

Επίπτωση του Λυγισμού των Θλιβομένων Ράβδων στην Ενεργό Παραμόρφωση Μανδύα Περίσφιγξης από ΙΟΠ Influence of compression bar buckling on the effective strain of confining FRP jackets

Σουζάνα ΤΑΣΤΑΝΗ¹, Αθανάσιος ΔΕΡΒΙΣΗΣ², Σταυρούλα ΠΑΝΤΑΖΟΠΟΥΛΟΥ³

ΠΕΡΙΛΗΨΗ : Με αντικείμενο τις αντισεισμικές ενισχύσεις/επισκευές ανεπαρκώς οπλισμένων στοιχείων σκυροδέματος με την βοήθεια μανδυών από ινοπλισμένα πολυμερή (ΙΟΠ), εξετάζεται η ενεργός παραμόρφωση σχεδιασμού του ΙΟΠ ως μηχανισμού περίσφιγξης σε θλιβόμενα στοιχεία (και η συνακόλουθη πλαστιμότητα θλιπτικών παραμορφώσεων σκυροδέματος). Για επιβαλλόμενες παραμορφώσεις που υπερβαίνουν την ενεργό τιμή, ενίστε έχει παρατηρηθεί αστοχία από λυγισμό του θλιβόμενου οπλισμού με θραύση του μανδύα ΙΟΠ και αποδιοργάνωση του σκυροδέματος. Για την διερεύνηση των συνθηκών που οδηγούν σε αυτή τη συμπεριφορά αναπτύχθηκε αναλυτικό προσομοίωμα το οποίο στη συνέχεια συσχετίσθηκε με πειραματική βάση δεδομένων από την βιβλιογραφία. Εξαγόμενο του προσομοιώματος είναι το αναλαμβανόμενο θλιπτικό φορτίο από τον διαμήκη οπλισμό, πριν και μετά την πραγματοποίηση συνθηκών αστάθειας. Μέσω του προσομοιώματος είναι δυνατός ο υπολογισμός ανακατανομής της έντασης μεταξύ οπλισμού και σκυροδέματος, στην περίπτωση που το τελευταίο έχει αποθέματα αντοχής λόγω περίσφιγξης ώστε να υποστηρίξει τον χάλυβα μετά την πραγματοποίηση των συνθηκών αστάθειας.

ABSTRACT : With reference to seismic upgrading of poorly detailed reinforced concrete frame members using FRP jackets, the effective design strain of the jacket material (and the commensurate increase of compression strain ductility) are explored for confining applications in compressed members. For strain demands exceeding the effective value in some cases rupture of the FRP has been reported, accompanied by reinforcing bar buckling and disintegration of the concrete core. To investigate the conditions that lead to this behavior, an analytical model was developed and subsequently correlated with the experimental database assembled from literature. A primary output of the model is the compressive load carried by longitudinal reinforcement before and after attainment of instability conditions. Through the model it is possible to estimate stress redistribution between reinforcement and the confined core (if the latter has strength reserves due to confinement, so as to support the steel through the plateau well into strain hardening).

¹ Δρ. Πολ. Μηχ., ΠΔ/407 Λέκτορας Τμ. Αρχ. Μηχ., Δημοκρίτειο Πανεπιστήμιο Θράκης, email: <u>stastani@civil.duth.gr</u>

² Πολιτικός Μηχανικός, Μεταπτυχιακός Φοιτητής, Δημοκρίτειο Πανεπιστήμιο Θράκης.

³ Καθηγήτρια, Τμήμα Πολιτικών Μηχανικών, Δημοκρίτειο Πανεπιστήμιο Θράκης, email: <u>pantaz@civil.duth.gr</u>

ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Ο σημασία του μηχανισμού περίσφιγξης στον σχεδιασμό κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα (Ο.Σ.) έχει αναγνωρισθεί από τους ισχύοντες Κανονισμούς Σχεδιασμού ως απαραίτητη προϋπόθεση για επίτευξη πλαστιμότητας, με κύρια αναφορά σε παθητική περίσφιγξη (όπως αναπτύσσεται στην περίπτωση συνδετήρων). Το θέμα αυτό επικαλείται και ο Κανονισμός των Επεμβάσεων που αναφέρεται σε χρήση μανδυών από σύνθετα υλικά ως μέσο αναπλήρωσης των ελλιπών συνδετήρων σε στοιχεία σκυροδέματος με διαγεγνωσμένη ανεπάρκεια πλαστιμότητας. Και σε αυτή την περίπτωση το υλικό του μανδύα, που 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 (σε περίπτωση συνδυασμένης δράσης αξονικού φορτίου και τέμνουσας) εκφράζεται με διόγκωση του εγκιβωτισμένου σκυροδέματος.

Η εντυπωσιακή λειτουργία των υλικών ΙΟΠ ως μηχανισμός περίσφιγξης στην βελτίωση των μηχανικών χαρακτηριστικών του σκυροδέματος έχει τεκμηριωθεί με πλήθος πειραματικών δοκιμών στην διεθνή βιβλιογραφία (Fardis and Khalili 1982, Mirmiran and Shahawy 1997, Rochette and Labossiere 2000, Wang and Restrepo 2001, Pantazopoulou et al. 2001, Pessiki et al. 2001, Parretti and Nanni 2003, Paula and Silva 2002, Matthys et al. 2005, Tastani et al. 2006, Karabinis and Rousakis 2006, de Diago et al. 2006, Pan et al. 2007, Ilki et al. 2008, και οι εξ αυτών αναφορές). Η διερεύνηση των μανδυών ΙΟΠ ξεκίνησε με δοκιμές σε άσπλα στοιχεία σκυροδέματος, αρχικά κυλινδρικού σχήματος και πρισματικά στην 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), την γεωμετρία της ορθογωνικής διατομής, την ακτίνα καμπύλωσης των ακμών, την ποιότητα του σκυροδέματος, και το είδος της φόρτισης (μονότονη ή ανακυκλιζόμενη). Μετά τους καταστροφικούς σεισμούς της προηγούμενης δεκαετίας στην Καλιφόρνια, στην Ελλάδα και στην Τουρκία, η χρήση αυτών των υλικών σε εφαρμογές αντισεισμικών ενισχύσεων και επισκευών σε κατασκευές σκυροδέματος με διαγνωσμένη αντισεισμική ανεπάρκεια πήρε εκτεταμένες διαστάσεις. Αιτία ήταν η πιεστική ανάγκη για γρήγορες και άμεσες λύσεις που αποδεδειγμένα παρείχαν τα ΙΟΠ λόγω ευκολίας στην τοποθέτηση. Για τον λόγο αυτό προτεραιότητα δόθηκε στην έρευνα της επάρκειας των ΙΟΠ ως οπλισμός περίσφιγξης σε στοιχεία σκυροδέματος ίδιας γεωμετρίας με αυτά που είχαν μελετηθεί προηγουμένως, που έφεραν όμως ενσωματωμένο διαμήκη και εγκάρσιο οπλισμό (συνδετήρες ή σπείρωμα).

Η σύγκριση των αποτελεσμάτων μεταξύ άοπλων και οπλισμένων δοκιμίων 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 στο μεσοδιάστημα μεταξύ διαδοχικών συνδετήρων με συνέπεια την απότομη πτώση του φορτίου με αποδιοργάνωση του σκυροδέματος της επικάλυψης και του πυρήνα. Εντούτοις, και σε αυτό το πεδίο, υπάρχουν αμφίδρομες πειραματικές ενδείξεις, δηλαδή ενώ σε ορισμένες μελέτες αναφέρεται αστοχία του μανδύα ΙΟΠ από εμβολισμό λόγω κάμψης των διαμηκών οπλισμών καθώς αυτοί λυγίζουν, άλλες πειραματικές έρευνες δηλώνουν πλήρη αποτροπή του φαινομένου του λυγισμού με την βοήθεια του μανδύα και επίτευξη παρόμοιων επιπέδων πλαστιμότητας όπως και στα άοπλα δοκίμια με περίσφιγξη ΙΟΠ. Για παράδειγμα, οι llki et al. (2008),μέσω πειραματικής έρευνας, παρατήρησαν ÓTI 01 μανδύες εμπόδισαν IОП τον λυγισμό και την συνακόλουθη θραύση επικάλυψης της зц συνέπεια συμβολή η της επικάλυψης και του διαμήκους οπλισμού στην αξονική αντοχή να



Σχήμα 1. (α) Αστοχία δοκιμίου (Ilki et al., 2008) και (β) Αστοχία δοκιμίων λόγω λυγισμού (Pessiki et al., 2001).

διατηρούνται σε υψηλά επίπεδα ανηγμένης αξονικής θλιπτικής παραμόρφωσης του στοιχείου. Αντίστοιχα, στις δοκιμές των Pessiki et al., 2001, η αστοχία οπλισμένων δοκιμίων κλίμακας 1:1, εγκιβωτισμένων σε μανδύες ΙΟΠ, ήταν ψαθυρή σε σύγκριση με ίδιας περίσφιγξης άοπλα δοκίμια, λόγω λυγισμού των διαμήκων ράβδων (Σχήμα 1(β)). Από την εν λόγω διερεύνηση αναφέρεται ότι η αποτελεσματικότητα περίσφιγξης του μανδύα ΙΟΠ, και στο Ο.Σ., είναι σημαντικότερη σε στοιχεία κυκλικής διατομής απ' ότι σε στοιχεία ορθογωνικής διατομής. Το Σχήμα 1 δείχνει χαρακτηριστικές μορφές αστοχίας από τις εν λόγω διερευνήσεις: η αστοχία του μανδύα πλησίον της θέσης της θλιβόμενης ράβδου, στην περιοχή όπου δεν υπάρχουν συνδετήρες (Σχήμα 1(α)), δηλώνει ότι ο μανδύας μπορεί να καθυστερήσει τον λυγισμό, ωστόσο δεν μπορεί να τον αποκλείσει. Οι Tastani et al. (2006) μελέτησαν παλαιού τύπου τετραγωνικά στοιχεία Ο.Σ., κατασκευασμένα από σκυρόδεμα χαμηλής αντοχής και αραιούς συνδετήρες. Τα δοκίμια αστόχησαν εκρηκτικά με έντονο λυγισμό των ράβδων αφού προηγουμένως ανέπτυξαν σημαντική αντοχή και παραμορφωσιμότητα, χωρίς όμως να εξαντλήσουν την παραμόρφωση θραύσης του μανδύα. Σε διάφορα συμπεράσματα οδηγήθηκαν οι Karabinis and Rousakis (2006) από σχετικό πειραματικό πρόγραμμα στο οποίο παρατηρήθηκε σημαντική παραμορφωσιμότητα με πλάστιμο μετελαστικό κλάδο και εξάντληση σε ορισμένες περιπτώσεις της ικανότητας παραμόρφωσης του μανδύα ΙΟΠ. Οι Wang and Restrepo (2001) παρατήρησαν ότι η αύξηση του λόγου των πλευρών της διατομής οδηγεί σε μείωση της αποτελεσματικότητας της περίσφιγξης, ενώ ο μανδύας ΙΟΠ, λειτουργώντας ως μηχανισμός αντίστασης σε διόγκωση, καθυστερεί την εκδήλωση του λυγισμού των θλιβόμενων ράβδων επιτρέποντας την ανάπτυξη σημαντικών αξονικών θλιπτικών παραμορφώσεων με ιδιαίτερα πλάστιμη συμπεριφορά.

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 αποτρέψει 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 στο θέμα πλαστιμότητας που εξασφαλίζει ο μηχανισμός περίσφιγξης. Το αυτό ισχύει και στην περίπτωση επισκευής με μανδύες ΙΟΠ στοιχείων Ο.Σ. που έχουν απωλέσει μέρος των εγκάρσιων συνδετήρων λόγω διάβρωσης. 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 (ACI 440, FIB 14, ΚΑΝΕΠΕ) θα πρέπει να διατυπωθούν έτσι ώστε να συσχετίζουν το μέγεθος της σκοπούμενης πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων με την διαστασιολόγηση του μανδύα ΙΟΠ (αριθμός στρώσεων και υλικό).

Επειδή ο λυγισμός των ράβδων σε στοιχεία σκυροδέματος είναι φαινόμενο που οδηγεί σε ψαθυρή μορφή αστοχίας με απότομη έκλυση ενέργειας παραμόρφωσης, 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 ότι (1) ο μανδύας αστοχεί λόγω εξάντλησης της ικανότητας παραμόρφωσής του, οπότε χάνεται η περίσφιγξη του σκυροδέματος, και ακολουθεί ο λυγισμός των ράβδων, είτε ότι (2) οι ράβδοι σχίζουν τον μανδύα καθώς φθάνουν σε στάδιο αστάθειας και αρχίζουν να λυγίζουν, οπότε αστοχεί η ενίσχυση και επέρχεται αποδιοργάνωση του σκυροδέματος. Παρόλο που το τελικό αποτέλεσμα των δύο εκδοχών φαίνεται μακροσκοπικά ίδιο, οι συνέπειές τους ως εναλλακτικές ερμηνείες στο σχεδιασμό είναι εντελώς διαφορετικές: Στην πρώτη περίπτωση, αναμένεται πλάστιμη συμπεριφορά του στοιχείου με βαθμιαία ενεργοποίηση του μανδύα σε εγκάρσιο εφελκυσμό μέχρι εξάντλησης των περιθωρίων παραμορφωσιμότητάς του. Δηλαδή, η παραμόρφωση του δομικού στοιχείου στην εγκάρσια κατεύθυνση λόγω διόγκωσης του εγκιβωτισμένου σκυροδέματος φτάνει σε επίπεδα της τάξεως του 1-2%, τιμές που αντιστοιχούν στην ονομαστική παραμόρφωση θραύσεως των εύκαμπτων φύλλων ΙΟΠ που συνήθως χρησιμοποιούνται ως μανδύες. Στην δεύτερη περίπτωση, η συμπεριφορά δείχνει περιορισμένη πλαστιμότητα, με τις εγκάρσιες παραμορφώσεις του μανδύα να περιορίζονται σε επίπεδα αρκετά χαμηλότερα της παραμόρφωσης θραύσης του υλικού. Τότε, η θλιπτική παραμόρφωση αστοχίας του δομικού στοιχείου ορίζεται από την καμπύλη αντίστασης του οπλισμού λαμβανομένου υπόψη του φαινομένου 2ας τάξεως που συμβαίνει στις διαμήκεις ράβδους στο διάστημα μεταξύ διαδοχικών, ενσωματωμένων συνδετήρων.

Είναι επίσης ενδεχόμενο και οι δύο εκδοχές που προαναφέρθηκαν να αποτελούν χαρακτηριστικό δείγμα της συμπεριφοράς εγκιβωτισμένων με ΙΟΠ υποστυλωμάτων σε διαφορετικές περιοχές τιμών των κύριων παραμέτρων σχεδιασμού. Σημειώνεται 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. Με κατάλληλη επιλογή των χαρακτηριστικών αυτών ρυθμίζεται το μέγεθος της τάσης περίσφιγξης. Για πολύ μικρό μέγεθος της τάσης περίσφιγξης, η συμβολή της περίσφιγξης 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 τον καθορίζουν στα συνήθη στοιχεία σκυροδέματος. Ζητούμενο λοιπόν είναι, ο προσδιορισμός του μεγέθους της κρίσιμης τάσης περίσφιγξης που επιβάλει ο μανδύας ΙΟΠ, η οποία είναι ικανή να διαφοροποιήσει την συμπεριφορά του δομικού στοιχείου σε καθαρή θλίψη, από αυτήν που αυτό επιδεικνύει παρουσία συμβατικών συνδετήρων.

Οι Tastani et al. (2006), προκειμένου να εξηγήσουν την συμπεριφορά πειραματικών αποτελεσμάτων που μετρήθηκαν σε δοκίμια Ο.Σ. με αραιούς συνδετήρες και εξωτερική περίσφιγξη με μανδύα ΙΟΠ, τα οποία υπεβλήθησαν σε κεντρική θλίψη μέχρι αστοχίας,

διατύπωσαν αναλυτικό προσομοίωμα για την περιγραφή και ερμηνεία της συμπεριφοράς του ενσωματωμένου διαμήκους οπλισμού υπό την συνδυασμένη δράση της τάσης περίσφιγξης που επιβάλει ο μανδύας στο θεωρητικά αστήρικτο μήκος της θλιβόμενης ράβδου. Κύριο χαρακτηριστικό του προσομοιώματος είναι ο υπολογισμός της συμμετοχής του διαμήκους οπλισμού στην ανάληψη θλιπτικού φορτίου, προ και μετά της πραγματοποίησης 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. Η κατασκευή του εν λόγω διαγράμματος εξαρτάται κατά κύριο λόγο από τα χαρακτηριστικά κράτυνσης του νόμου τάσεων παραμορφώσεων του οπλισμού, που έπεται του οριζόντιου κλάδου διαρροής (Mau 1990). Σύμφωνα με το προσομοίωμα, η αύξηση της πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων του περισφιγμένου πυρήνα δίνει την δυνατότητα στο σκυρόδεμα να υποστηρίξει τον οπλισμό σε μεγαλύτερα επίπεδα παραμόρφωσης από αυτά που σηματοδοτεί η πραγματοποίηση των συνθηκών αστάθειας, και άρα ουσιαστικά λειτουργεί ως παράγοντας αποτροπής του φαινομένου του λυγισμού μεταθέτοντάς το 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 περίσφιγξης για να υποστηρίξει το 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 στην διερεύνηση του ρόλου του οπλισμού που υπάρχει ήδη από κατασκευής του στοιχείου. Για τον λόγο αυτό συγκεντρώθηκε βάση πειραματικών δεδομένων. Από τον μεγάλο όγκο των σχετικών πειραμάτων που υπάρχουν στην διεθνή βιβλιογραφία, στην βάση συμπεριλαμβάνονται μόνον εκείνα για τα οποία δίδονται πληροφορίες σχετικά με το μέγεθος των εγκάρσιων παραμορφώσεων που αναπτύχθηκαν στο μανδύα κατά τη διάρκεια του πειράματος. Το κριτήριο αυτό περιόρισε τον αριθμό των πειραμάτων που εισήχθησαν στην βάση μόνον σε 120 από το πλήθος των δοκιμών που έχουν ανακοινωθεί.

Η βάση δεδομένων από πειράματα δοκιμίων Ο.Σ. με μανδύες ΙΟΠ υπό κεντρική θλίψη συμπεριλαμβάνει δοκίμια που έχουν ανακοινωθεί στις εξής αναφορές: Ilki et al. 2008, Pan et al. 2007, Tastani et al. 2006, de Diego et al. 2006, Karabinis and Rousakis 2006, Matthys et al. 2005, Parretti and Nanni 2003, Paula and Silva 2002, Pessiki et al. 2001, Wang and Restrepo 2001. Οι πληροφορίες που εντάχθηκαν στην βάση αφορούν: την

ΒΑΣΗ ΔΕΔΟΜΕΝΩΝ



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

γεωμετρία της διατομής του δοκιμίου, την διάμετρο διαμήκων και εγκάρσιων ράβδων, την απόσταση των συνδετήρων, τα ποσοστά όπλισης και τον νόμο τάσεων – παραμορφώσεων διαμήκους και εγκάρσιου οπλισμού (σκυρόδεμα, χάλυβας, ΙΟΠ) καθώς και σημεία – σταθμούς της περιβάλλουσας αστοχίας σε δείκτες αξονικής τάσης, αξονικής και πλευρικής παραμόρφωσης. Ειδικότερα, ορίζεται το σημείο πραγματοποίησης της αντοχής (f_{cc} , $ε_{cc}$ και $ε_{lat,cc}$) και η έναρξη της αστοχίας ($f_{cc,u}$, $ε_{cc,u}$ και $ε_{lat,cc,u}$), η οποία θεωρείται ότι συμβαίνει για απώλεια φορτίου κατά 15% (Σχήμα 2). Επειδή οι περισσότεροι ερευνητές δίδουν μεγέθη φορτίου και όχι τάσης, ο προσδιορισμός της αντοχής του σκυροδέματος f_{cc} από δοκίμιο Ο.Σ. εξάγεται με εξάλειψη της δύναμης που αναλαμβάνουν οι διαμήκεις ράβδοι, δηλαδή $f_{cc} = (P_{max} - A_s f_y)/(A_{gross} - A_s)$, όπου P_{max} η μέγιστη αξονική δύναμη, A_s το εμβαδό του διαμήκους οπλισμού, A_{gross} το εμβαδό της διατομής του δοκιμίου και f_y η τάση διαρροής του χάλυβα. Τα δεδομένα της βάσης χρησιμοποιούνται στην βαθμονόμηση και επαλήθευση του προτεινόμενου αναλυτικού προσομοιώματος, το οποίο αφορά την εκτίμηση της θλιπτικής αντοχής και της αντίστοιχης ικανότητας παραμόρφωσης στοιχείων Ο.Σ. εγκιβωτισμένων σε ΙΟΠ.

ΑΝΑΛΥΤΙΚΗ ΘΕΩΡΗΣΗ ΚΑΙ ΕΞΑΚΡΙΒΩΣΗ

Σε δομικό στοιχείο Ο.Σ. υπό αξονική θλίψη, οι εγκάρσιοι οπλισμοί αναπτύσσουν παθητική

περίσφιγξη, σ_{lat}, συναρτήσει της διαστολής που υφίσταται то σκυρόδεμα καθώς συσσωρεύεται βλάβη στην δομή του λόγω ρηγμάτωσης (Σχήμα 3). Oı αναπτύσσουν συνδετήρες περιορισμένη τάση λόγω διαρροής ενώ οι μανδύες ΙΟΠ, ως ελαστικά παρακολουθούν υλικά, тην διόγκωση για μεγάλη πλευρική παραμόρφωση, ε^{eff}, και πάντως κατά κανόνα μικρότερη από την ονομαστική παραμόρφωση υλικού, *ε*_{fu}. θραύσης του Н παθητική περίσφιγξη, σ_{lat}, ορίζεται ως η μέση τιμή τάσης που



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

αναπτύσσουν οι εγκάρσιοι οπλισμοί στις κύριες κατευθύνσεις, x, y:

$$\sigma_{lat} = 0.5 \cdot (\sigma_{lat,x} + \sigma_{lat,y}) = 0.5 \cdot (\underbrace{k_f^{conf} \rho_{fy} E_f \varepsilon_f^{eff}}_{\mu av\delta va\varsigma IO\Pi} + \underbrace{k_{st}^{conf} \rho_{sy} f_{y,st}}_{\sigma v \delta \varepsilon \tau \eta \rho \varepsilon \varsigma})$$
(1)

Στην Εξίσωση 1, όπου $k_f^{conf} = 1 - (b_s^2 + d_s^2) / [3A_g(1-\rho_s)]$ είναι ο συντελεστής αποτελεσματικότητας περίσφιγξης του πυρήνα σκυροδέματος από τον μανδύα ΙΟΠ σε αντιστοιχία με την αποτελεσματικότητα των συνδετήρων $k_{st}^{conf} = a_n \cdot a_s$ κατά ΕΚΩΣ 2000 (b_s και d_s είναι τα ευθύγραμμα μήκη των πλευρών του στοιχείου μετά από καμπύλωση των γωνιών, A_g το εμβαδόν διατομής του στοιχείου και ρ_s το ποσοστό του διαμήκους οπλισμού). Ενδεικτικά αναφέρεται ότι για κυκλική διατομή $k_f^{conf} = 1$, για τετράγωνη διατομή, ανάλογα με την ακτίνα

καμπύλωσης, $k_f^{conf} \approx 0.5$, ενώ όσο αποκλίνει ο λόγος των πλευρών από την μονάδα τόσο χαμηλότερη τιμή λαμβάνει ο σχετικός συντελεστής. Οι συντελεστές $\rho_{fv} = 2nt_f (b+h)/bh$ (όπου b/h οι πλευρές του στοιχείου, n ο αριθμός στρώσεων και t_f το πάχος της στρώσης) και $\rho_{sv} = (b+h) \cdot A_{st} / (b \cdot h \cdot s)$ (όπου 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 (δηλ. στις θέσεις συγκέντρωσης τάσεων, Σχήμα 3) και δηλώνεται στο προσομοίωμα ως τοπική παραμόρφωση, $\varepsilon_{f,ch}$, η οποία, στην συνέχεια, συσχετίζεται με τοπικά φαινόμενα αστοχίας. Ως ε_{f}^{eff} ορίζεται η μέση παραμόρφωση του μανδύα, το μέγεθος της οποίας εξαρτάται από τρεις βασικούς μηχανισμούς αστοχίας, ανάλογα με το ποιος θα εκδηλωθεί πρώτος: (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} . Επομένως, η ενεργός παραμόρφωση του μανδύα, τοι μανδύα, ε_{f}^{eff} , ισούται με την μικρότερη των τιμών των παραπάνω τριών περιπτώσεων και πάντως είναι μικρότερη από την ουλικού, δηλαδή:

$$\varepsilon_{f}^{eff} = \min\left\{\varepsilon_{f}^{deb}, \varepsilon_{f}^{dil}, \varepsilon_{f}^{buckl}\right\} \leq \varepsilon_{fu}$$
(2)

Στην συνέχεια, καθορίζονται οι μεταβλητές της Εξίσωσης 2 βάσει απλών θεωρήσεων Μηχανικής, δίδονται δηλαδή οι απαραίτητες μαθηματικές εκφράσεις ώστε να καταστεί δυνατή η ποσοτικοποίηση της κάθε τιμής παραμόρφωσης αστοχίας.

Παραμόρφωση αποκόλλησης μανδύα ΙΟΠ, ε_f^{deb}

Η παραμόρφωση αποκόλλησης του μανδύα ΙΟΠ καθορίζεται από την συνάφεια που επιτυγχάνεται μεταξύ της εξωτερικής στρώσης και του υποστρώματος: αν πρόκειται για





υπόστρωμα της εξωτερικής στρώσης, δηλαδή η ρητίνη, η οποία υπόκειται σε διάτμηση μεταφέροντας τάσεις συνάφειας, *f*_a, στο μήκος υπερκάλυψης *L*_f (Σχήμα 4). Στις εσωτερικές

ανοικτό μανδύα, τότε, ως κρίσιμο υπόστρωμα ορίζεται η επικάλυψη σκυροδέματος, η εφελκυστική αντοχή του καθορίζει οποίου την αντοχή της αγκύρωσης (Tastani and Pantazopoulou 2008). Ωστόσο, η έννοια του μανδύα ΙΟΠ σε στοιχεία Ο.Σ. υπό θλίψη έχει ισχύ μόνο στην περίπτωση που αυτός περιβάλλει το στοιχείο, είτε αποτελούμενος από συνεχές ύφασμα είτε από επιμέρους στρώσεις με υπερκάλυψη των άκρων. Σε κάθε περίπτωση κρίσιμο υλικό από άποψη αστοχίας αγκύρωσης είναι το σύνθετο στρώσεις, λόγω δράσης της περίσφιγξης που αναπτύσσεται ως συνέπεια της διόγκωσης του στοιχείου, η διατμητική αντοχή της ρητίνης ενισχύεται βάσει του μηχανισμού τριβής.

Ο προσδιορισμός της κρίσιμης παραμόρφωσης αποκόλλησης, ε_f^{deb}, ελέγχεται από τα χαρακτηριστικά συνάφειας του υποστρώματος, δηλαδή την διατμητική αντοχή, f_{a,u}, και την αντίστοιχη ολίσθηση, s_{a,u} (Σχήμα 4). Θεωρώντας ελαστική απόκριση της στρώσης ΙΟΠ και ότι η ενέργεια παραμόρφωσης που συσσωρεύεται σε τμήμα μανδύα μήκους dx είναι ίση με το ελαστικό έργο που δαπανάται ώστε να παραμορφωθεί η ρητίνη σε διάτμηση (για ομοιόμορφη κατανομή τάσεων συνάφειας στο L_f), προκύπτει:

$$t_f \cdot \int_0^{L_f} \left(\int_0^{\varepsilon_f^{deb}} f_f(\varepsilon_f) d\varepsilon_f \right) dx = \int_0^{L_f} \left(\int_0^{s_{a,u}} f_a(s_a) ds \right) dx \quad \Rightarrow \quad \varepsilon_f^{deb} = \sqrt{\frac{f_{a,u}}{E_f} \frac{s_{a,u}}{t_f}}$$
(3)

Συνεπώς, η ενεργός ελαστική παραμόρφωση του μανδύα κατά την αστοχία της αγκύρωσης εξαρτάται από την συνάφεια που εξασφαλίζει η ρητίνη μεταξύ των στρώσεων και από την δυστένεια του μανδύα (δηλαδή, τον όρο $E_f t_f$). Το ελάχιστο απαιτούμενο μήκος αγκύρωσης, L_f , ώστε να αναπτυχθεί η τάση αποκόλλησης, $f_{a,u}$, προσδιορίζεται από ισορροπία δυνάμεων κατά μήκος της αγκύρωσης ($t_f \cdot E_f \cdot e_f^{deb} = L_f \cdot f_{a,u}$) με χρήση και της Εξίσωσης 3:

$$L_f = \sqrt{\frac{S_{a,u}E_f t_f}{f_{a,u}}} \tag{4}$$

Η διερεύνηση της Εξίσωσης 3 ως προς τις πειραματικές μετρήσεις εγκάρσιας παραμόρφωσης του μανδύα ΙΟΠ στην αστοχία, ε_{lat.ccu}, δίδεται στο Σχήμα 5. Ο

προσδιορισμός της ε^{deb} έγινε θεωρώντας τυπικές τιμές αντοχής ρητίνης και ολίσθησης στρώσης, αντίστοιχα, $f_{\alpha,u}$ =5MPa και $s_{\alpha,u}$ =1mm. Η διαγώνιος του Σχήματος 5 είναι η γραμμή ίσων τιμών. Δεδομένου ότι μόνο σε λίγες περιπτώσεις οι ερευνητές αναφέρουν αστοχία από αποκόλληση του μανδύα ΙΟΠ, αυτό που προκύπτει από το γράφημα είναι ότι η Εξίσωση 3 εκτιμά λογικά тην παραμόρφωση λόγω αστοχίας αποκόλλησης, ε^{deb}, ως τιμή μικρότερη της ονομαστικής παραμόρφωσης θραύσης του υλικού, ε_{fu}, και πάντως μεγαλύτερη της παραμόρφωσης αστοχίας, ε_{lat,ccu}. Τα σημεία που συντάσσονται εκτός της γραμμοσκιασμένης περιοχής και άνω της διαγώνιας γραμμής, αντιμετωπίζονται με



Σχήμα 5. Συσχέτιση παραμόρφωσης αποκόλλησης μανδύα ΙΟΠ με πειραματική ένδειξη εγκάρσιας παραμόρφωσης στην αστοχία.

επιφύλαξη επειδή υπερβαίνουν την οριακή τιμή θραύσης που δίνει ο κατασκευαστής του υλικού. Ως προς το μήκος αγκύρωσης (Εξίσωση 4), η πειραματική πρακτική έχει δείξει ότι η αστοχία από αποκόλληση υπερσκελίζεται αν η τελευταία στρώση αγκυρωθεί για μήκος ίσο με

την πλευρά του δομικού στοιχείου. Οπότε, για να είναι η Εξίσωση 4 εργαλείο σχεδιασμού θα πρέπει να χρησιμοποιηθεί συντελεστής ασφάλειας γ_{Lf} ≥ 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 φαινόμενου μέτρου Poisson του σκυροδέματος *ν*, ανάλογη της αξονικής παραμόρφωσης, ε_{axial}, δηλαδή *ν* = ε_f^{dil} / ε_{axial}. Ο δείκτης αυτός ορίζεται στο στάδιο της αστοχίας, *ν*_u, η οποία συνήθως σηματοδοτείται για απώλεια αντοχής κατά 15%, ως εξής:

$$V_u = \frac{\varepsilon_f^{dil}}{\varepsilon_{cc,u}} \tag{5}$$

Άρα, για να εκτιμηθεί η ε^{dil} πρέπει να καθοριστούν οι δύο παράγοντες της Εξίσωσης 5. Ένα κάτω όριο για την αξονική θλιπτική παραμόρφωση που αντιστοιχεί στην παραμορφωσιακή ικανότητα του περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος, ε_{cc,u}, εκτιμάται συναρτήσει της συμβολής συνδετήρων και σύνθετου μανδύα (Pantazopoulou 1998, Tastani et al., 2006) ως εξής:

$$\varepsilon_{cc,u} = \varepsilon_{cu} + \lambda \cdot \left(\frac{k_f^{conf} \rho_{fv} E_f \varepsilon_f^{eff} + k_{st}^{conf} \rho_{sv} f_{yst}}{f_c} - 0.1\right) \ge \varepsilon_{cu}$$
(6)

Όπου $\varepsilon_{cu} \subseteq (0.003, 0.004)$ και f_c είναι, αντίστοιχα, η παραμόρφωση στην αστοχία και η αντοχή του απερίσφιγκτου σκυροδέματος (από τυποποιημένη δοκιμή κυλίνδρου σε αξονική θλίψη). Η Εξίσωση 6, για λ = 0.075 (όπως έχει ορισθεί από τους Tastani et al. 2006 με χρήση άσπλων και οπλισμένων δοκιμίων) υπερεκτιμά γενικώς τις πειραματικές μετρήσεις. Η διόρθωση της σταθεράς σε λ =0.03 φαίνεται να προσεγγίζει καλύτερα τα πειραματικά δεδομένα, ειδικώς στην περίπτωση των κυλινδρικών δοκιμίων, τα οποία συντάσσονται κοντά



Σχήμα 6. Συσχέτιση πειραματικών μετρήσεων και αναλυτικών τιμών αξονικής παραμόρφωσης στην αστοχία.

στην διαγώνιο γραμμή. Ως προς τα πρισματικά δοκίμια, η Εξίσωση 6 εκτιμά καλώς την ικανότητα σε αξονική παραμόρφωση, ωστόσο η διασπορά των τιμών είναι σημαντική επηρεαζόμενη κυρίως από το σχήμα της διατομής.

Στο Σχήμα 7, ο λόγος Poisson στην αστοχία ν_u, συσχετίζεται με την αξονική παραμόρφωση αστοχίας, ε_{cc,u}, ανηγμένη προς την παραμόρφωση του απερίσφιγκτου σκυροδέματος στη μέγιστη τάση, ε_{co} (οι λόγοι έχουν προκύψει βάσει των πειραματικών μετρήσεων). Από το διάγραμμα διαπιστώνεται ότι τα δεδομένα κατατάσσονται σε τρεις περιοχές / κατηγορίες περίσφιγξης: Η πρώτη κατηγορία αφορά δοκίμια που ανέπτυξαν μικρές παραμορφώσεις, δεν επιδέχθηκαν, δηλαδή, μεγάλη περίσφιγξη. Ο λόγος Poisson φαίνεται να είναι αρκετά

παρουσιάζοντας ευαίσθητος δείκτης μεγάλη διακύμανση. Ωστόσο, тα περισσότερα σημεία περικλείονται εντός των ορίων 0.5 και 1. Στην δεύτερη κατηγορία εντάσσονται δοκίμια που ανέπτυξαν ικανοποιητική πλαστιμότητα θλιπτικών αξονικών παραμορφώσεων επιδεχόμενα μέτρια περίσφιγξη. Σε αυτή την περίπτωση η μέση τιμή του λόγου Poisson είναι περίπου 0.5. Τέλος, η τρίτη κατηγορία αφορά δοκίμια, τα οποία λόγω περίσφιγξης εκδήλωσαν μεγάλης περιορισμένη διόγκωση οπότε ο λόγος Poisson είναι ακόμη μικρότερος του ορίου 0.5. Σε αυτή την περίπτωση ο αριθμός στρώσεων του μανδύα ΙΟΠ ήταν άνω των 4. Από την ανωτέρω διερεύνηση προτείνονται οι εξής τιμές του δείκτη ν_u:



Σχήμα 7. Διερεύνηση φαινόμενου μέτρου Poisson συναρτήσει της παθητικής περίσφιγξης μέσω ΙΟΠ.

για μικρή και μέτρια περίσφιγξη, η οποία αποφέρει πλαστιμότητα θλιπτικών αξονικών παραμορφώσεων έως 10 (δηλαδή, $\varepsilon_{cc,u} / \varepsilon_{co} \le 10$) λαμβάνεται v_u της τάξης του 0.5, ενώ για υψηλή περίσφιγξη (δηλαδή $\varepsilon_{cc,u} / \varepsilon_{co} > 10$) λαμβάνεται $v_u = 0.3$.

Παραμόρφωση λόγω λυγισμού των ράβδων, ε^{buckl}

α) αξονική παραμόρφωση λυγισμού, ε_{s,crit}

Η συμβατότητα αξονικών παραμορφώσεων σκυροδέματος και διαμήκους θλιβόμενου οπλισμού στο στάδιο του λυγισμού των διαμηκών ράβδων, απαιτεί συντριβή του σκυροδέματος για να ικανοποιηθεί η βράχυνση που προκαλεί η προς τα έξω κάμψη της ράβδου (Pantazopoulou, 1998). Ο λυγισμός των ράβδων, ο οποίος συμβαίνει στο διάστημα μεταξύ των συνδετήρων, *s*, προκαλεί διάρρηξη του μανδύα ΙΟΠ με συνέπεια τον περιορισμό της διαθέσιμης ικανότητας σε αξονική παραμόρφωση στην αστοχία, όπως αυτή ορίσθηκε από την Εξίσωση 6.

Ο λυγισμός, ως αιτία αστοχίας στοιχείων Ο.Σ. περισφιγμένα με μανδύα ΙΟΠ, έχει απασχολήσει την ερευνητική κοινότητα τα τελευταία χρόνια. Οι Monti and Nuti (1992) και Maalej et al. (2003), 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 (Σχήμα 8), με την βοήθεια μαθηματικών εκφράσεων που έχουν προτείνει οι Monti and Nuti (1992) στην πρώτη και Yalcin and περίπτωση OI Saatcioglou (2000) στην δεύτερη. Έτσι, $s/D_b > 8$, τιμή ενδεικτική για της κατασκευαστικής πρακτικής πριν την ισχύ του Αντισεισμικού Σχεδιασμού, παρατηρείται λυγισμός της ράβδου αμέσως μετά τη διαρροή και γραμμική πτώση της τάσης.



Σχήμα 8. Επιρροή *s/D_b* στο νόμο τάσης παραμόρφωσης θλιβόμενου οπλισμού (Maalej et al., 2003).

Ο Mau (1990) εξέτασε πειραματικά ράβδους με λόγο s/D_b ίσο με 5, 10 και 15. Για την 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 την διαρροή, το οποίο μηδενίζεται μόλις η ράβδος ανακτήσει δυσκαμψία εισερχόμενη στον κλάδο κράτυνσης. Για την μεγαλύτερη τιμή του λόγου, παρατηρείται λυγισμός αμέσως μετά την διαρροή και απότομη πτώση της αντοχής (Σχήμα 9). Ο Mau προτείνει μεθοδολογία για την εκτίμηση της κρίσιμης παραμόρφωσης λυγισμού, ε_{s,crit}, στην περίπτωση που η ράβδος καταφέρει να εισέλθει στην περιοχή της κράτυνσης, συναρτήσει του ανηγμένου αστήρικτου μήκους. Με την μεθοδολογία αυτή είναι δυνατή η χάραξη της καμπύλης λυγισμού του χάλυβα, δηλαδή της σχέσης πλαστιμότητας θλιπτικών παραμορφώσεων, $\mu_{\varepsilon s} = \varepsilon_{s,crit} / \varepsilon_y$, με τον λόγο s/D_b. Ο προσδιορισμός της $\varepsilon_{s,crit}$ σε συνδυασμό με την παραμορφωσιακή ικανότητα του περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος ε_{cc,u} μπορεί να οδηγήσει σε ερμηνεία των πειραματικών αποτελεσμάτων της συσταθείσας βάσης δεδομένων της παρούσας εργασίας, καθώς και σε εκτίμηση της εγκάρσιας -τοπικήςπαραμόρφωσης του υφάσματος, ε_{f,ch} (βλ. Σχήμα 3), η οποία συμβαίνει λόγω της προς τα έξω κάμψης των θλιβομένων ράβδων.

Η κρίσιμη παραμόρφωση λυγισμού $\varepsilon_{s,crit}$ υπεισέρχεται στον προσδιορισμό του κρίσιμου φορτίου λυγισμού $P_{s,crit}=\pi^2 E I/L_o^2$, όπου $I = \pi D_b^4 / 64$ η ροπή αδράνειας και E το μέτρο



Σχήμα 9. Διάγραμμα (α) τάσης – παραμόρφωσης και (β) τάσης – λόγου *w /D_b* (Mau, 1990).

ελαστικότητας στην περιοχή της κράτυνσης. Θεωρώντας συνθήκες στήριξης αμφίπακτης ράβδου (δηλ. συμμετρικός λυγισμός, Σχήμα 10), οι οποίες εξασφαλίζονται από συνδετήρες τοποθετημένους με βήμα s, το αστήρικτο μήκος κυμαίνεται μεταξύ λυγισμού $L_0 = s$ (για συνδετήρες με χαμηλή δυστένεια, οι οποίοι δεν μπορούν ουσιαστικά να περιορίσουν την στροφή στα άκρα της ράβδου), και L_o=0.5s (για συνδετήρες μεγάλης δυστένειας, οι οποίοι στηρίζουν αποτελεσματικά την ράβδο στα άκρα έναντι εγκάρσιας κάμψης περιορίζοντας και την στροφή). Η παραπάνω σχέση προϋποθέτει ότι η ράβδος θα καταφέρει να υπερβεί τον ελαστικό λυγισμό και ότι στην περιοχή του οριζόντιου κλάδου διαρροής, όπου χάνει την δυσκαμψία



Σχήμα 10. Συμμετρικός λυγισμός υπό αξονική φόρτιση (αμφίπακτη ράβδος).

της, θα στηριχθεί από τον πυρήνα σκυροδέματος. Για να συμβεί αυτό θα πρέπει το αστήρικτο μήκος της ράβδου να είναι το πολύ ίσο με:

$$s/D_b = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{E}{f_{s,crit}}}$$
(7)

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 Δε_{cc}, η ράβδος αναπτύσσει μεγάλο βέλος κάμψης, w. Η Pantazopoulou (1998) έχει δείξει ότι η σχέση μεταξύ προσαύξησης σε της αξονική παραμόρφωση και του βέλους κάμψης σε συνθήκες ασταθούς λυγισμού είναι έντονα μη γραμμική: $\Delta \varepsilon_{cc} = [w^2 \pi^2 (1 + 3w^2 \pi^2 / (16s^2)] / (4s^2)]$. Από την απεικόνιση της σχέσης αυτής (Σχήμα 11) φαίνεται ότι, με βήμα συνδετήρα s=200mm, για



Σχήμα 11. Βέλος κάμψης *w* συναρτήσει της παραμόρφωσης Δε_{cc} (ασταθής λυγισμός).

βέλος κάμψης 1mm απαιτείται προσαύξηση αξονικής παραμόρφωσης κατά μόλις 0.00006.

Για τον υπολογισμό της κρίσιμης τάσης λυγισμού της ράβδου, *f*_{s,crit}, απαιτείται η γνώση της εξίσωσης που περιγράφει την περιοχή της κράτυνσης. Τέτοια εξίσωση έχει προταθεί από τους Mander et al. (1984), ως εξής:

$$f_{s,crit} = f_u + (f_y - f_u) \left(\frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{s,crit}}{\varepsilon_u - \varepsilon_h} \right)^p, \ \mu \varepsilon \ p = E_{ho} \frac{\varepsilon_u - \varepsilon_h}{f_u - f_y}$$
(8)

όπου *E*_{ho} είναι το εφαπτομενικό μέτρο ελαστικότητας στην έναρξη της κράτυνσης. Το εφαπτομενικό μέτρο ελαστικότητας σε κάθε θέση επί του κλάδου κράτυνσης προκύπτει με παραγώγιση της ως άνω σχέσης ως εξής:

$$E_{hi} = p \left(\frac{f_u - f_y}{\varepsilon_u - \varepsilon_y} \right) \left(\frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{s,crit}}{\varepsilon_u - \varepsilon_h} \right)^{p-l} = E_{ho} \left(\frac{\varepsilon_u - \varepsilon_{s,crit}}{\varepsilon_u - \varepsilon_h} \right)^{p-l}$$
(9)

Η Εξίσωση (7) διερευνάται ως προς την επιρροή που έχει ο ορισμός του μέτρου ελαστικότητας στην κράτυνση *E*: (α) εάν πρόκειται για το εφαπτομενικό μέτρο δυσκαμψίας E_h , β) το μέτρο χορδής $E_{h,sec}$ ή (γ) τον ζυγισμένο μέσο όρο E_r της αρχικής δυσκαμψίας E_s και της δυσκαμψίας της κράτυνσης, όπως έχει προτείνει η Pantazopoulou (1998). Εφαρμόζοντας την ανωτέρω μεθοδολογία για χάλυβα με χαρακτηριστικά όπως ορίζονται στο Σχήμα 12(α) προκύπτει η καμπύλη λυγισμού του Σχήματος 12(β) για τις τρεις περιπτώσεις θεώρησης του μέτρου ελαστικότητας στην κράτυνση. Από το Σχήμα 12(β) προκύπτει ότι, η πιο συντηρητική καμπύλη παράχθηκε με χρήση του εφαπτομενικού μέτρου E_h , οπότε και επιλέχθηκε για την περαιτέρω διερεύνηση της βάσης δεδομένων.

Η θέση του κάθε πειραματικού σημείου (συντεταγμένες $\mu_{es} = \epsilon_{cc,u} / \epsilon_y - s/D_b$) ως προς την καμπύλη λυγισμού δηλώνει τα εξής:

- αν βρίσκεται κάτω από την καμπύλη και ισχύει μ_{εs}≤1 τότε το δοκίμιο έχει αστοχήσει από ελαστικό λυγισμό,
- αν βρίσκεται κάτω από την καμπύλη και ισχύει μ_{εs} >1 τότε το δοκίμιο έχει αστοχήσει από ανελαστικό λυγισμό ενώ ο χάλυβας βρίσκεται στον οριζόντιο 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.



Σχήμα 12. (α) διάγραμμα τάσης – παραμόρφωσης και (β) καμπύλη λυγισμού χάλυβα S400.

Βάσει της μεθοδολογίας που αναπτύχθηκε σε αυτή την ενότητα, διερευνάται η πειραματική συμπεριφορά συναρτήσει της καμπύλης λυγισμού για τα δοκίμια που έχουν συμπεριληφθεί στην βάση δεδομένων. Σημειώνεται ότι για την χάραξη των καμπυλών λυγισμού γίνεται χρήση είτε του πραγματικού καταστατικού νόμου τάσεων – παραμορφώσεων του χάλυβα όταν δίδονται σχετικές πληροφορίες από τους ερευνητές είτε γίνονται θεωρήσεις όπως: παραμόρφωση και αρχικό εφαπτομενικό μέτρο ελαστικότητας κατά την έναρξη της κράτυνσης $ε_h$ =0.005 και 10% E_s αντίστοιχα, καθώς και αντοχή f_u =1.4 f_y η οποία για ευρωπαϊκής προελεύσεως χάλυβα συμβαίνει σε παραμόρφωση $ε_u$ =0.04 (περίπου) ενώ για αμερικάνικης προελεύσεως οπλισμό, σε $ε_u$ =0.1 (τάξη μεγέθους).

Έτσι, από το Σχήμα 13 φαίνεται ότι, η συνεισφορά του μανδύα στα δοκίμια των Pessiki et al. (2001) ήταν σημαντική με συνέπεια την αυξημένη πλαστιμότητα και τον αποκλεισμό του πρόωρου λυγισμού, γεγονός που δεν παρατηρήθηκε στα δοκίμια – μάρτυρες χωρίς μανδύα. Επιπλέον, τα τετραγωνικά δοκίμια παρουσίασαν χαμηλότερα επίπεδα πλαστιμότητας έναντι των κυλινδρικών (δείκτες αντιστοίχου σχήματος). Αξιοσημείωτο είναι ότι τα απερίσφικτα δοκίμια αστόχησαν κοντά στην καμπύλη λυγισμού, όπως επίσης και ότι ένα κυλινδρικό περισφιγμένο δοκίμιο με μανδύα ΙΟΠ αστόχησε ακριβώς πάνω στην καμπύλη λυγισμού. Αυτό δηλώνει ότι ο μανδύας δεν λειτούργησε εξαιτίας της εκδήλωσης λυγισμού των θλιβομένων ράβδων.

Στην περίπτωση των δοκιμίων των Wang and Restrepo (2001), τα απερίσφιγκτα δοκίμια αστόχησαν πριν λυγίσει ο οπλισμός. Ως προς τα δοκίμια που έφεραν μανδύα ΙΟΠ, η παρατηρούμενη πλαστιμότητα θλιπτικών παραμορφώσεων με την σειρά που εμφανίζεται δεν είναι τυχαία: Τα δοκίμια, τα οποία δηλώνονται με τους δείκτες (1) και (2) στο Σχήμα 13, ήταν περισφιγμένα με έξι στρώσεις υαλονήματος, ωστόσο διαφοροποιήθηκαν ως προς το επίπεδο παραμόρφωσης λόγω σχήματος διατομής (το δοκίμιο (1) είχε τετραγωνική ενώ το (2) είχε ορθογωνική διατομή). Αντίστοιχη συμπεριφορά είχαν τα δοκίμια (3) και (4) με δύο στρώσεις μανδύα. Συνεπώς, η διάταξη των πειραματικών αποτελεσματικότητα έναντι περίσφιγξης του μανδύα ΙΟΠ. Οι ίδιοι οι ερευνητές αναφέρουν ότι «ο μανδύας ήταν αποτελεσματικός στην παρεμπόδιση εκδήλωσης λυγισμού των θλιβομένων ράβδων και άρα στην μετάθεση σε μεγαλύτερα επίπεδα αξονικής παραμόρφωσης του δοκιμίου συνολικά. Τα δοκίμια που ήταν πειρισφιγμένα με δύο στρώσεις υαλονήματος αστόχησαν από αποκόλληση του μανδύα ενώ αντίστοιχα τα δοκίμια με έξι στρώσεις αστόχησαν από δοκιρη του μανδύα της στρογυλικό στην αποτελεσματικόν αποτελεσματικός στην ατορισφιγμένα με δύο στρώσεις αστόχησαν από αποκόλληση του μανδύα ενώ αντίστοιχα τα δοκίμια με έξι στρώσεις υαλονήματος αστόχησαν από διαρορηξη του μανδύα στις στρογυλευμένες γωνίες».

Τα πειράματα των Paula and Silva (2002), τα οποία δεν παρουσίασαν φθιτό κλαδο μετά το μέγιστο φορτίο, κρίνονται ως ακατάλληλα για την εξαγωγή συγκριτικών αποτελεσμάτων, αφού δεν ορίζεται σημείο ($\varepsilon_{cc,u}$, $f_{cc,u}$) κατά το Σχήμα 2. Στο Σχήμα 13 τα σημεία έχουν προκύψει με χρήση του λόγου $\varepsilon_{cc}/\varepsilon_y$. Από την καμπύλη πλαστιμοτήτων συνάγεται ότι, ακόμα και για λόγο $s/D_b=16.67$ η συμβολή του μανδύα ΙΟΠ ήταν σημαντική και δεν επηρεάστηκε από τον λυγισμό των διαμήκων ράβδων. Η αύξηση της ακτίνας καμπύλωσης, ως παράμετρος μελέτης, οδήγησε σε αντίστοιχη αύξηση της πλαστιμότητας.

Στα δοκίμια των Tastani et al. (2006) με λόγο $s / D_b = 6.25$ παρατηρείται αστοχία σε περιορισμένη πλαστιμότητα, πριν δηλαδή οι ράβδοι να βρεθούν στον κλάδο της κράτυνσης



Σχήμα 13. Διάταξη πειραματικών δεδομένων ως προς τις αντίστοιχες καμπύλες λυγισμού.

(Σχήμα 13). Η πρόωρη αστοχία αποδίδεται στην ανεπάρκεια της αγκύρωσης των συνδετήρων (κάμψη άκρων κατά 90°), η οποία επέφερε αύξηση του αστήρικτου μήκους και ως εκ τούτου πρόωρο λυγισμό. Τα δοκίμια με λόγο s/D_b =11.67 παρουσιάζουν αυξημένη παραμορφωσιμότητα, γεγονός που δηλώνει ότι ο μανδύα ΙΟΠ μετάθεσε τον λυγισμό του διαμήκους οπλισμού σε προχωρημένο επίπεδο ανελαστικής παραμόρφωσης (σε αυτά τα δοκίμια η αγκύρωση των συνδετήρων έγινε με κάμψη των άκρων κατά 135° προς τον πυρήνα σκυροδέματος).

Η διερεύνηση των πειραματικών αποτελεσμάτων των Karabinis and Rousakis (2006), δείχνει ότι, στην περίπτωση σημαντικής περίσφιγξης μέσω μανδύα ΙΟΠ (λόγω πολύ μεγάλου αριθμού στρώσεων, π.χ. 6 – 9, και συνδυασμένης χαμηλής αντοχής σκυροδέματος), ο λυγισμός μετατίθεται σε υψηλά επίπεδα παραμορφωσιμότητας, οπότε μπορεί να θεωρηθεί ότι τελικώς αποτρέπεται. Ως προς τα αποτελέσματα των Matthys et al. (2005), η διάταξή τους ως προς την καμπύλη λυγισμού δείχνει ότι: τα απερίσφιγκτα δοκίμια αστόχησαν όταν λύγισε ο διαμήκης οπλισμός, τα δοκίμια με δύο στρώσεις υαλονήματος επέδειξαν ελαφρώς βελτιωμένη συμπεριφορά χωρίς ωστόσο να αποτρέπεται ο λυγισμός, ενώ, δοκίμια με σημαντική περίσφιγξη (έξι στρώσεις υαλόνημα ή πέντε στρώσεις ανθρακόνημα) ανέπτυξαν ικανοποιητική παραμορφωσιακή ικανότητα.

Στα δεδομένα των de Diego et al. (2006) δεν υπάρχουν δοκίμια – μάρτυρες ώστε να προκύπτει η συγκριτική υπεροχή των δοκιμίων με μανδύες ΙΟΠ, και δεν δίδονται πληροφορίες για τον νόμο τάσεων – παραμορφώσεων του χρησιμοποιούμενου χάλυβα. Αυτό που φαίνεται από το Σχήμα 13 είναι ότι τετραγωνικά δοκίμια (μήκος πλευράς 150mm και ακτίνα καμπύλωσης 25mm) περισφιγμένα με μόλις δύο στρώσεις σύνθετου υλικού επιδέχθηκαν σημαντική βράχυνση πριν την αστοχία με τον λυγισμό να καθυστερείται ή / και να αποτρέπεται.

Τέλος, οι Parretti and Nanni (2003) παρουσιάζουν το απερίσφιγκτο δοκίμιο να διαθέτει μεγαλύτερη ικανότητα παραμόρφωσης έναντι των αντίστοιχων περισφιγμένων. Ως εκ τούτου τα αποτελέσματα, παρατίθενται μεν, κρίνονται δε ως προς την αξιοπιστία τους.

β) Διαθέσιμη αντοχή κατά την εκδήλωση συνθηκών αστάθειας στον οπλισμό

Κατά την πραγματοποίηση συνθηκών αστάθειας στις ράβδους οπλισμού, η μέση εγκάρσια παραμόρφωση του μανδύα ΙΟΠ λόγω διαστολής του πυρήνα ε_f^{dil,crit}, η οποία αντιστοιχεί στην κρίσιμη αξονική παραμόρφωση ε_{s,crit}, υπολογίζεται μέσω του φαινόμενου συντελεστή Poisson *v*_u, ως:

$$\varepsilon_f^{dil,crit} = v_u \varepsilon_{s,crit} \tag{10}$$

Για λόγους απλότητας λαμβάνεται για όλα τα δοκίμια (κυλινδρικά και ορθογωνικά) *v*_u=0.5. Σημειώνεται ότι, η τιμή *v*_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 συνεπάγεται συντελεστή διόγκωσης που κυμαίνεται μεταξύ 0.5 και 1. Κατά την εκδήλωση του λυγισμού των ράβδων, η προσαύξηση, τοπικά, της παραμόρφωσης του μανδύα στις γωνίες, Δε_{f,ch}, υπολογίζεται ως η περιφερειακή παραμόρφωση ενός παχέως δακτυλίου σκυροδέματος ακτίνας R_{ch} (όπου R_{ch} η ακτίνα καμπύλωσης των γωνιών του στοιχείου υπό θλίψη μετρούμενη από το κ.β. της ράβδου), ο οποίος υπόκειται σε ακτινική μετατόπιση κατά w. Έτσι, προκύπτει ότι (Σχήμα 10):

$$\Delta \varepsilon_{f,ch} = \frac{w}{R_{ch}} \tag{11}$$

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 (Σχήμα 10) ως $\Delta \varepsilon_f^{buckl} = 2w / b_s$, οπότε εξάγεται η σχέση:

$$\Delta \varepsilon_{f}^{buckl} = \frac{2R_{ch}}{b_{s}} \cdot \Delta \varepsilon_{f,ch}$$
(12)

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

Βεβαίως, η εγκάρσια παραμόρφωση στο στάδιο λυγισμού συμπεριλαμβάνει συνιστώσες λόγω κάμψης του οπλισμού (εάν έχει εισέλθει σε στάδιο λυγισμού) και λόγω ταυτόχρονης διόγκωσης του πυρήνα του σκυροδέματος ε_f^{dil} (δηλαδή, $\varepsilon_f^{buckl} = \Delta \varepsilon_f^{buckl} + \varepsilon_f^{dil}$, όπου $\Delta \varepsilon_f^{buckl}$ η πρόσθετη εγκάρσια παραμόρφωση την οποία προκαλεί η κάμψη των ράβδων). 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 θα μπορούσε να διατυπωθεί ως $\varepsilon_f^{deb} = \Delta \varepsilon_{f,ch} + \varepsilon_f^{dil,crit}$ ώστε να ληφθεί υπόψη η πιθανότητα περιορισμού της ικανότητας παραμόρφωσης λόγω αποκόλλησης), η συσσωρευμένη, μέση παραμόρφωση του μανδύα (λαμβάνοντας υπόψη και την Εξίσωση 10) είναι τελικώς ίση με:

$$\varepsilon_f^{buckl} = 2\frac{R_{ch}}{b_s} \cdot (\varepsilon_{fu} - v_u \varepsilon_{s,crit}) + \varepsilon_f^{dil}$$
(13)

Όταν οι θλιβόμενες ράβδοι βρεθούν σε κρίσιμες συνθήκες αστάθειας, τότε συμβαίνει ανακατανομή της έντασης από τις ράβδους στον περισφιγμένο πυρήνα σκυροδέματος, υπό την προϋπόθεση ότι ο τελευταίος διαθέτει επαρκή αντοχή λόγω περίσφιγξης. Το φορτίο που μεταβιβάζουν σταδιακά οι ράβδοι στο σκυρόδεμα είναι ίσο $f_{s,crit}A_s$ (τα δύο υλικά δρούν ως ελατήρια σε παράλληλη διάταξη). Οι Monti and Nuti (1992) όπως και οι Maalej et. al. (2003) (Σχήμα 8) αναφέρουν ότι, για παραμόρφωση πέραν του κρίσιμου ορίου $ε_{s,crit}$, η ράβδος διατηρεί κάποιο ποσοστό του ανωτέρω φορτίου, το οποίο όμως μειώνεται με την αύξηση της αξονικής παραμόρφωσης, ενώ αντίστοιχα αυξάνει το φορτίο που παραλαμβάνει ο πυρήνας

σκυροδέματος. Ο παράγοντας που καθορίζει εάν σε αυτό το στάδιο θα συμβεί αστοχία 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. Av o 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 (Εξίσωση 14)) 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.



Σχήμα 14. Διερεύνηση ανηγμένης τάσης περίσφιγξης (αναλυτικής και πειραματικής) για την εκτίμηση του συντελεστή Κ.

$$\Delta \varepsilon_{f}^{buckl} = 2 \frac{R_{ch}}{b_{s}} \cdot (\varepsilon_{fu} - v_{u} \varepsilon_{s,crit})$$
(14)

Το απόθεμα σε αντοχή του εγκιβωτισμένου πυρήνα μπορεί να προκύψει με χρήση του βασικού προσομοιώματος των Richart et al. (1928), κατά το οποίο η αντοχή του περισφιγμένου σκυροδέματος f_{cc} δίδεται από την σχέση $f_{cc}=f_c+K\cdot\sigma_{lat}$. Η σταθερά K είχε εκτιμηθεί σε 3.1 από τους Tastani et al. (2006) από πειράματα σκυροδέματος με και χωρίς οπλισμό. Ωστόσο, δεδομένου ότι η παρούσα βάση δεδομένων αφορά μόνο δοκίμια Ο.Σ., καλύτερη προσέγγιση επιτυγχάνεται με μείωση της σταθεράς K σε 2.5 (Σχήμα 14). Έτσι, και με χρήση της Εξίσωσης 1, το απόθεμα αντοχής ορίζεται ως:

$$\Delta f_{cc} = K \cdot \Delta \sigma_{lat}, \text{ ómou } \Delta \sigma_{lat} = k_f^{conf} \rho_{fv} E_f (\varepsilon_{fu} - v_u \varepsilon_{s,crit}) R_{ch} / b_s \ge 0$$
(15)

Η υπερφόρτιση του πυρήνα σκυροδέματος λόγω της τάσης που μεταφέρεται από τις λυγισμένες ράβδους είναι:

$$\Delta f_{ax} = (f_{s,crit} - f_{s,res}) \cdot A_s / (A_{gross} - A_s)$$
(16)

Όπου 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 επίπεδο παραμόρφωσης $\varepsilon_s > \varepsilon_{s,crit}$. Κατά τους Monti and Nuti (1992), η απομένουσα αντοχή λυγισμένων ράβδων στην περίπτωση συμμετρικού οπλισμού δίδεται ως:

$$f_{s,res} = 6f_v / (s / D_b)$$
 (17)

Εάν η υπερφόρτιση Δ f_{ax} είναι μεγαλύτερη από το απόθεμα αντοχής Δ f_{cc} τότε συμβαίνει ψαθυρή αστοχία διότι ο πυρήνας δεν μπορεί να παραλάβει το μεταβιβαζόμενο από τις λυγισμένες ράβδους φορτίο. Αντίθετα, εάν ισχύει Δ $f_{cc} > \Delta f_{ax}$, τότε ο λυγισμός μετατίθεται σε υψηλότερο επίπεδο παραμόρφωσης. Η ανωτέρω μεθοδολογία εφαρμόζεται στην περίπτωση των πειραμάτων των Wang and Restrepo (2001). Στον Πίνακα 1 δίδονται γεωμετρικά στοιχεία, ποσοστά όπλισης καθώς και υπολογισμοί που έχουν γίνει με βάση την μεθοδολογία που αναπτύχθηκε σε αυτή την ενότητα. Το προσομοίωμα είναι σε θέση να εκτιμήσει την πειραματική απόκριση για τα δοκίμια (1) και (2), ότι δηλαδή η αστοχία λόγω λυγισμού μετατίθεται σε αντοχή για να παραλάβει το φορτίο λυγισμού που του μεταθέτουν οι λυγισμένες ράβδοι. Ωστόσο, για τα δοκίμια (3) και (4), τα οποία σύμφωνα με τους ερευνητές αστόχησαν λόγω αποκόλλησης του μανδύα, η υπερφόρτιση (περίπου 2.7MPa) δεν μεταβιβάσθηκε πλήρως αφού το απόθεμα αντοχής (περίπου 1,4MPa και 1MPa αντίστοιχα) εξαντλήθηκε στο στάδιο αποκόλλησης του μανδύα.

	۸	b	n _f	Λ	s/	k conf			$\Delta f_{\alpha x}$	Δf_{cc}
	Δ.	d	$ ho_{\scriptscriptstyle fv}$	A_{s}	D_b	nf			MPa	MPa
	1	300	6	4	9	0.56	<i>- ε_{s,crit}</i> (Σχ. 13)	- $f_{s,res}$ (E ξ . 17) = 292.7MPa (f_y =439MPa) - $f_{s,crit}$ (E ξ . 8) = 480MPa v_u =0.3 (δ . 1, 2) v_u =0.5 (δ . 3, 4)	2.68	5.17
		300	0.10	Ф20			=6.5·ε _y = 0.014			
	2	450	6	6	9	0.47	- ε _{fu} =0.018 (t _f =1.27mm,		2.67	3.61
		300	0.09	Ф20						
	3	300	2	4	9	0.56	<i>E_f=</i> 20.5GPA)		2.68	1.38
		300	0.04	Ф20			<i>R_{ch}</i> =30mm b _s =240mm			
	4	450	2	6	9	0.47			2.67	0.96
		300	0.03	Ф20						

Πίνακας 1 . Εφαρμογŕ	ή μεθοδολογίας για τ	α δοκίμια των \	Wang and Restre	epo (2001) ((Σχήμα 13).
-----------------------------	----------------------	-----------------	-----------------	--------------	-------------

Τοπική παραμόρφωση μανδύα, ε_{f,ch}

1) Αστοχία λόγω συγκέντρωσης θλιπτικών τάσεων

Η συγκέντρωση τάσεων στις περιοχές όπου συμβαίνει έντονη αλλαγή κλίσης των ινών του μανδύα ΙΟΠ έχει αναγνωρισθεί ως η πλέον βασική αιτία πρόωρης αστοχίας ψαθυρού τύπου. Για την κατά το δυνατόν εξάλειψή της, ερευνητές έχουν προτείνει την άμβλυνση των γωνιών 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 Σχήμα 15 (α). Από ισορροπία δυνάμεων, το μέγεθος της τάσης προκύπτει:

$$\sigma_{lat} = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{t}{R_{ch}} \cdot E_f \cdot \varepsilon_{f,ch} \quad \Rightarrow \quad \sigma_{lat} = 0.9 \cdot \frac{t}{R_{ch}} \cdot E_f \cdot \varepsilon_{f,ch}$$
(18)

και συναρτάται με την δυστένεια του μανδύα (*tE_f*), την γωνία καμπύλωσης και την τοπική εγκάρσια παραμόρφωση του σύνθετου υλικού. Η γραφική διερεύνηση της Εξίσωσης 18 δείχνει ότι για δεδομένη παραμόρφωση του μανδύα ε_{f,ch} (μικρότερη της οριακής τιμής ε_{fu}), η αύξηση του αριθμού των στρώσεων του μανδύα (δηλ. αύξηση του πάχους του κατά ακέραιο πολλαπλάσιο της μιας στρώσης) επιφέρει ταχύτερη αύξηση της τοπικής τάσης σ_{lat} απ' ότι

επιφέρει η αύξηση του Μέτρου Ελαστικότητας των ινών στο φάσμα των διαθέσιμων προϊόντων (Σχήμα 15(β)). Αντιθέτως, η αύξηση της ακτίνας καμπύλωσης επιφέρει ανακούφιση της τάσης. Τα πιθανά σενάρια τοπικής αστοχίας είναι:

- Η τάση σ_{lat} να υπερβεί την εγκάρσια, θλιπτική αντοχή του σκυροδέματος, η οποία, συντηρητικά, μπορεί να ληφθεί ίση με την θλιπτική αντοχή του απερίσφιγκτου σκυροδέματος, f_c, (τομέας 1^{ος} ή 2^{ος}, Σχήμα 15(β)). Σε αυτή την περίπτωση, υπάρχουν δύο ενδεχόμενα: είτε ο μανδύας έχει απόθεμα σε παραμόρφωση (τομέας 1^{ος}, Σχήμα 15(β)) οπότε θα προηγηθεί τοπικός θρυμματισμός της επικάλυψης, είτε θα συμβεί ταυτόχρονη θραύση σκυροδέματος και ινών (μετάβαση από τον 1° στον 2° τομέα, Σχήμα 15(β)).
- Η απαίτηση σε τοπική παραμόρφωση του μανδύα, ε_{f,ch}, να υπερβεί την ικανότητα του υλικού, ε_{fu} (3^{oc} και 4^{oc} τομέας) οπότε θα συμβεί θραύση των ινών χωρίς αστοχία του σκυροδέματος (3^{oc} τομέας, Σχήμα 15(β)).



Σχήμα 15. (α) Συγκέντρωση θλιπτικών τάσεων σε περιοχή αλλαγής κλίσης του μανδύα ΙΟΠ και (β) ποιοτική διερεύνηση της Εξίσωσης 18.

2) Αστοχία λόγω λυγισμού θλιβομένων ράβδων

Απλοποιητικά, η τοπική παραμόρφωση που αναπτύσσει ο μανδύας ΙΟΠ, ε_{f.ch}, στο μεσοδιάστημα μεταξύ των συνδετήρων λόγω εκδήλωσης λυγισμού των θλιβομένων ράβδων, μπορεί να προσδιορισθεί 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 με τοπική τάνυση του μανδύα ΙΟΠ όπως στο Σχήμα 15. Έτσι, αντικαθιστώντας τον ορισμό της παραμόρφωσης ε_{t.ch} στην Εξίσωση 18 προκύπτει συσχέτιση της θλιπτικής τάσης και του βέλους κάμψης ως,



Σχήμα 16. Επιρροή της ακτίνας καμπύλωσης στην εκδήλωση αστοχίας λόγω λυγισμού

$$\sigma_{lat} = 0.9 \cdot E_i \cdot (t/R_{ch}^2) \cdot w \tag{19}$$

Από το γράφημα του Σχήματος 16 φαίνεται ότι, όσο αυξάνει η ακτίνα καμπύλωσης είναι δυνατή η εξάντληση της ικανότητας παραμόρφωσης του σύνθετου υλικού με ταυτόχρονη ανάπτυξη σημαντικού βέλους κάμψης των θλιβομένων ράβδων και εξάλειψη του κινδύνου σύνθλιψης του σκυροδέματος της επικάλυψης στην εγκάρσια διεύθυνση.

ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στην παρούσα εργασία διερευνάται η συμπεριφορά στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος ενισχυμένων με μανδύες από σύνθετα ινοπλισμένα πολυμερή (ΙΟΠ). Αντικείμενο της έρευνας αποτελεί 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 δοκιμασθεί σε κεντρική θλίψη. Από το σύνολο των σχετικών πειραμάτων που υπάρχουν στην διεθνή βιβλιογραφία, συμπεριλαμβάνονται στην βάση μόνον εκείνα για τα οποία δίδονται πληροφορίες σχετικά με το μέγεθος των εγκάρσιων παραμορφώσεων που αναπτύχθηκαν στο μανδύα κατά τη διάρκεια του πειράματος. Αυτό το κριτήριο είναι αρκετά περιοριστικό ώστε τελικά το σύνολο των δοκιμίων που περιλαμβάνονται είναι περί τα 120 μόνον, από τις εκατοντάδες τέτοια πειράματα που έχουν ανακοινωθεί.

Για την ερμηνεία των πειραματικών δεδομένων ως σύνολο 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 πλαστιμότητας παραμορφώσεων ως συνάρτηση του ανηγμένου αστήρικτου μήκους της ράβδου, *S/D*_b. Με την βοήθεια αυτού του διαγράμματος η κατασκευή 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 επίσης στοιχείο του προσομοιώματος είναι η δυνατότητα υπολογισμού ανακατανομής της έντασης μεταξύ οπλισμού και σκυροδέματος στην περίπτωση που το τελευταίο έχει πρόσθετα αποθέματα αντοχής κατόπιν περίσφιγξης για να υποστηρίξει το χάλυβα μετά την πραγματοποίηση κρίσιμων συνθηκών.

ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ

Ευχαριστίες εκφράζονται στην Ελ. Βιντζηλαίου, Καθηγήτρια ΕΜΠ, για την ευγενική παραχώρηση δεδομένων από δική της βιβλιογραφική ανασκόπηση.

ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- ACI Committee 440 (2002), *Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures (440.2R-02)*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan.
- De Diego A., Artega A., Recurero A., Lopez-Hombrados C. (2006), "Strengthening of square rc columns using fiber reinforced polymers" CD ROM Proceedings, *FIB* 2nd International Congress, Naples, Italy.
- Fardis M. and Khalili H (1982), "Concrete encased in fiberglass reinforced plastic", ACI Journal, 78 (6), pp. 440 446.
- FIB Bulletin 14 (2001), *Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures*, Technical report, FIB Task group 9.3, Lausanne, Switzerland.
- 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 Journal of Materials in Civil Engineering*, 20 (2), pp. 169-188.
- Karabinis A.I., and Rousakis T.C. (2006), "FRP confining effects on steel reinforced concrete square sections subjected to axial load", CD ROM Proceedings, *FIB* 2nd International Congress, Naples, Italy.
- Maalej M., Tanwongsval S., Paramasivam P. (2003), "Modelling of rectangular RC columns strengthened with FRP", *Elsevier Cement and Concrete Composites*, 25, pp. 263 -276.
- Mander J.B., Priestley M.J.N., and Park R., (1984), *Seismic Design of Bridge Piers*, Report No. 84-2, Department of Civil Engineering, University of Canterbury, Christchurch, Feb. 1984, 483 pp.
- Matthys S., Toutanji H., Audenaert K., Taerwe L., (2005), "Axial load behavior of large-scale columns confined with fiber-reinforced polymer composites", *ACI Structural Journal*, 102 (2), pp. 258 267.
- Mau, S. (1990), "Effect of tie spacing on inelastic buckling of reinforcing bars", ACI Structural Journal, 87 (6), pp. 671-677
- Mirmiran A. and Shahawy M. (1997), "Behavior of concrete columns confined by fiber composites", *ASCE Journal of Structural Engineering*, 123 (5), pp. 583 590.
- Monti G. and Nuti C. (1992), "Nonlinear cyclic behavior of reinforcing bars including buckling", *ASCE Journal of Structural Engineering*, 118 (12), pp. 3268 3284.
- Pan J.L., Xu T., Hu Z.J. (2007), "Experimental investigation of load carrying capacity of the slender reinforced concrete columns wrapped with FRP", *Elsevier Construction and Building Materials*, 21, pp. 1991 1996.
- Pantazopoulou, S. (1998), "Detailing for reinforcement stability in RC members." ASCE Journal of Structural Engineering, 124 (6), pp. 623 632.
- Pantazopoulou S., Bonacci J., Sheikh S., Thomas M., and Hearn N. (2001), "Repair of corrosion-damaged columns with FRP wraps." *ASCE Journal of Composites for Construction*, 5(1), pp. 3–11.
- Parretti R., and Nanni A. (2003), "Axial testing of concrete columns confined with carbon FRP: effect of fiber orientation", CD ROM Proceedings, 3rd International Conference on Composites in Infrastructure.
- Paula R., and Silva M. (2002), "Sharp edge effects on FRP confinement of RC square columns", University Nova de Lisboa, Portugal, Available online at http://www.quakewrap.com/paperrccol.htm.
- Pessiki S., Harries K., Kestner J., Sause R., and Ricles J. (2001), "Axial behavior of reinforced concrete columns confined with FRP jackets", *ASCE Journal of Composites for Construction*, November, 5 (4), pp. 237 245.
- Richart F., Brandtzaeg A., and Brown R. (1928), "Study of failure of concrete under combined compressive stressed", *Engineering Experiment Station Bull. No 185*, Univ. of Illinois, Urbana, III.
- Rochette P. and Labossiere P. (2000), "Axial testing of rectangular column models confined with composites", *ASCE Journal of Composites for Construction*, 4 (3), pp. 129 136.

- 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 Journal of Composites for Construction*, 10 (1), pp. 13 – 25.
- Tastani S.P., and Pantazopoulou S.J. (2008), "Detailing procedures for seismic rehabilitation of reinforced concrete members with fiber reinforced polymers", *Elsevier Engineering Structures*, 30 (2), pp. 450-461.
- Vintzileou E., and Panagiotidou E. (2008), "An empirical model for predicting the mechanical properties of FRP-confined concrete", *Elsevier Construction and Building Materials*, 22 (5), pp. 841-854.
- Wang Y., and Restrepo J. (2001), "Investigation of concentrically loaded reinforced concrete columns confined with glass fiber-reinforced polymer jackets", ACI Structural Journal, 98 (3), pp. 377 - 385.
- Yalcin C, and Saatcioglu M. (2000), "Inelastic analysis of reinforced concrete columns", *Elsevier Computers and Structures*, 77, pp. 539 - 555.
- Ελληνικός Κανονισμός για την Μελετη και Κατασκευή Έργων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα (ΕΚΩΣ) (όπως συμπληρώθηκε με τις τροποποιήσεις του ΦΕΚ 1153 Β'/12-82003)

ΟΑΣΠ (2005). Κανονισμός Επεμβάσεων (ΚΑΝΕΠΕ), Τελικό Σχέδιο.