμόρφωση του μανδύα, ε_f^{eff} , αναφερόμενη εφεξής και ως ενεργός παραμόρφωση είναι η ελάχιστη τιμή αστοχίας τριών βασικών μηχανισμών: (α) Αστοχία αγκύρωσης του μανδύα λόγω αποκόλλησης της εξωτερικής στρώσης από το υπόστρωμα, ε_f^{deb} , (β) σύνθλιψη πυρήνα σκυροδέματος συνοδεία εγκάρσιας διόγκωσης, ε_f^{dil} , και (γ) αστοχία επικάλυψης σκυροδέματος και διάρρηξη μανδύα λόγω λυγισμού των θλιβομένων ράβδων, ε_f^{buckl} .

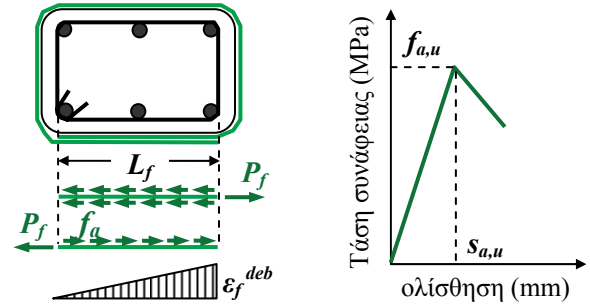


Σχήμα 3: Παθητική περίσφιγξη σε Ο.Σ. υπό αξονική θλίψη λόγω εγκάρσιου οπλισμού (συνδετήρες και μανδύας ΙΟΠ).

Figure 3: Passive confinement of r.c. under axial compression due to transverse reinforcement (stirrups and FRP jacket).

$$\varepsilon_f^{eff} = \min \{ \varepsilon_f^{deb}, \varepsilon_f^{dil}, \varepsilon_f^{buckl} \} \leq \varepsilon_{fu} \quad (3.2)$$

Στην συνέχεια, καθορίζονται οι μεταβλητές της (3.2) βάσει απλών θεωρήσεων μηχανικής, δίδονται δηλαδή οι απαραίτητες μαθηματικές εκφράσεις ώστε να καταστεί δυνατή η ποσοτικοποίηση των όρων της.



Σχήμα 4: Μηχανισμός αγκύρωσης μανδύα ΙΟΠ και νόμος συνάφειας – ολίσθησης υποστρώματος.

Figure 4: Shear stresses at the anchorage of the FRP and bond stress – slip relationship of the substrate.

3.1 Παραμόρφωση αποκόλλησης μανδύα ΙΟΠ, ε_f^{deb}

Η παραμόρφωση αποκόλλησης του μανδύα ΙΟΠ καθορίζεται από τη συνάφεια που αναπτύσσεται μεταξύ της εξωτερικής στρώσης του μανδύα και του υποστρώματος. Σε μανδύα που περιβάλλει το στοιχείο αποτελούμενο είτε από συνεχές ύφασμα είτε από επιμέρους στρώσεις με υπερκάλυψη των άκρων, κρίσιμο υλικό από άποψη αστοχίας αγκύρωσης είναι το σύνθετο υπόστρωμα της εξωτερικής στρώσης, δηλαδή η ρητίνη, η οποία υπόκειται σε διάτμηση μεταφέροντας τάσεις συνάφειας, f_a , στο μήκος υπερκάλυψης, L_f (Σχ. 4). Στις εσωτερικές στρώσεις η διατμητική αντοχή της ρητίνης ενισχύεται ως συνέπεια της εγκάρσιας τάσης περισφιγξης, αφού έτσι ενισχύεται η τριβή μεταξύ στρώσεων.

Η παραμόρφωση αποκόλλησης, ε_f^{deb} , ελέγχεται από τα χαρακτηριστικά συνάφειας του υποστρώματος, δηλαδή τη διατμητική αντοχή, $f_{a,u}$, και την αντίστοιχη ολίσθηση, $s_{a,u}$ (Σχ. 4).

Για ελαστική απόκριση του ΙΟΠ θεωρώντας ότι το ελαστικό έργο που δαπανάται ώστε να παραμορφωθεί διατμητικά η ρητίνη (ομοιόμορφη κατανομή τάσεων συνάφειας στο L_f), ισούται με την ενέργεια παραμόρφωσης που συσσωρεύεται σε τμήμα dx μανδύα προκύπτει:

$$\begin{aligned} t_f \cdot \int_0^{L_f} \left(\int_0^{\varepsilon_f^{deb}} f_f(\varepsilon_f) d\varepsilon_f \right) dx &= \quad (3.3) \\ &= \int_0^{L_f} \left(\int_0^{s_{a,u}} f_a(s_a) ds \right) dx \Rightarrow \varepsilon_f^{deb} = \sqrt{\frac{f_{a,u} s_{a,u}}{E_f t_f}} \end{aligned}$$

Συνεπώς, η τιμή της ε_f^{deb} εξαρτάται από τη συνάφεια που εξασφαλίζει η ρητίνη μεταξύ των στρώσεων, καθώς και από τη δυστένεια του μανδύα (δηλ., τον όρο $E_f t_f$). Το ελάχιστο απαιτούμενο μήκος αγκύρωσης, $L_{f,min}$, ώστε να αναπτυχθεί η τάση αποκόλλησης, $f_{a,u}$, προσδιορίζεται από ισορροπία δυνάμεων κατά μήκος της αγκύρωσης (δηλ., $t_f \cdot E_f \cdot \varepsilon_f^{deb} = L_{f,min} \cdot f_{a,u}$) με χρήση και της (3.3):

$$L_{f,min} = \sqrt{\frac{s_{a,u} E_f t_f}{f_{a,u}}} \quad (3.4)$$

Στο Σχ. 5(α) συσχετίζονται οι αναλυτικές τιμές της ε_f^{deb} (από την (3.3)) με τις πειραματικές μετρήσεις εγκάρσιας παραμόρφωσης του μανδύα ΙΟΠ στην αστοχία, $\varepsilon_{lat,ccu}$. Η ε_f^{deb} εκτιμήθηκε λαμβάνοντας τυπικές τιμές, $f_{a,u}=5\text{MPa}$ και $s_{a,u}=1\text{mm}$. Η διαγώνιος του Σχ. 5(α) είναι η γραμμή ίσων τιμών. Δεδομένου ότι σε λίγες μόνο περιπτώσεις οι ερευνητές αναφέρουν αστοχία από αποκόλληση του μανδύα ΙΟΠ, συνάγεται από το γράφημα ότι η (3.3) εκτιμά αξιόπιστα την παραμόρφωση αστοχίας λόγω αποκόλλησης, ε_f^{deb} , ως τιμή μικρότερη της ονομαστικής παραμόρφωσης θραύσης του υλικού, ε_{tu} , και πάντως μεγαλύτερη της παραμόρφωσης αστοχίας, $\varepsilon_{lat,ccu}$. Σημεία εκτός της γραμμοσκιασμένης περιοχής και άνω της διαγώνιας γραμμής υπερβαίνουν την ονομαστική τιμή θραύσης του υλικού και αντιμετωπίζονται με επιφύλαξη. Για το ελάχιστο μήκος αγκύρωσης η πειραματική πρακτική έχει δείξει ότι η αστοχία από αποκόλληση μπορεί να αποφευχθεί, αν η τελευταία στρώση αγκυρωθεί για μήκος ίσο με την πλευρά του δομικού στοιχείου. Άρα, η εξίσωση (3.4) μπορεί να χρησιμοποιηθεί στον σχεδιασμό με συντελεστή ασφάλειας $\gamma_{lf} \geq 2$.

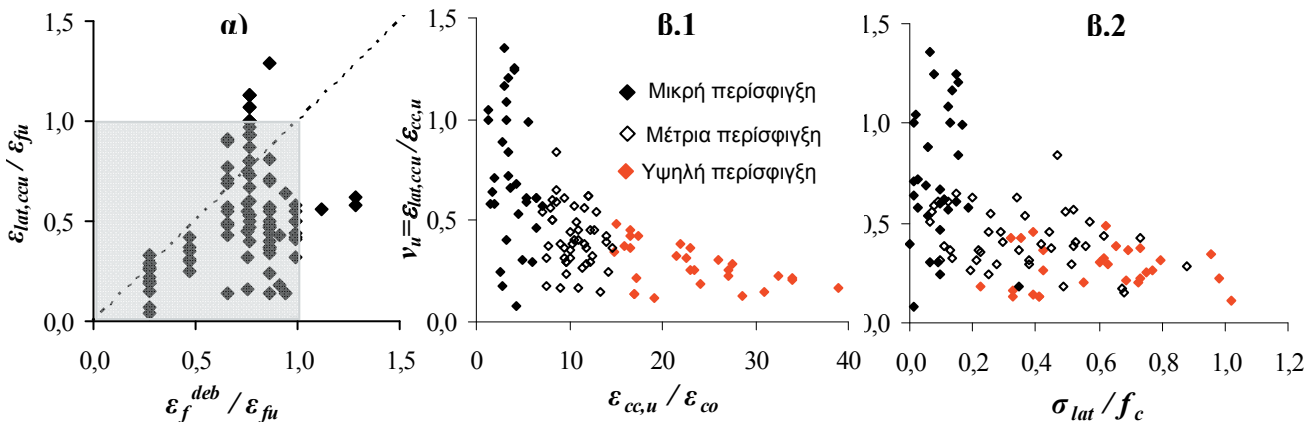
3.2 Παραμόρφωση λόγω διόγκωσης του πυρήνα σκυροδέματος, ε_f^{dil}

Η εγκάρσια παραμόρφωση του μανδύα ΙΟΠ ως αποτέλεσμα της διόγκωσης που εκδηλώνει το σκυρόδεμα λόγω δράσης της αξονικής δύναμης, ορίζεται μέσω ενός φαινομένου μέτρου Poisson του σκυροδέματος, ν , ανάλογη της αξονικής παραμόρφωσης, ε_{axial} , δηλαδή $\nu = \varepsilon_f^{dil} / \varepsilon_{axial}$. Η έννοια της

αστοχίας αντιστοιχίζεται στο σημείο του φθίνοντα κλάδου, όπου η αντοχή έχει απομειωθεί κατά 15%. Σε αυτό το στάδιο, ο όρος ν_u ορίζεται ως:

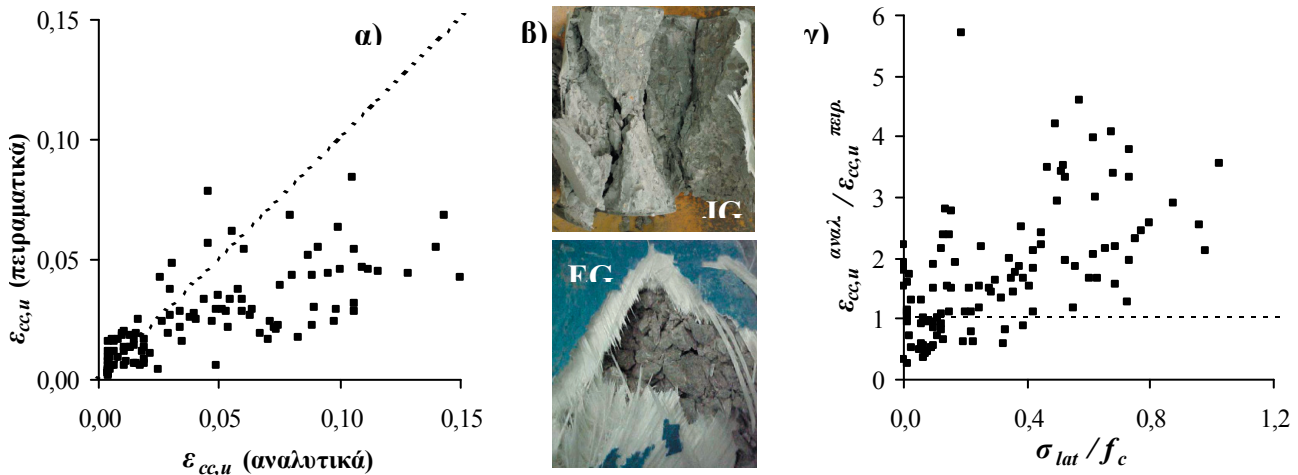
$$\nu_u = \varepsilon_f^{dil} / \varepsilon_{cc,u} \quad (3.5)$$

Άρα, για να εκτιμηθεί η ε_f^{dil} πρέπει να καθοριστούν οι παράμετροι ν_u και $\varepsilon_{cc,u}$. Στο Σχήμα 5(β), ο φαινόμενος λόγος Poisson στην αστοχία $\nu_u = \varepsilon_{lat,ccu} / \varepsilon_{cc,u}$ συσχετίζεται με 1) την αξονική παραμόρφωση αστοχίας, $\varepsilon_{cc,u}$, ανηγμένη προς την παραμόρφωση του απερίσφιγτου σκυροδέματος στη μέγιστη τάση, ε_{co} (οι λόγοι έχουν προκύψει από πειραματικές μετρήσεις αξονικών και πλευρικών παραμορφώσεων) και 2) την τάση περίσφιγξης ανηγμένη προς την αντοχή του απερίσφιγτου σκυροδέματος. Από τα δύο διαγράμματα διαπιστώνεται ότι τα δεδομένα κατατάσσονται σε τρεις κατηγορίες περίσφιγξης. Η πρώτη κατηγορία αφορά δοκίμια που ανέπτυξαν μικρές παραμορφώσεις λόγω της περιορισμένης περίσφιγξης που απέδωσε ο μανδύας. Το μέγεθος της περίσφιγξης δεν υπερέβη σε αυτήν την περίπτωση την τιμή $0.2f_c$ (μαύρος δείκτης, Σχ. 5(β)) και η πλαστιμότητα θλιπτικών παραμορφώσεων την τιμή $\varepsilon_{cc,u}/\varepsilon_{co}=5$. Ο λόγος Poisson φαίνεται να είναι αρκετά ευαίσθητος παρουσιάζοντας μεγάλη διακύμανση. Ωστόσο, τα περισσότερα σημεία περικλείονται εντός των ορίων 0.5 και 1. Στην δεύτερη κατηγορία εντάσσονται δοκίμια που ανέπτυξαν ικανοποιητική πλαστιμότητα θλιπτικών αξονικών παραμορφώσεων, από 5 έως 15, επιδεχόμενα μέτρια περίσφιγξη, σε ένα εύρος τιμών 0.2 - 0.5 f_c (κενός δείκτης, Σχ. 5(β)). Σε αυτή την περίπτωση η μέση τιμή του λόγου Poisson είναι περίπου 0.5. Επισημαίνεται ότι μερικά από τα δοκίμια δέχτηκαν υψηλή περίσφιγξη, άνω του 0.5 f_c , αλλά δε μπόρεσαν να αναπτύξουν μεγαλύτερη πλαστιμότητα, πιθανόν λόγω πρόωρης αστοχίας. Τέλος, η τρίτη κατηγορία περιλαμβάνει δοκίμια, τα οποία λόγω μεγάλης



Σχήμα 5: α) Συσχέτιση παραμόρφωσης αποκόλλησης μανδύα ΙΟΠ με πειραματική ένδειξη εγκάρσιας παραμόρφωσης στην αστοχία. Διερεύνηση του φαινομένου μέτρου Poisson συναρτήσει β.1) της πλαστιμότητας αξονικών παραμορφώσεων και β.2) της παθητικής περίσφιγξης μέσω ΙΟΠ και συνδετήρων ανηγμένης ως προς την αντοχή του σκυροδέματος.

Figure 5: α) Correlation of the critical FRP debonding strain with the experimental lateral strain at failure. Correlation of apparent Poisson ratio with b.1) the axial strain at failure and b.2) the confining pressure through FRP jacketing.



Σχήμα 6: α) Συσχέτιση πειραματικών και αναλυτικών τιμών αξονικής παραμόρφωσης στην αστοχία, β) αστοχία δοκιμών με μικρή (JG4) και μεγάλη περίσφιγξη (EG1), [20] και γ) επιρροή περίσφιγξης στην εκτιμώμενη αξονική παραμόρφωση αστοχίας.

Figure 6: a) Correlation between experimental and analytical values of axial strain at failure, b) failure of the confined concrete with low and high confinement [20] and c) confinement impact on the estimated axial strain at failure.

περίσφιγξης, της τάξης του $0.5-1.0 f_c$, εκδήλωσαν μεγάλη πλαστιμότητα παραμορφώσεων (δηλ., από 15 έως 30) και περιορισμένη διόγκωση, οπότε ο λόγος Poisson είναι μικρότερος του ορίου 0.5. Κάποια από τα δοκίμια δεν δέχτηκαν τόσο υψηλή περίσφιγξη, ωστόσο ανέπτυξαν μεγάλη παραμορφωσιμότητα (π.χ. σε δοκίμια με χαμηλή αντοχή σκυροδέματος, $f_c=16\text{MPa}$, και $\varepsilon_{cc,u}/\varepsilon_{co} \approx 30$ η τάση περίσφιγξης ήταν περίπου $0.4f_c$). Σημειώνεται ότι, σε αυτή την κατηγορία και για την πλειονότητα των δοκιμών, ο αριθμός στρώσεων του ΙΟΠ ήταν άνω των 4. Από την ανωτέρω διερεύνηση προτείνονται οι εξής τιμές του ν_u : για μικρή και μέτρια περίσφιγξη, η οποία αποφέρει συντηρητικά πλαστιμότητα θλιπτικών αξονικών παραμορφώσεων έως 10 (δηλαδή, $\varepsilon_{cc,u}/\varepsilon_{co} \leq 10$), λαμβάνεται ν_u της τάξης του 0.5, ενώ για υψηλή περίσφιγξη (δηλαδή $\varepsilon_{cc,u}/\varepsilon_{co} > 10$) λαμβάνεται $\nu_u = 0.3$.

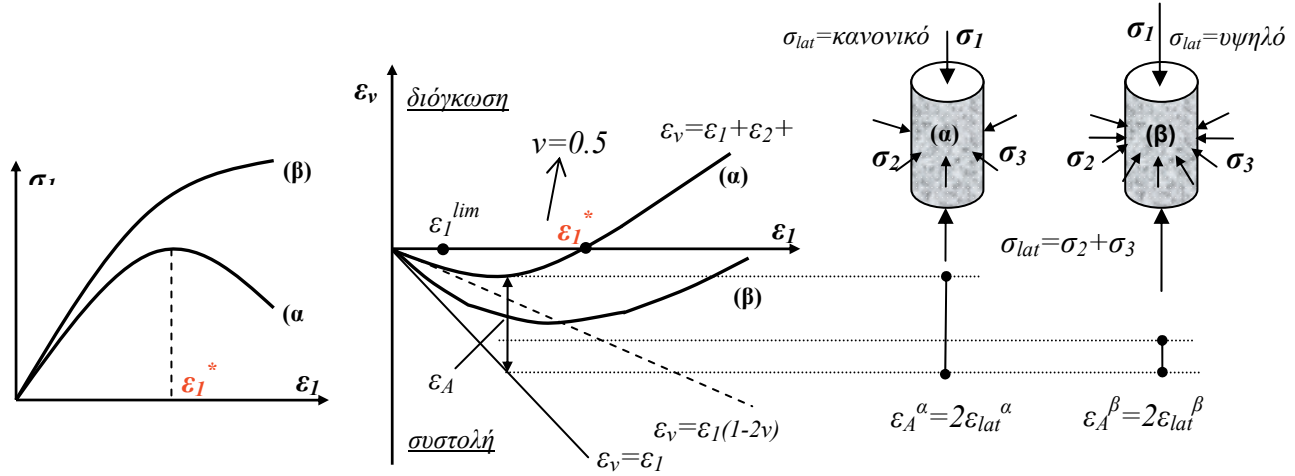
Ένα συντηρητικό όριο της αξονικής παραμόρφωσης που αντιστοιχεί στην παραμορφωσιακή ικανότητα του περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος, $\varepsilon_{cc,u}$, εκτιμάται συναρτήσει των εγκάρσιων οπλισμών [10, 19] ως:

$$\varepsilon_{cc,u} = \varepsilon_{cu} + 0.075 \cdot \left(\frac{k_f^{conf} \rho_{fv} E_f \varepsilon_f^{eff} + k_{st}^{conf} \rho_{sv} f_{yst}}{f_c} - 0.1 \right) \quad (3.6)$$

όπου $\varepsilon_{cc,u} \geq \varepsilon_{cu}$, με ε_{cu} (0.003, 0.004) και f_c αντίστοιχα, η παραμόρφωση στην αστοχία και η αντοχή του απερίσφιγκτου σκυροδέματος (από τυποποιημένη δοκιμή κυλίνδρου σε αξονική θλίψη). Στο Σχήμα 6(α) απεικονίζεται στον κατακόρυφο άξονα η πειραματική μέτρηση της $\varepsilon_{cc,u}$ και στον οριζόντιο η αναλυτική τιμή που προκύπτει από την (3.6). Η εξίσωση (3.6) υπερεκτιμά τις πειραματικές μετρήσεις (σημεία κάτω της διαγωνίου), κυρίως στις περιπτώσεις όπου είτε τα δοκίμια είχαν ενισχυθεί με πολλές στρώσεις μανδύα ΙΟΠ (άνω των τεσσάρων) είτε είχαν κατασκευαστεί με σκυ-

ρόδεμα χαμηλής αντοχής (μικρότερης των 16MPa). Στην πρώτη περίπτωση η τυπική καμπύλη φόρτισης (αξονικών τάσεων – παραμορφώσεων) είναι συνεχώς αυξανόμενη με σταδιακή μείωση της δυσκαμψίας του δομικού στοιχείου χωρίς πλαστικό κλάδο ενώ κατά την αστοχία δεν παρατηρείται σταδιακή μείωση του φορτίου μετά την επίτευξη της αντοχής. Κατά την ανάλυση των καταγραφών των παραμορφώσεων στην αστοχία στα δοκίμια που υφίστανται υψηλή περίσφιγξη, προκύπτει ότι αυτά δεν παρουσιάζουν ογκομετρική διόγκωση αλλά συστολή, στην οποία συντείνει και η χαμηλή ποιότητα σκυροδέματος [21]. Η συμπεριφορά αυτή αναγνωρίζεται ως κονιορτοποίηση της πορώδους δομής του σκυροδέματος, όπως φαίνεται ενδεικτικά στο Σχ. 6(β).

Η αδυναμία της (4.6) να προβλέψει την πειραματική συμπεριφορά στα μεγάλα επίπεδα παραμορφώσεων εξηγείται από το Σχ. 6(γ). Στον κατακόρυφο άξονα δίδεται ο λόγος του αναλυτικού αποτελέσματος προς το πειραματικό (αξονικές παραμορφώσεις στην αστοχία) και στον οριζόντιο άξονα δίδεται η τάση περίσφιγξης ανηγμένη προς f_c . Παρατηρείται ότι για περισφιγκτική πίεση άνω του $0.1 f_c$, ο λόγος των παραμορφώσεων είναι μεγαλύτερος της μονάδας. Επίσης, για περισφιγκτική πίεση άνω του $0.4 f_c$ η απόκλιση του αυξάνει έντονα. Σημειώνεται ότι η εξίσωση (4.6) προέρχεται από την εξίσωση των Richart et al. [22], η οποία εκτιμά ικανοποιητικά τη συμπεριφορά δοκιμών με έως και μέτρια περισφιγκτική πίεση, δοκίμια, δηλαδή, που έχουν παρόμοια συμπεριφορά αστοχίας με αυτή του απερίσφιγκτου κυλίνδρου υπό αξονική φόρτιση. Σ' αυτόν τον τύπο πειραμάτων, καθώς φορτίζεται το δοκίμιο αναπτύσσεται ρηγμάτωση παράλληλα με τη διεύθυνση φόρτισης, ενώ παραμορφωσιακά το δοκίμιο υφίσταται βράχυνση στην αξονική διεύθυνση και μεγάλη επιφανειακή διεύρυνση. Όταν παρέχεται υψηλή περισφιγκτική πίεση (π.χ. μέσω ΙΟΠ), η αξονική βράχυνση είναι σημαντικά μεγαλύτερη από την εγκάρσια διεύρυνση,



Σχήμα 7: Ερμηνεία ογκομετρικής παραμόρφωσης για αξονικά φορτισμένο δοκίμιο υπό α) κανονική και β) υψηλή περίσφιγξη, [21].
Figure 7: Volumetric strain plots for axially loaded concrete subjected to different levels of confinement, [21].

οπότε το δοκίμιο εκδηλώνει ογκομετρική συστολή, η οποία συνοδεύεται με κατάρρευση της εσωτερικής δομής των πόρων του σκυροδέματος, δηλαδή, επέρχεται κονιορτοποίηση Σχ. 7. Στην ενότητα που ακολουθεί, παρουσιάζεται μεθοδολογία για τον εντοπισμό του φαινομένου της κονιορτοποίησης κατά το στάδιο της αστοχίας. Σκοπός είναι η διόρθωση της εξίσωσης (3.6), ώστε να επιτευχθεί καλύτερη σύγκλιση αναλυτικών τιμών και πειραματικών μετρήσεων.

3.2.1 Μαθηματική προσέγγιση κονιορτοποίησης πυρήνα σκυροδέματος εγκιβωτισμένου με ΙΟΠ

Δοκίμια που έφθασαν σε στάδιο κονιορτοποίησης, αναγνωρίζονται από τρεις συνθήκες, οι οποίες λαμβάνονται στο στάδιο της αστοχίας [21, 23]:

i) Όριο εγκάρσιας περισφιγκτικής πίεσης:

$$\sigma_{lat} \geq \lambda \cdot f_c \quad (3.7)$$

όπου λ συνάρτηση του πορώδους του σκυροδέματος, το οποίο σχετίζεται άμεσα με τον υδατο-τσιμεντο-συντελεστή, w . Οι Imran and Pantazopoulou [21] δίδουν εύρος τιμών 0.2-0.6 για το λ σε δοκίμια με θλιπτική αντοχή σκυροδέματος μεταξύ 20 - 65MPa. Επειδή στην παρούσα βάση δεδομένων τα δοκίμια είχαν αντοχή σκυροδέματος μεταξύ 9 - 40MPa και δεδομένου ότι το υπό μελέτη φαινόμενο εκδηλώνεται ευκολότερα στα χαμηλότερης αντοχής σκυροδέματα, το λ θεωρείται ως γραμμική σχέση του f_c (π.χ. για $f_c = 15\text{MPa}$ είναι $\lambda = 0.15$). Έτσι, η εξίσωση (3.7) αναδιατυπώνεται ως $\sigma_{lat} \geq (f_c/100) \cdot f_c$.

ii) Όριο υδροστατικής πίεσης σ_{hydr} :

$$\sigma_{hydr} = (f_{cc} + 2\sigma_{lat})/3 \geq 1.1f_c \quad (3.8)$$

Όπου, f_{cc} η θλιπτική αντοχή του δοκιμίου και σ_{lat} η πλευρική τάση που ασκείται στο δοκίμιο. Άρα, όταν η υδροστα-

τική πίεση του δοκιμίου υπερβεί την τιμή $1.1f_c$, τότε υπάρχει ένδειξη κονιορτοποίησης στο δοκίμιο.

iii) Όριο ογκομετρικής συστολής:

$$\varepsilon_v = -\varepsilon_{cc,u}^{exp} + 2 \cdot \varepsilon_{lat,ccu}^{exp} \leq -0.004 \quad (3.9)$$

όπου ε_v η ογκομετρική παραμόρφωση, $\varepsilon_{cc,u}^{exp}$ και $\varepsilon_{lat,ccu}^{exp}$ οι πειραματικές μετρήσεις αξονικής και πλευρικής παραμόρφωσης στη θραύση. Σημειώνεται ότι η $\varepsilon_{cc,u}^{exp}$, ως θλιπτική παραμόρφωση λαμβάνεται με αρνητικό πρόσημο, ενώ η $\varepsilon_{lat,ccu}^{exp}$ με θετικό.

Κατά τους Imran and Pantazopoulou [21], το σημείο μετάβασης από ψαθυρή σε πλάστιμη συμπεριφορά υπό τη δράση υψηλής πίεσης, χαρακτηρίζεται από ογκομετρική παραμόρφωση ε_v μεταξύ $-(0.006 - 0.013)$. Πέραν αυτού του ορίου οι μεταβολές στη μικροδομή συνοδεύονται από συμπίεση του σκυροδέματος με σταδιακή κατάρρευση των πόρων του. Στην παρούσα διερεύνηση το όριο -0.004 προσεγγίζει ικανοποιητικά την πειραματική παραμόρφωση αστοχίας των περισσότερων δοκιμίων. Ο ανωτέρω έλεγχος έχει αυξημένη βαρύτητα στο προσομοίωμα, διότι δείχνει σαφώς ότι το δοκίμιο υφίσταται συστολή αντί διόγκωσης.

Σε όσα από τα δοκίμια ισχύει οποιαδήποτε από τις ως άνω τρεις συνθήκες, προσδιορίζεται και στη συνέχεια αφαιρείται το πλαστικό μέρος της εγκάρσιας παραμόρφωσης που αντιστοιχεί στη φάση κατάρρευσης των πόρων από τον αντίστοιχο όρο της (3.6).

Η ογκομετρική παραμόρφωση αποτελείται από την ελαστική και την πλαστική συνιστώσα, ε_v^{el} και ε_v^p , δηλ. $\varepsilon_v = \varepsilon_v^{el} + \varepsilon_v^p$. Η πλαστική συνιστώσα είναι μη ανακτήσιμη διότι συνοδεύεται με κατάρρευση των πόρων. Προκύπτει δε ως άθροισμα της αξονικής πλαστικής παραμόρφωσης ε_{axial}^p και της εγκάρσιας επιφανειακής πλαστικής παραμόρφωσης της διατομής του στοιχείου, $\varepsilon_v^p = -\varepsilon_{axial}^p + 2\varepsilon_{lat}^p$. Περαιτέρω θεωρείται ότι οι πλαστικές παραμορφώσεις διατηρούν λόγο ίσο με αυτόν των αποκλινουσών τάσεων ως:

$$\frac{\varepsilon_{axial}^p}{\varepsilon_{lat}^p} = \frac{f_{cc} - \sigma_{hydr}}{\sigma_{lat} - \sigma_{hydr}} \quad (3.10)$$

Η εξάρτηση της παραμόρφωσης ε_v^p από το μέγεθος της υδροστατικής πίεσης σ_{hydr} έχει προταθεί από τους Imran and Pantazopoulou [21] ως:

$$\frac{\varepsilon_v^p}{u_t} = \left[\frac{\sigma_{hydr}}{1.1 f_c} \right]^{3/2} \quad (3.11)$$

όπου, u_t το μέγεθος της συστολής που σχετίζεται με το σημείο μετάβασης από την ψαθυρή στην πλαστική απόκριση, το οποίο ως αναφέρθηκε, λαμβάνεται -0.004. Από το σύστημα των ανωτέρω εξισώσεων προκύπτουν οι όροι ε_{axial}^p και ε_{lat}^p , η αφαίρεση των οποίων από τις αντίστοιχες πειραματικές μετρήσεις (στο στάδιο της αστοχίας) οδηγεί στην εκτίμηση της καθαρής παραμόρφωσης ε^* απαλλαγμένης από την πλαστική συνιστώσα λόγω κονιορτοποίησης, ως:

$$\varepsilon_{cc,u}^* = \varepsilon_{cc,u}^{exp} - \varepsilon_{axial}^p \quad (3.12-\alpha)$$

$$\varepsilon_{lat,ccu}^* = \varepsilon_{lat,ccu}^{exp} - \varepsilon_{lat}^p \quad (3.12-\beta)$$

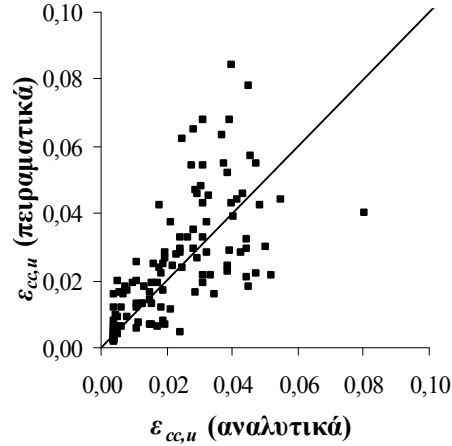
Δοκίμιο που υφίσταται μέτρια περίσφιγξη λόγω ρηγμάτωσης, αναπτύσσει σημαντική διόγκωση, οπότε καθίσταται δυνατή η εξάντληση της αποτελεσματικότητας περίσφιγξης των εγκάρσιων οπλισμών. Αντιθέτως, σε δοκίμιο υπό υψηλή περίσφιγξη λόγω ογκομετρικής συστολής οι εγκάρσιοι οπλισμοί δεν εξαντλούν τη διαθέσιμη αποτελεσματικότητα, η οποία σχετίζεται με το σχήμα της διατομής. Σ' αυτήν την κατηγορία ανήκουν τα πειραματικά δεδομένα για τα οποία ισχύει η (3.9), οπότε απαιτείται μείωση των συντελεστών αποτελεσματικότητας k_i^{conf} , που υπεισέρχονται στην (3.6) ως:

$$k_i^{conf*} = \frac{k_i^{conf}}{\left(1 + \frac{\varepsilon_A^p}{\varepsilon_{co}}\right)}, \quad i = f, st \quad (3.13)$$

όπου, $\varepsilon_A^p = 2\varepsilon_{lat}^p$ η επιφανειακή πλαστική παραμόρφωση, η οποία αποτελεί δείκτη βλάβης της διατομής. Σύμφωνα με τα παραπάνω η (3.6) τροποποιείται ως:

$$\varepsilon_{cc,u} = \varepsilon_{cu} + 0.075 \cdot \left(\frac{k_f^{conf*} \rho_{fv} E_f \varepsilon_{lat,ccu}^* + k_{st}^{conf*} \rho_{sv} f_{yst}}{f_c} - 0.1 \right) \quad (3.14)$$

Στο Σχήμα 8, απεικονίζεται εκ νέου η πειραματική παραμόρφωση αστοχίας σε σχέση με την αναλυτική τιμή βάσει α) της (3.14) για όσα από τα δοκίμια ισχύει η θεώρηση της κονιορτοποίησης και β) της (3.6) για τα υπόλοιπα. Η συγκριτική αντιπαράθεση των Σχ. 6(α) και 8, καθώς και το γεγονός ότι στο Σχ. 8 τα σημεία συντάσσονται πλησίον της διαγωνίου ίσων τιμών καταδεικνύει την ισχύ της θεώρησης περί κονιορτοποίησης του πυρήνα σκυροδέματος για την ερμηνεία της συμπεριφοράς του σκυροδέματος υπό υψηλή περίσφιγξη.



Σχήμα 8 Συσχέτιση πειραματικών και αναλυτικών τιμών αξονικής παραμόρφωσης $\varepsilon_{cc,u}$ υπό τη θεώρηση της κονιορτοποίησης.

Figure 8 Correlation between experimental values and analytical calculations adopting the pulverization theory of axial strain $\varepsilon_{cc,u}$.

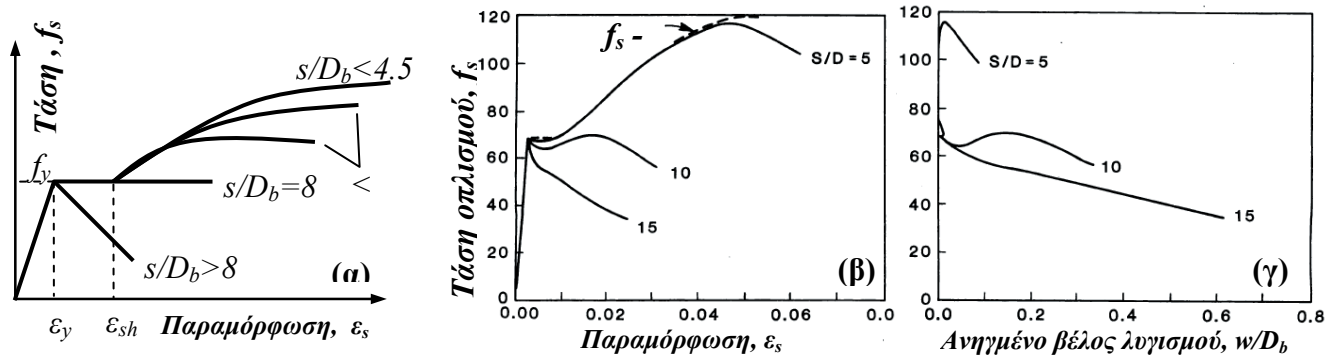
3.3 Παραμόρφωση λόγω λυγισμού των ράβδων, ε_i^{buckl}

3.3.1 αξονική παραμόρφωση λυγισμού, $\varepsilon_{s,crit}$

Η συμβατότητα αξονικών παραμορφώσεων σκυροδέματος και διαμήκους θλιβόμενου οπλισμού στο στάδιο του λυγισμού των διαμήκων ράβδων απαιτεί συντριβή του σκυροδέματος για να ικανοποιηθεί η βράχυνση που προκαλεί η κάμψη της ράβδου [24]. Ο λυγισμός των ράβδων, που συμβαίνει στο διάστημα μεταξύ των συνδετήρων s , προκαλεί διάρρηξη του μανδύα ΙΟΠ με συνέπεια τον περιορισμό της διαθέσιμης ικανότητας σε αξονική παραμόρφωση στην αστοχία ((3.6) ή (3.14)).

Ο λυγισμός ως αιτία αστοχίας στοιχείων Ο.Σ. περισφιγμένων με μανδύα ΙΟΠ έχει απασχολήσει την ερευνητική κοινότητα τα τελευταία χρόνια. Οι Monti and Nuti [25] και Maalej et al. [26], σε πειραματικές εργασίες τους αναφέρουν πρόωρη αστοχία λόγω τοπικού λυγισμού των διαμήκων ράβδων. Εξαγόμενο της έρευνάς τους αποτελεί διάγραμμα τάσης - παραμόρφωσης θλιβομένων ράβδων συναρτήσει του λόγου s/D_b (Σχ. 9(α) με τη βοήθεια μαθηματικών εκφράσεων, που έχουν προτείνει οι Monti and Nuti [25] στην πρώτη περίπτωση και οι Yalcin and Saatcioglou [27] στη δεύτερη. Έτσι, για $s/D_b > 8$, τιμή ενδεικτική της κατασκευαστικής πρακτικής πριν την ισχύ του Αντισεισμικού Σχεδιασμού, παρατηρείται λυγισμός της ράβδου μετά τη διαρροή και γραμμική πτώση της τάσης.

Ο Mau [18] εξέτασε πειραματικά ράβδους με λόγους $s/D_b = 5, 10$ και 15 . Για τη μικρότερη τιμή του λόγου η συμπεριφορά της ράβδου ακολουθεί πιστά το διάγραμμα τάσεων - παραμορφώσεων του χάλυβα μέχρι τιμή αξονικής παραμόρφωσης 0.04 . Επιπλέον, η ράβδος αναπτύσσει καμπτικό βέλος μετά τη διαρροή, το οποίο μηδενίζεται μόλις η ράβδος ανακτήσει δυσκαμψία εισερχόμενη στον κλάδο



Σχήμα 9: Επιρροή του λόγου s/D_b στον νόμο τάσης - παραμόρφωσης του χάλυβα κατά α) Maalej et al. [26] και β) Mau [17]. γ) Διάγραμμα τάσης θλιβομένης ράβδου συναρτήσει του ανηγμένου βέλους λυγισμού [17].

Figure 9: Influence of the s/D_b ratio on stress – strain law of a compressed steel bar: results from a) Maalej et al. [26] and b) Mau [17]. c) Plot of the compressive steel stress versus buckling deflection.

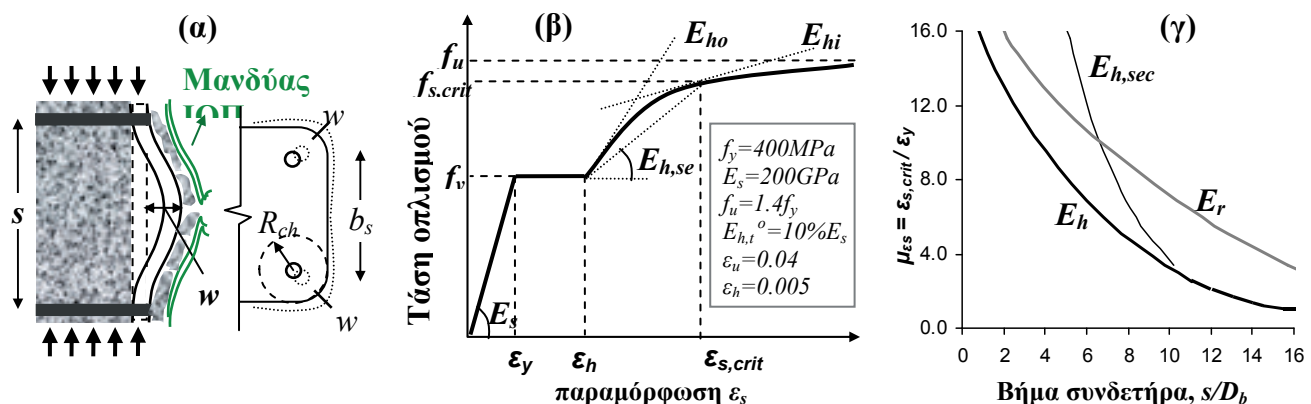
κράτυνσης. Για τη μεγαλύτερη τιμή του λόγου παρατηρείται λυγισμός αμέσως μετά τη διαρροή και απότομη πτώση της αντοχής (Σχ. 9 (β), (γ)). Ο Mau προτείνει μεθοδολογία για την εκτίμηση της κρίσιμης παραμόρφωσης λυγισμού, $\varepsilon_{s,crit}$, στην περίπτωση που η ράβδος καταφέρει να εισέλθει στην περιοχή της κράτυνσης, συναρτήσει του ανηγμένου αστήρικτου μήκους, s/D_b .

Με τη μεθοδολογία είναι δυνατή η χάραξη της καμπύλης λυγισμού του χάλυβα, δηλαδή της σχέσης πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων, $\mu_{es} = \varepsilon_{s,crit} / \varepsilon_y$, όπου ε_y η παραμόρφωση διαρροής του χάλυβα συναρτήσει του λόγου s/D_b . Ο προσδιορισμός της παραμόρφωσης $\varepsilon_{s,crit}$ σε συνδυασμό με την ικανότητα του περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος, $\varepsilon_{cc,u}$, χρησιμοποιούνται στη συνέχεια για την ερμηνεία των πειραματικών αποτελεσμάτων της συσταθείσας βάσης δεδομένων, καθώς και για την εκτίμηση της εγκάρσιας παραμόρφωσης του υφάσματος, $\varepsilon_{f,sh}$ στη θέση αλλαγής διεύθυνσης των ινών (Σχ. 3).

Η κρίσιμη παραμόρφωση λυγισμού $\varepsilon_{s,crit}$ υπεισέρχεται στον προσδιορισμό του κρίσιμου φορτίου λυγισμού

$P_{s,crit} = \pi^2 E_s I / L_o^2$, όπου $I = \pi D_b^4 / 64$ η ροπή αδράνειας και E_s το μέτρο ελαστικότητας στην περιοχή της κράτυνσης. Θεωρώντας συνθήκες στήριξης αμφίπακτης ράβδου (δηλ. συμμετρικός λυγισμός, (Σχ. 10) οι οποίες εξασφαλίζονται από συνδετήρες τοποθετημένους με βήμα s , το αστήρικτο μήκος λυγισμού κυμαίνεται μεταξύ $L_o = s$ (για συνδετήρες με χαμηλή δυστένεια, οι οποίοι δεν μπορούν ουσιαστικά να περιορίσουν τη στροφή στα άκρα της ράβδου), και $L_o = 0.5s$ (για συνδετήρες μεγάλης δυστένειας οι οποίοι στηρίζουν αποτελεσματικά τη ράβδο στα άκρα έναντι εγκάρσιας κάμψης περιορίζοντας και τη στροφή). Η παραπάνω σχέση προϋποθέτει ότι η ράβδος θα καταφέρει να υπερβεί τον ελαστικό λυγισμό διότι στην περιοχή του οριζόντιου κλάδου διαρροής, όπου χάνει τη δυσκαμψία της, θα στηριχθεί από τον πυρήνα σκυροδέματος. Για να συμβεί αυτό θα πρέπει το s να είναι το πολύ ίσο με:

$$s / D_b = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{E}{f_{s,crit}}} \quad (3.15)$$



Σχήμα 10: α) Συμμετρικός λυγισμός (αμφίπακτη ράβδος), β) διάγραμμα τάσης - παραμόρφωσης και γ) καμπύλη λυγισμού για χάλυβα S400
Figure 10: a) Symmetric buckling of fully supported steel bar; b) stress – strain diagram and c) compressive strain ductility versus stirrup spacing (buckling curve).

όπου $f_{s,crit}$ η κρίσιμη τάση λυγισμού της ράβδου στην κράτυνση. Πέραν αυτού του φορτίου η ράβδος εισέρχεται σε κατάσταση ασταθούς ισορροπίας, όπου με μικρή αύξηση φορτίου ή με συνδυασμένη διατήρηση του φορτίου και επιβολή πρόσθετης αξονικής παραμόρφωσης $\Delta \varepsilon_{cc}$, η ράβδος αναπτύσσει μεγάλο βέλος κάμψης, w . Η Pantazopoulou [24] έχει δείξει ότι η σχέση μεταξύ της προσάυξης σε αξονική παραμόρφωση και του βέλους κάμψης σε συνθήκες ασταθούς λυγισμού είναι έντονα μη γραμμική: $\Delta \varepsilon_{cc} = [w^2 \pi^2 (1 + 3w^2 \pi^2 / (16s^2))] / (4s^2)$. Έτσι, π.χ., για επίτευξη $w=1\text{mm}$ με $s=200\text{mm}$ απαιτείται προσάυξη-ση αξονικής παραμόρφωσης μόλις κατά 0.00006.

Για τον υπολογισμό της κρίσιμης τάσης λυγισμού της ράβδου $f_{s,crit}$ απαιτείται μαθηματική περιγραφή του νόμου τάσεων παραμορφώσεων του χάλυβα στην περιοχή της κράτυνσης. Οι Mander et al. [28] έχουν προτείνει:

$$f_{s,crit} = f_u + (f_y - f_u) \left(\frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{s,crit}}{\varepsilon_u - \varepsilon_h} \right)^p \quad (3.16)$$

Όπου $p = E_{ho}(\varepsilon_u - \varepsilon_h) / (f_y - f_u)$, E_{ho} είναι το εφαπτομενικό μέτρο ελαστικότητας κατά την έναρξη της κράτυνσης. Το εφαπτομενικό μέτρο ελαστικότητας στον κλάδο κράτυνσης προκύπτει με παραγωγή της σχέσης (3.16) ως εξής:

$$E_{hi} = E_{ho} \left(\frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{s,crit}}{\varepsilon_u - \varepsilon_h} \right)^{p-1} \quad (3.17)$$

Η εξίσωση (3.15) διερευνάται ως προς την επιρροή που έχει ο ορισμός του μέτρου ελαστικότητας E στην κράτυνση: (α) εάν πρόκειται για το εφαπτομενικό μέτρο $E_{h,sec}$, (β) το μέτρο χορδής $E_{h,sec}$ ή (γ) τον ζυγισμένο μέσο όρο E_r του αρχικού μέτρου ελαστικότητας E_s και του $E_{h,sec}$ [24]. Χρησιμοποιώντας τα χαρακτηριστικά του Σχ. 10(β), προκύπτει η καμπύλη λυγισμού του Σχ. 10(γ) για τις τρεις θεωρήσεις. Η πλέον συντηρητική καμπύλη αντιστοιχεί στη θεώρηση του εφαπτομενικού μέτρου $E_{h,sec}$ που χρησιμοποιείται εφεξής για τη διερεύνηση που ακολουθεί.

Η θέση έκαστου πειραματικού σημείου (συντεταγμένες μ_{es} και s/D_b) ως προς την καμπύλη λυγισμού δηλώνει:

- αν βρίσκεται κάτω από την καμπύλη και ισχύει $\mu_{es} \leq 1$, τότε το δοκίμιο έχει αστοχήσει από ελαστικό λυγισμό,
- αν βρίσκεται κάτω από την καμπύλη και ισχύει $\mu_{es} > 1$, τότε το δοκίμιο έχει αστοχήσει από ανελαστικό λυγισμό, ενώ ο χάλυβας βρίσκεται στον κλάδο διαρροής,
- αν ταυτίζεται με την καμπύλη, τότε το δοκίμιο έχει αστοχήσει από λυγισμό χωρίς δυνατότητα ανακατανομής μέρους του φορτίου της ράβδου στο σκυρόδεμα, ενώ ο χάλυβας έχει εισέλθει στην περιοχή της κράτυνσης, και
- αν βρίσκεται άνω της καμπύλης, τότε ο λυγισμός μετατίθεται σε ανώτερο επίπεδο παραμόρφωσης λόγω επάρκειας του περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος να αναλάβει επιπλέον αξονικό φορτίο.

Βάσει της προτεινόμενης μεθοδολογίας διερευνάται η πειραματική συμπεριφορά των δοκιμών της βάσης δεδομένων συναρτήσει της καμπύλης λυγισμού. Για τη χάραξη των

καμπυλών λυγισμού χρησιμοποιείται είτε ο πραγματικός νόμος τάσεων – παραμορφώσεων του χάλυβα (όταν δίδεται) είτε θεωρείται παραμόρφωση έναρξης της κράτυνσης $\varepsilon_h=0.005$, με $E_{ho} = 10\%E_s$, αντοχή $f_u=1.4f_y$, και παραμόρφωση θραύσης $\varepsilon_u=0.04$ ή 0.1 για Ευρωπαϊκά και Αμερικανικά δεδομένα αντίστοιχα.

Ενδεικτικά παρουσιάζονται τα αποτελέσματα από τις αναλύσεις των δεδομένων δύο πειραματικών ερευνών, αυτή των Wang and Restrepo [5] και Ilki et al. [14]. Στην περίπτωση των δοκιμών των Wang and Restrepo [5], τα απερίσφιγτα δοκίμια αστόχησαν από ανελαστικό λυγισμό, με τον χάλυβα να βρίσκεται στον κλάδο διαρροής. Αξιοσημείωτο -ως προς το σχήμα διατομής- είναι ότι, το ορθογωνικό απερίσφικτο δοκίμιο (CR0) αστόχησε σε υψηλότερο επίπεδο πλαστιμότητας από ότι το τετραγωνικό (CS0). Ως προς τα δοκίμια με μανδύα ΙΟΠ, η παρατηρούμενη πλαστιμότητα θλιπτικών παραμορφώσεων με την σειρά που εμφανίζεται δεν είναι τυχαία. Τα δοκίμια CS6 και CR6 (Σχ. 11), ήταν περισφιγμένα με έξι στρώσεις υαλονήματος, ωστόσο διαφοροποιήθηκαν ως προς το επίπεδο παραμόρφωσης λόγω σχήματος διατομής. Αντίστοιχη συμπεριφορά είχαν τα δοκίμια CS2 και CR2 με δύο στρώσεις μανδύα. Άρα, η διάταξη των πειραματικών αποτελεσμάτων υπογραμμίζει την επίδραση που έχει το σχήμα της διατομής στην αποτελεσματικότητα περισφιγξης του μανδύα ΙΟΠ. Οι ερευνητές αναφέρουν ότι «ο μανδύας ήταν αποτελεσματικός στην παρεμπόδιση εκδήλωσης λυγισμού των θλιβομένων ράβδων και άρα στην μετάθεση σε μεγαλύτερα επίπεδα παραμόρφωσης του δοκιμίου συνολικά. Τα δοκίμια που ήταν περισφιγμένα με δύο στρώσεις υαλονήματος αστόχησαν από αποκόλληση του μανδύα ενώ αντίστοιχα τα δοκίμια με έξι στρώσεις αστόχησαν από διάρρηξη του μανδύα στις στρογγυλεμένες γωνίες».

Οι Ilki et al. [14] μελέτησαν 68 δοκίμια με παραμέτρους μελέτης το σχήμα διατομής (κυκλική, τετραγωνική και ορθογωνική), την διάμετρο του διαμήκους οπλισμού ($D_s=10, 12, 14\text{mm}$), το βήμα τοποθέτησης των συνδετήρων και την ποιότητα του σκυροδέματος (~ 15 ή 28MPa). Ενδεικτικά παρουσιάζονται αποτελέσματα από τα τετράγωνα δοκίμια με $D_s=14\text{mm}$. Όπως φαίνεται (Σχ. 11), όλα τα δοκίμια βρίσκονται άνω της καμπύλης, γεγονός που δηλώνει ότι η περισφιγξη ήταν ικανή να μεταθέσει τον λυγισμό σε μεγαλύτερα μεγέθη παραμόρφωσης. Αξιοσημείωτο είναι ότι τα δοκίμια NSR-R-1-050-5-40, NSR-R-1-100-5-40 με μεταβλητή το βήμα του συνδετήρα αστόχησαν περίπου στο ίδιο επίπεδο πλαστιμότητας (~ 26). Επομένως, οι πέντε στρώσεις ΙΟΠ εξουδετέρωσαν την επιρροή του αστήρικτου μήκους της θλιβόμενης ράβδου στην επιτευχθείσα παραμόρφωση αστοχίας.

3.3.2 Διαθέσιμη αντοχή κατά την εκδήλωση συνθηκών αστάθειας του θλιβόμενου οπλισμού

Στο στάδιο εκδήλωσης συνθηκών αστάθειας των ράβδων, η μέση εγκάρσια παραμόρφωση του ΙΟΠ λόγω διαστολής του πυρήνα $\varepsilon_f^{dil,crit}$, η οποία αντιστοιχεί στην κρίσιμη

αξονική παραμόρφωση $\varepsilon_{s,crit}$ υπολογίζεται μέσω του φαινό-μενου συντελεστή Poisson ν_u , ως:

$$\varepsilon_f^{dil,crit} = \nu_u \varepsilon_{s,crit} \quad (3.18)$$

Για λόγους απλότητας λαμβάνεται για όλα τα δοκίμια (κυλινδρικά και ορθογωνικά) $\nu_u = 0.5$. Σημειώνεται ότι, η τιμή $\nu_u = 0.5$ για την εκτίμηση της εγκάρσιας διαστολής αποτελεί κάτω όριο, δεδομένου ότι κατά κανόνα η διόγκωση που αντιστοιχεί σε δοκίμια με μέτρια ή χαμηλή περίσφιγξη αντιστοιχεί σε $0.5 \leq \nu_u < 1$.

Κατά την εκδήλωση του λυγισμού των ράβδων, η προ-σαύξηση, τοπικά, της παραμόρφωσης του μανδύα στις γωνίες, $\Delta \varepsilon_{f,ch}$, υπολογίζεται ως η περιφερειακή παραμόρφωση ενός δακτυλίου σκυροδέματος ακτίνας R_{ch} (R_{ch} η ακτίνα καμπύλωσης των γωνιών του δοκιμίου μετρούμενη από το κ.β. της ράβδου), ο οποίος υπόκειται σε ακτινική μετατόπιση w , Σχ. 10(α). Έτσι, προκύπτει ότι:

$$\Delta \varepsilon_{f,ch} = w / R_{ch} \quad (3.19)$$

Η συσχέτιση της μέσης παραμόρφωσης $\Delta \varepsilon_f^{buckl}$ και της τοπικής παραμόρφωσης $\Delta \varepsilon_{f,ch}$ του μανδύα ΙΟΠ μπορεί να προκύψει από την απλή θεώρηση ότι η πρώτη κατανέμεται ομοιόμορφα στο ευθύ τμήμα κάθε πλευράς της διατομής (Σχ. 10(α)) ως $\Delta \varepsilon_f^{buckl} = 2w / b_s$, οπότε εξάγεται η σχέση:

$$\Delta \varepsilon_f^{buckl} = (2R_{ch} / b_s) \cdot \Delta \varepsilon_{f,ch} \quad (3.20)$$

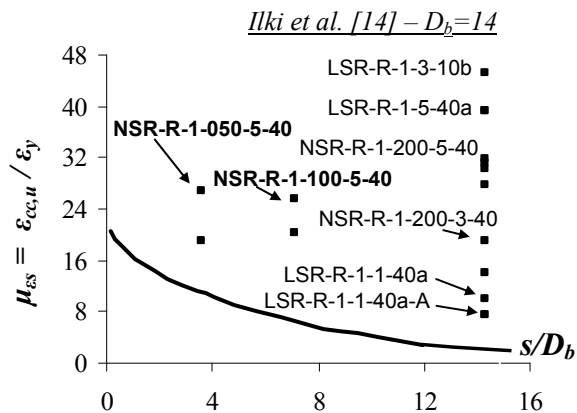
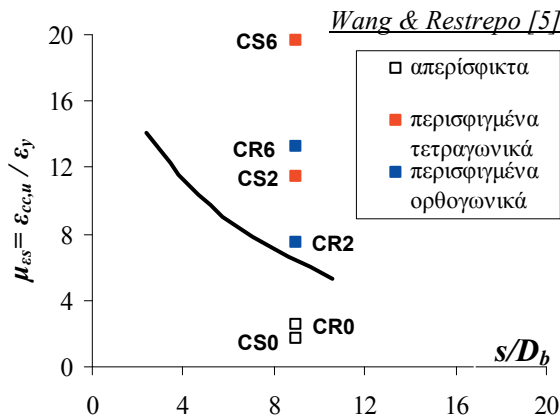
Έτσι, π.χ. για σύνθετο υλικό με ικανότητα παραμόρφωσης $\varepsilon_{fu} = 0.018$ και γεωμετρικά στοιχεία διατομής $b_s = 250\text{mm}$ και $R_{ch} = 25\text{mm}$, υπό την θεώρηση μόνον του λυγισμού και όχι της διαστολής του πυρήνα, εκτιμάται η παραμόρφωση αστάθειας οπλισμού ακολουθώντας αντίστροφη πορεία ως εξής: αν στις γωνίες εξαντλείται η ικανότητα παραμόρφωσης τότε $\Delta \varepsilon_{f,ch} = \varepsilon_{fu} = 0.018$, το βέλος κάμψης είναι σχεδόν ανεπαίσθητο ($w = 0.45\text{mm}$) και $\Delta \varepsilon_f^{buckl} = 0.0036$, οπότε η κρίσιμη αξονική παραμόρφωση αστάθειας οπλισμού είναι $\varepsilon_{s,crit} = 0.0072$ (για $\nu_u = 0.5$). Συνεπώς, ο χάλυβας έχει εισέλθει στην κρίση.

Η εγκάρσια παραμόρφωση στο στάδιο λυγισμού συμπε-ριλαμβάνει συνιστώσες λόγω κάμψης του οπλισμού, $\Delta \varepsilon_f^{buckl}$ και λόγω ταυτόχρονης διόγκωσης του πυρήνα σκυροδέ-ματος ε_f^{dil} , δηλαδή, $\varepsilon_f^{buckl} = \Delta \varepsilon_f^{buckl} + \varepsilon_f^{dil}$. Δεδομένου ότι, στις γωνίες εξαντλείται η ικανότητα παραμόρφωσης του υλικού, είναι δηλαδή $\varepsilon_{fu} = \Delta \varepsilon_{f,ch} + \varepsilon_f^{dil,crit}$ (η οποία συντηρητικότερα διατυπώνεται ως $\varepsilon_f^{deb} = \Delta \varepsilon_{f,ch} + \varepsilon_f^{dil,crit}$ ώστε να ληφθεί υπόψη η πιθανότητα περιορισμού της παραμόρφωσης λόγω αποκό-λησης), η συσσωρευμένη, μέση παραμόρφωση του μανδύα είναι τελικώς ίση με:

$$\varepsilon_f^{buckl} = 2 \frac{R_{ch}}{b_s} \cdot (\varepsilon_{fu} - \nu_u \varepsilon_{s,crit}) + \varepsilon_f^{dil} \quad (3.21)$$

Όταν οι θλιβόμενες ράβδοι βρεθούν σε κρίσιμες συνθή-κες αστάθειας, τότε συμβαίνει ανακατανομή της έντασης από τις ράβδους στον περισφιγμένο πυρήνα σκυροδέματος, υπό την προϋπόθεση ότι ο τελευταίος διαθέτει επαρκή αντο-χή λόγω περίσφιγξης. Το φορτίο που μεταβιβάζουν σταδιακά οι ράβδοι στο σκυρόδεμα είναι ίσο με $f_{s,crit} A_s$ (τα δύο υλικά δρουν ως ελατήρια εν παραλλήλω). Για παραμόρφωση πέ-ραν του κρίσιμου ορίου $\varepsilon_{s,crit}$, η ράβδος διατηρεί ποσοστό του ανωτέρω φορτίου, το οποίο μειώνεται με αυξανόμενη αξο-νική παραμόρφωση, ενώ αντίστοιχα αυξάνει το φορτίο που παραλαμβάνει ο πυρήνας σκυροδέματος [25, 26]. Ο παράγο-ντας που καθορίζει εάν σε αυτό το στάδιο θα συμβεί αστο-χία ή όχι είναι το επιπλέον μέγεθος έντασης που καλείται να αναλάβει ο πυρήνας σε σχέση με το απόθεμα αντοχής, το οποίο προκύπτει λόγω περίσφιγξης μέσω ΙΟΠ. Αν ο πυρήνας μπορεί να παραλάβει αυτό το φορτίο τότε συμβαίνει αύξηση της παραμόρφωσης για μέγεθος όσο το πολύ το απόθεμα σε παραμόρφωση που διαθέτει ο πυρήνας –κατά την (3.22)- και η αστοχία επέρχεται αργότερα. Από την άλλη πλευρά, αν ο πυρήνας δεν μπορεί να παραλάβει αυτή την προσαύξηση συμβαίνει απότομη αστοχία και διάρρηξη του μανδύα ΙΟΠ λόγω λυγισμού των ράβδων.

$$\Delta \varepsilon_f^{buckl} = 2R_{ch} / b_s \cdot (\varepsilon_{fu} - \nu_u \varepsilon_{s,crit}) \quad (3.22)$$



Σχήμα 11: Συσχέτιση πειραματικών δεδομένων ως προς τις αντίστοιχες καμπύλες λυγισμού.

Figure 11: Correlation of experimental data with the buckling curves.

Το απόθεμα σε αντοχή του εγκιβωτισμένου πυρήνα μπορεί να προκύψει με χρήση του βασικού προσομοιώματος των Richart et al. [22], κατά το οποίο η αντοχή του περισιφιγμένου σκυροδέματος f_{cc} δίδεται από την σχέση $f_{cc} = f_c + K \cdot \sigma_{lat}$ με $K=3$ για δοκίμια που εμπεριέχουν διαμήκη οπλισμό, (Σχ. 12, [10]). Έτσι, και με χρήση της (3.1), το απόθεμα αντοχής ορίζεται ως:

$$\Delta f_{cc} = 3 \cdot k_f^{conf} \rho_{fv} E_f (\varepsilon_{fu} - \nu_u \varepsilon_{s,crit}) \frac{R_{ch}}{b_s} \geq 0 \quad (3.23)$$

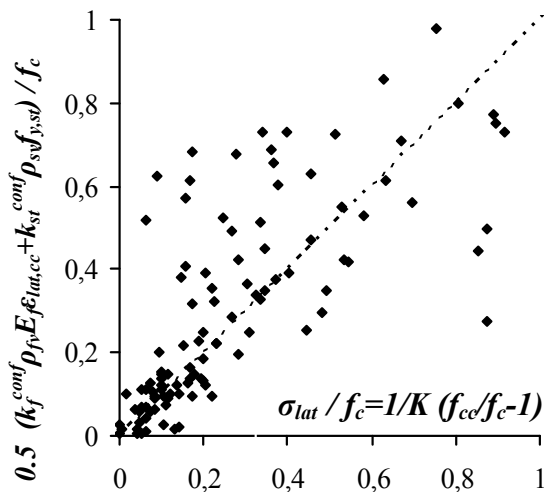
Στις εξισώσεις (3.21) και (3.23) ο όρος R_{ch}/b_s , στην περίπτωση των κυλινδρικών δοκιμών, λαμβάνεται ίσος με 0.5. Η υπερφόρτιση του πυρήνα σκυροδέματος λόγω της τάσης που μεταφέρεται από τις λυγισμένες ράβδους είναι:

$$\Delta f_{ax} = \frac{(f_{s,crit} - f_{s,res}) \cdot A_s}{(A_{gross} - A_s)} \quad (3.24)$$

A_{gross} είναι το εμβαδόν της διατομής του δομικού στοιχείου, A_s το εμβαδόν του διαμήκους οπλισμού και $f_{s,res}$ η απομένουσα αντοχή των λυγισμένων ράβδων για μέγεθος παραμόρφωσης $\varepsilon_s > \varepsilon_{s,crit}$. Η απομένουσα αντοχή λυγισμένων ράβδων στην περίπτωση συμμετρικού οπλισμού δίδεται από [25]:

$$f_{s,res} = \frac{6f_y}{(s/D_b)} \quad (3.25)$$

Εάν η υπερφόρτιση Δf_{ax} είναι μεγαλύτερη από το απόθεμα αντοχής Δf_{cc} τότε συμβαίνει ψαθυρή αστοχία διότι ο πυρήνας δεν μπορεί να παραλάβει το μεταβιβαζόμενο από τις λυγισμένες ράβδους φορτίο.



Σχήμα 12: Διερεύνηση ανηγμένης τάσης περίσφιξης (αναλυτικής και πειραματικής) για την εκτίμηση του συντελεστή K.

Figure 12: Correlation between analytical and experimental confining pressure for the definition of coefficient K.

Αντίθετα, εάν ισχύει $\Delta f_{cc} > \Delta f_{ax}$, τότε ο λυγισμός μετατίθεται σε υψηλότερο επίπεδο παραμόρφωσης. Η ανωτέρω μεθοδολογία εφαρμόζεται στα πειράματα των Wang and

Restrepo [5]. Στον Πίνακα 1 δίδονται γεωμετρικά στοιχεία, ποσοστά όπλισης καθώς και υπολογισμοί που έχουν γίνει με βάση την μεθοδολογία. Το προσομοίωμα είναι σε θέση να εκτιμήσει την πειραματική απόκριση των δοκιμών CS6 και CR6, ότι δηλαδή η αστοχία λόγω λυγισμού μετατίθεται σε υψηλότερα επίπεδα παραμόρφωσης επειδή ο πυρήνας έχει απόθεμα σε αντοχή για να παραλάβει το φορτίο λυγισμού που του μεταθέτουν οι λυγισμένες ράβδοι. Ωστόσο, για τα δοκίμια CS2 και CR2, τα οποία σύμφωνα με τους ερευνητές αστόχησαν λόγω αποκόλλησης του μανδύα, η υπερφόρτιση (~2.7MPa) δεν μεταβιβάστηκε πλήρως αφού το απόθεμα αντοχής (~ 2MPa και 1MPa αντίστοιχα) εξαντλήθηκε στο στάδιο αποκόλλησης του μανδύα.

Πίνακας 1. Εφαρμογή μεθοδολογίας για τα δοκίμια των Wang and Restrepo [5] με $s/D_b=9$ (Σχ. 11).

#	$b-d$	n_f - ρ_{fv}	k_f^{conf}			Δf_{ax} MPa	Δf_{cc} MPa
CS6 4 Φ20	30 0 - 30 0	6 - 0. 10	0.56	$\varepsilon_{s,crit}$ (Σχ. 11) $=6.5 \cdot \varepsilon_y =$ 0.014 $\varepsilon_{fu}=0.01$ 8 ($t_f=1.27$ mm, $E_f=20.5$ GPa) $R_{ch}=30$ mm	$f_{s,res}$ (3.25) = 292.7M Pa ($f_y =$ 439MPa) $f_{s,crit}$ (3.16) = 480MPa $\nu_u=0.3$ (CS6, CR6)	2.68	6.20
CR6 6 Φ20	45 0 - 30 0	6 - 0. 09	0.47			2.67	4.32
CS2 4 Φ20	30 0 - 30 0	2 - 0. 04	0.56			2.68	2.07
CR2 4 Φ20	45 0 - 30 0	2 - 0. 03	0.47	$b_s=240$ mm	$\nu_u=0.5$ (CS2, CR2)	2.67	1.15

3.4 Τοπική παραμόρφωση μανδύα, $\varepsilon_{f, ch}$

3.4.1 Αστοχία λόγω συγκέντρωσης θλιπτικών τάσεων

Η συγκέντρωση τάσεων στις περιοχές όπου συμβαίνει έντονη αλλαγή κλίσης των ινών του μανδύα ΙΟΠ έχει αναγνωρισθεί ως συνήθης αιτία πρόωρης αστοχίας ψαθυρού τύπου. Για την κατά το δυνατόν εξάλειψή της οι γωνίες αμβλύνονται κατά ακτίνα καμπύλωσης R_{ch} . Ωστόσο, στις περιοχές αυτές συνεχίζει να υφίσταται συγκέντρωση τάσεων, σ_{lat} , από τον μανδύα προς το σκυρόδεμα και αντιστρόφως, όπως φαίνεται στο Σχ. 13(α). Από ισορροπία δυνάμεων το μέγεθος της τάσης προκύπτει:

$$\sigma_{lat} = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{t}{R_{ch}} E_f \varepsilon_{f, ch} = 0.9 \frac{t}{R_{ch}} E_f \varepsilon_{f, ch} \quad (3.26)$$

και συναρτάται με τη δυστένεια του μανδύα (tE_f), τη γωνία καμπύλωσης και την τοπική εγκάρσια παραμόρφωση του σύνθετου υλικού. Από την εξίσωση (3.26) προκύπτει ότι για δεδομένη παραμόρφωση του μανδύα $\varepsilon_{f, ch}$ (μικρότερη της οριακής τιμής ε_{fu}), αύξηση της δυστένειας του μανδύα επιφέρει αύξηση της τοπικής τάσης σ_{lat} , ενώ η αύξηση του R_{ch} συντείνει στη μείωση της σ_{lat} . Πιθανά σενάρια τοπικής αστοχίας στις στρογγυλεμένες γωνίες είναι:

- Η τάση σ_{lat} να υπερβεί την αντοχή του σκυροδέματος σε σύνθλιψη η οποία συντηρητικά λαμβάνεται ίση με τη θλιπτική αντοχή του απερίσιφιγκτου σκυροδέματος, f_c . Σε αυτή την περίπτωση, υπάρχουν δύο ενδεχόμενα: είτε ο μανδύας έχει απόθεμα παραμόρφωσης οπότε θα προηγηθεί τοπικός θρυμματισμός της επικάλυψης, είτε θα συμβεί ταυτόχρονη θραύση σκυροδέματος και ινών.
- Η απαίτηση σε τοπική παραμόρφωση του μανδύα, $\varepsilon_{f, ch}$, να υπερβεί την ικανότητα του υλικού ε_{fu} οπότε η θραύση των ινών θα επέλθει πριν την αστοχία σκυροδέματος.

3.4.2 Αστοχία λόγω λυγισμού θλιβομένων ράβδων

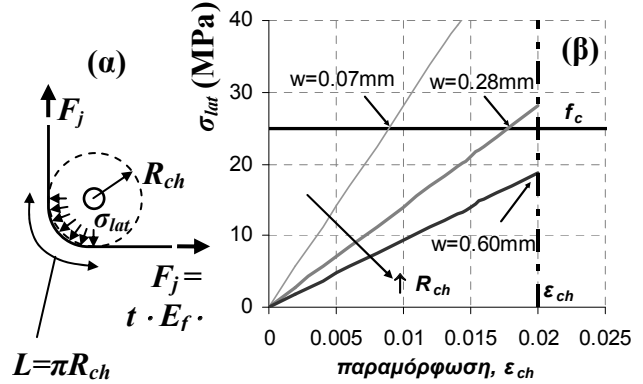
Απλοποιητικά, η τοπική παραμόρφωση που αναπτύσσει ο μανδύας ΙΟΠ, $\varepsilon_{f, ch}$, στο μεσοδιάστημα μεταξύ των συνδετήρων λόγω λυγισμού των θλιβομένων ράβδων, μπορεί να προσδιοριστεί μέσω του βέλους κάμψης, w , θεωρώντας πολικές συντεταγμένες ως, $\varepsilon_{f, ch} = w / R_{ch}$. Καθώς η ράβδος κάμπτεται προς τα έξω, ασκεί στο σκυρόδεμα της επικάλυψης θλιπτικές τάσεις, οι οποίες παραλαμβάνονται από τοπική τάνυση του μανδύα ΙΟΠ όπως στο Σχ. 13(α). Έτσι, αντικαθιστώντας τον ορισμό της παραμόρφωσης $\varepsilon_{f, ch}$ στην (3.26) προκύπτει συσχέτιση της θλιπτικής τάσης και του βέλους κάμψης ως,

$$\sigma_{lat} = 0.9 \cdot E_f \cdot (t / R_{ch}^2) \cdot w \quad (3.27)$$

Από το γράφημα του Σχ. 13(β) φαίνεται ότι όσο αυξάνει η ακτίνα καμπύλωσης καθίσταται δυνατή η εξάντληση της παραμορφωσιμότητας του ΙΟΠ με ταυτόχρονη εξάλειψη του κινδύνου σύνθλιψης του σκυροδέματος της επικάλυψης στην εγκάρσια διεύθυνση.

4 ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στην παρούσα εργασία διερευνάται η συμπεριφορά στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος ενισχυμένων με μανδύες ΙΟΠ. Αντικείμενο ήταν η διερεύνηση του ρόλου του οπλισμού που υπάρχει, ήδη, από κατασκευής του στοιχείου. Για τον λόγο αυτό συγκεντρώθηκε βάση πειραματικών δεδομένων η οποία αποτελείται από δοκίμια υποστυλωμάτων με οπλισμό και μανδύες ΙΟΠ που έχουν δοκιμαστεί σε κεντρική θλίψη.



Σχήμα 13: (α) Συγκέντρωση θλιπτικών τάσεων σε περιοχή αλλαγής κλίσης του μανδύα ΙΟΠ και (β) επιρροή της ακτίνας καμπύλωσης στην εκδήλωση αστοχίας λόγω λυγισμού.

Figure 13: (a) Stress concentration on FRP along the chamfered corner of specimen and (b) influence of R_{ch} on bar buckling.

Για την ερμηνεία των πειραματικών δεδομένων χρησιμοποιείται το αναλυτικό προσομοίωμα των Tastani et al. (2006). Κύριο χαρακτηριστικό του εν λόγω προσομοιώματος είναι ο αναλυτικός υπολογισμός της συμμετοχής του διαμήκους οπλισμού στην ανάληψη θλιπτικού φορτίου πριν και μετά την πραγματοποίηση συνθηκών αστάθειας (κρίσιμες συνθήκες λυγισμού).

Για τον σκοπό αυτό το προσομοίωμα χρησιμοποιεί το διάγραμμα αλληλεπίδρασης της πλαστιμότητας παραμορφώσεων ως συνάρτηση του ανηγμένου αστήρικτου μήκους της ράβδου, s/D_b . Με τη βοήθεια αυτού του διαγράμματος η χάραξη του οποίου εξαρτάται κυρίως από τα χαρακτηριστικά κράτυνσης του οπλισμού, κρίνεται η ενδεχόμενη δημιουργία πρώιμης αστοχίας, καθώς, επίσης, και η παράταση της ικανότητας παραμόρφωσης που επιτυγχάνεται με την προσθήκη του μανδύα σε σχέση με την αρχική κατάσταση του στοιχείου. Σημαντικό στοιχείο του προσομοιώματος είναι η εκτίμηση ανακατανομής της έντασης μεταξύ οπλισμού και σκυροδέματος στην περίπτωση που το τελευταίο έχει πρόσθετα αποθέματα αντοχής κατόπιν περίσφιγξης για να υποστηρίξει τον χάλυβα μετά την πραγματοποίηση κρίσιμων συνθηκών.

Επιπλέον, βάσει των πειραματικών δεδομένων αναγνωρίζεται και διατυπώνεται αριθμητικά η επιρροή της υψηλής περίσφιγξης σε συνδυασμό με τη χαμηλή αντοχή σκυροδέματος στην αστοχία λόγω κονιορτοποίησης του εγκιβωτισμένου πυρήνα.

Υπό αυτές τις συνθήκες και σε προηγμένο στάδιο παραμόρφωσης συμβαίνει ογκομετρική συστολή, η οποία συνοδεύεται με κατάρρευση της πορώδους δομής του σκυροδέματος. Η κατάσταση αυτή εκλαμβάνεται στο προσομοίωμα ως περιορισμός της αποτελεσματικότητας περίσφιγξης του ΙΟΠ με σχετική τροποποίηση του συντελεστή αποτελεσματικότητας k_f^{conf} .

ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ

Θερμές ευχαριστίες εκφράζονται στην κα. Ελ. Βιντζηλαίου, Αναπλ. Καθηγήτρια ΕΜΠ για την ευγενική παραχώρηση δεδομένων από δική της βιβλιογραφική ανασκόπηση [29].

ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- (2005). Κανονισμός Επεμβάσεων (ΚΑΝΕΠΕ), ΟΑΣΠ.
- Fardis M. and Khalili H (1982). Concrete encased in fiberglass reinf. plastic. "ACI Journal", V. 78, No. 6: 440 - 446.
- Mirmiran A., Shahawy M. (1997). Behavior of c. columns confined by fiber composites. "ASCE J. of Structural Engineering", V. 123, No. 5: 583 - 590.
- Tastani S., Pantazopoulou S. (2004). Exp. evaluation of FRP jackets in upgrading rc corroded columns with substandard detailing. "Engineering Structures", V. 26, No. 6: 817-829.
- Wang Y., Restrepo J. (2001). Investigation of concentrically loaded r.c. columns confined with glass FRP jackets. "ACI Structural Journal", V. 98, No. 3: 377 - 385.
- Pantazopoulou S., Bonacci J.F., Sheikh S., Thomas M.D.A., Hearn N. (2001). Repair of corrosion-damaged columns with FRP wraps. "ASCE J. of Comp. for Constr.", V. 5, No. 1: 3 - 11.
- Pessiki S., Harries K., Kestner J., Sause R., and Ricles J. (2001). Axial behavior of r.c. columns confined with FRP jackets. "ASCE J. of Comp. for Constr.", V. 5, No. 4: 237 - 245.
- Paula R., Silva M. (2002). Sharp edge effects on FRP confinement of RC square columns. University Nova de Lisboa, Portugal. <http://www.quakewrap.com>.
- Matthys S., Toutanji H., Audenaert K., Taerwe L., (2005). Axial load behavior of large-scale columns confined with FRP composites. "ACI Structural J.", V. 102, No. 2: 258 - 267.
- Tastani S., Pantazopoulou S., Zdoumba D., Plakantaras V., and Akritidis E. (2006). Limitations of FRP-jacketing in confining old-type r.c. members in axial compression. "ASCE J. of Composites for Construction", V. 10, No. 1: 13 - 25.
- Karabinis A.I., Rousakis T.C. (2006). FRP confining effects on steel reinf. concrete square sections subjected to axial load. "FIB 2nd Intl. Congress", CD ROM Proc., Naples, Italy.
- De Diego A., Artega A., Recurero A., Lopez-Hombrados C. (2006). Strengthening of square rc columns using FRPs. "FIB 2nd Intl. Congress", CD ROM Proc., Naples, Italy.
- Pan J., Xu T., Hu Z. (2007). Experimental investigation of load carrying capacity of the slender r.c. columns wrapped with FRP. "Constr. and Building Materials", V. 21: 1991 - 1996.
- Ilki A., Peker O., Karamuk E., Demir C., and Kumbasar N. (2008). FRP retrofit of low and medium strength circular and rectangular reinforced concrete columns. "ASCE J. of Materials in Civil Engineering", V. 20, No. 2: 169-188.
- ACI Committee 440 (2002). Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures (440.2R-02), Farmington Hills, Michigan.
- FIB Bulletin 14 (2001). Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures. Technical report, FIB Task group 9.3, Lausanne, Switzerland.
- Mau, S. (1990). Effect of tie spacing on inelastic buckling of reinforcing bars. "ACI Structural J.", V. 87, No. 6: 671-677.
- EΚΩΣ 2000. Ελληνικός Κανονισμός για την Μελετη και Κατασκευή Έργων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα, ΤΕΕ.
- Tastani S., Pantazopoulou S. (2008). Detailing procedures for seismic rehabilitation of r.c. members with fiber reinforced polymers. "Engineering Structures", V. 30, No. 2: 450-461.
- Guoqiang Li (2006). Experimental study of FRP confined c. cylinders. "Engineering Structures", V. 28: 1001 - 1008.
- Imran I., Pantazopoulou S. (1996). Exp. study of plain c. under triaxial stress. "ACI Materials J.", V. 93, No. 6: 589-601.
- Richart F., Brandtzaeg A., Brown R. (1928). Study of failure of c. under combined compressive stresses. Bull. No 185, Engineering Experiment Station Univ. of Illinois, Urbana, Ill.
- Pantazopoulou S.J. (1995). Role of expansion on mechanical behavior of concrete. "ASCE J. of Structural Engineering", V. 121, No. 12: 1795-1805.
- Pantazopoulou, S. (1998). Detailing for reinforcement stability in RC members. "ASCE J. Structural Engineering", V. 124, No. 6: 623-632.
- Monti G., Nuti C. (1992). Nonlinear cyclic behavior of reinforcing bars including buckling. "ASCE J. of Structural Engineering", V. 118, No. 12: 3268 - 3284.
- Maalej M., Tanwongswal S., Paramasivam P. (2003). Modelling of rectangular RC columns strengthened with FRP. "Cement and Concrete Composites", V. 25: 263 -276.
- Yalcin C, Saatcioglu M. (2000). Inelastic analysis of r.c. columns. "Computers and Structures", V. 77: 539 - 555.
- Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R., (1984). Seismic Design of Bridge Piers, Report No. 84-2, Dept. of Civil Engineering, Univ. of Canterbury, Christchurch, 483 pp.
- Vintzileou E., Panagiotidou E. (2008). An empirical model for predicting the mechanical properties of FRP-confined concrete. "Construction and Building Materials", V. 22, No. 5: 841-854

Extended summary

FRP Jacketed Reinforced Concrete under Compression: Analysis of Concrete Compaction and bar Buckling

S. P. TASTANI

PhD Civil Engineer, DUTH

A. DERVISIS

MSc Civil Engineer, DUTH

S. J. PANTAZOPOULOU

Professor, DUTH

Abstract

The effective strain of FRP wraps used as confining jackets of substandard reinforced concrete members in seismic strengthening applications is studied with the objective to establish the associated plastic compression strain capacity of the encased concrete core. For imposed strains exceeding the effective value, failure owing to compressed bar buckling accompanied with FRP fracture and disintegration of concrete core has been observed. The conditions that lead to this behavior are formulated as part of an analytical model, which was validated using an experimental database. Output of the model is the compressive load carrying capacity of longitudinal reinforcement before and after attainment of instability conditions. Moreover, the influence of high confining pressure in combination with low concrete quality on failure mode due to compaction of the pore structure of the concrete material is formulated in the model. At advanced compressive strain states, concrete undergoing compaction sustains a net volumetric contraction thereby reducing the effectiveness of the passive action of the jacket which is mobilized by lateral dilation of the encased core.

1 INTRODUCTION

The importance of passive confinement provided by transverse reinforcement on the behavior of reinforced concrete (r.c.) is recognized as a requirement for ductile response. This is extended to cover the use of FRP wraps to supplement substandard transverse reinforcement in ductility-deficient concrete elements. The fibers of the jacket, placed transversally to the longitudinal axis of the element are passively mobilized in tension because damage under either direct axial or diagonal compression is manifested by dilation of the encased concrete.

The confining effectiveness of the FRP jacket in improving the mechanical characteristics of concrete is documented through extensive experimental research [2-12]. Testing of FRP encased concrete was conducted at first on plain cylindrical and r.c. specimens with variables being the composite material (i.e. fiber type, numbers of plies, orientation of the fibers, use of strips or continuous jackets), the aspect ratio of the rectangular cross section, the

chamfering radius of the corners, the concrete strength and the loading history. After the destructive earthquakes of the 1990s, use of these materials in repair / strengthening of r.c. structures was spread due to the pressing need for immediate solutions. Research was focused in establishing the efficacy of jackets as a confining device for concrete members with longitudinal and substandard transverse reinforcement. Here, available tests are assembled into a database which is used to interpret the interaction between FRP confining jackets and deformation behavior and capacity of encased r.c. elements.

Comparison of tests on FRP-jacketed plain and r.c. specimens shows that the compressive strain ductility of encased concrete is limited by long. bar buckling. This failure mode is marked by concrete cover and core disintegration and an abrupt descending branch in the stress - strain response. But there are conflicting observations with regards the interaction of jacket and long. reinforcement: in some studies jacket rupture is attributed to bar buckling [7, 10] (Fig. 1(a)); in others, buckling is prevented by the FRP confining action, with attained strain ductilities similar to those observed in plain concrete specimens [5, 11, 14], Fig. 1(b).

The uncertainty regarding the sequence of failure has serious practical implications. The argument is that if FRP confinement successfully suppresses bar buckling regardless of pressure magnitude, then, strengthening of substandard members with sparse stirrups with FRPs is safe at least with regards to provision of ductility (also valid in r.c. members with corroded stirrups [4].) If, on the contrary, the FRP jacket only delays the occurrence of buckling to higher strain levels without finally precluding the phenomenon, then, it is necessary to amend the available design recommendations with pertinent expressions to relate the attainable compression strain ductility with the design parameters of the FRP jacket (number of layers and type of material) [1,15-16].

These two non-equivalent manifestations of failure described correspond to different approaches in rehabilitation design. In the first case the confined member is expected to have ductile behavior as a result of the progressive mobilization of the jacket in tension up to exhaustion of its

strain capacity. At that point the average transverse strain of the enclashed member owing to concrete dilation reaches values similar to the fracture strain of the FRP (1-2%). In the second case the member shows limited ductility with the average transverse strain at failure being lower than the strain capacity of the jacket. The axial compressive strain at failure is controlled by the stress – strain law of steel taking in consideration the second order influences that occur in the bar between successive stirrups.

The confining pressure imparted by the FRP on the encased concrete is obtained from Eqn. (3.1), i.e. it is a continuous function of effective jacket strain, ϵ_f^{eff} and hence the two types of performance discussed above characterize response obtained for different design values of the main variables. For low confining pressure contribution of the jacket to strain capacity enhancement of the encased concrete is negligible leading to buckling of the bars similar to what would happen in unjacketed members; for very high confinement the deformation capacity of the core is so high that even when bars yield in compression thereby theoretically losing their stiffness, buckling is suppressed since the concrete core may support the entire compression load. The average jacket strain, ϵ_f^{eff} , is given by Eq. (3.2) as the least of the strain values corresponding to (a) anchorage failure of the external jacket layer, ϵ_f^{deb} , (b) crushing failure with transverse dilation of the core, ϵ_f^{dil} , and (c) cover failure and jacket rupture upon buckling initiation of the compressed bars, $\epsilon_f^{\text{buckl}}$ (see Eqns. 3.3, 3.5, 3.21; also see Tastani et al., 2008). Fig. 5a plots results for the measured lateral strain for all tests included in the database. The apparent Poisson ratio at failure (defined for post-peak strain at a 15% loss of the peak load) and the corresponding confining pressure plotted in Fig. 5b.1,2 are identified in terms of low (black symbols), medium (empty symbols) and high confining pressure (red symbols). In the first case confining pressure was less than $0.2f_c$, the strain ductility $\epsilon_{cc,u}/\epsilon_{cc}$ < 5, whereas v_u ranged between 0.5 and 1. In the second group, the confining pressure ranged between 0.2 to $0.5f_c$, the strain ductility $5 < \epsilon_{cc,u}/\epsilon_{cc} < 15$, whereas v_u was around 0.5. In the last group the confining pressure ranged between $0.5 \times 1.0f_c$, the strain ductility $15 < \epsilon_{cc,u}/\epsilon_{cc} < 30$, whereas v_u was < 0.5. In some cases very large ductility was obtained (≈ 30) for confining pressures around $0.4f_c$, owing to a relatively low concrete strength. In practical applications it is suggested that v_u be taken = 0.5 for $\epsilon_{cc,u}/\epsilon_{cc} \leq 10$, whereas for $\epsilon_{cc,u}/\epsilon_{cc} > 10$, $v_u = 0.3$.

A conservative limit for the deformation capacity of confined concrete, $\epsilon_{cc,u}$, is obtained from Eq. (3.6). Fig. 6(a) plots results for the database of tests. Strain capacity is overestimated mostly in cases with many jacket layers (>4) or cases with $f_c < 16\text{MPa}$. These specimens exhibited a plastic behaviour, marked by volumetric contraction than dilation at failure, owing to compaction of the pore

structure of the material due to very high confinement (Fig. 6b, γ). The volumetric strain is estimated in Fig. 7, where the relationship between the onset of volumetric dilation and the post-peak slope of the stress-strain law is illustrated. To account for the reduced mobilization of the jacket due to the lower rate of transverse strain increase in the presence of high confinement, Eq. (3.6) is modified as per (3.14); the confinement effectiveness k_i^{conf} is obtained from Eq. (3.13), where ϵ_A^p the plastic area strain of the cross section supporting the compressive load. The plastic (compaction) volumetric strain is estimated from Eq. (3.11), where the components of plastic strain preserve the ratio of the deviatoric stress components. Specimens identified for compaction strain were those that satisfy one of the three criteria (Eqs. 3.7-3.9); a much improved correlation of (3.14) with the tests is illustrated in Fig. 8.

To establish the value of $\epsilon_f^{\text{buckl}}$, Tastani et al. [10] estimated the compression load sustained by the longitudinal bars before and after the development of bar instability (critical buckling conditions). For this purpose the strain ductility curve of compression steel (interaction diagram of the dependable axial strain ductility versus the ratio of stirrup spacing to bar diameter s/D_b) is drawn using the strain hardening properties of steel (Eq. 3.16-3.17, Fig. 10, [17]). Experimental points falling below the interaction diagram have failed by longitudinal bar buckling (Fig. 11 plots example cases from the database). The average lateral strain (jacket strain) at the onset of buckling is obtained from the critical axial strain through the v_u value at failure, (taken here for simplicity as 0.5, Eq. 3.18). Upon lateral deflection of the buckling bar by w , the jacket strain increases locally at the corners by $\Delta\epsilon_{f, \text{ch}}$ (Eq. 3.19, where R_{ch} the chamfering radius at the corners of the member). The relationship between the increase in average ($\Delta\epsilon_f^{\text{buckl}}$) and the local jacket strains due to buckling is estimated from Eq. 3.20.) The total lateral jacket strain at the onset of bar buckling is $\epsilon_f^{\text{buckl}} = \Delta\epsilon_f^{\text{buckl}} + \epsilon_f^{\text{dil}}$, which, when set equal to the jacket strain at failure in the corners of the section leads to Eq. 3.21 for calculation of the average transverse strain at bar buckling. Once the bars reach the state of instability they shed load to the confined core. Whether bending of the bars will take place or not depends on the magnitude of the stress overload of the concrete core as compared with its strength reserves. The strength reserve is defined by Eq. 3.23, whereas the stress overload carried to concrete by the buckling rebars is given by Eq. 3.24, where the residual stress sustained by the buckling rebars, $f_{s, \text{res}}$ is defined by Eq. 3.25. Brittle failure occurs when $\Delta f_{cc} < \Delta f_{ax}$, otherwise failure by bar buckling is suppressed to higher levels of strain (Fig. 12). The method described is applied to a number of specimens in the database, as outlined in Table 1.