



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ  
ΣΧΟΛΗ ΠΟΛΙΤΙΚΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ  
ΤΟΜΕΑΣ ΔΟΜΟΣΤΑΤΙΚΗΣ  
ΔΠΜΣ ΔΟΜΟΣΤΑΤΙΚΟΣ ΣΧΕΔΙΑΣΜΟΣ ΚΑΙ ΑΝΑΛΥΣΗ ΤΩΝ  
ΚΑΤΑΣΚΕΥΩΝ

Σύγκριση μεταξύ του EC8-P3, του ΚΑΝΕΠΕ 2012  
και άλλων Κανονισμών για επισκευή/ενίσχυση  
στοιχείων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα

Μεταπτυχιακή Εργασία

**Αθανασία Α. Κούτσια**

Επιβλέπων: **Θεοδόσης Π. Τάσιος, Ομ. Καθηγητής ΕΜΠ**

Ιούλιος 2013

Σύγκριση μεταξύ του EC8-P3, του ΚΑΝΕΠΕ 2012  
και άλλων Κανονισμών για επισκευή/ενίσχυση  
στοιχείων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα



ΕΘΝΙΚΟ ΜΕΤΣΟΒΙΟ ΠΟΛΥΤΕΧΝΕΙΟ  
ΣΧΟΛΗ ΠΟΛΙΤΙΚΩΝ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ  
ΤΟΜΕΑΣ ΔΟΜΟΣΤΑΤΙΚΗΣ  
ΔΠΜΣ ΔΟΜΟΣΤΑΤΙΚΟΣ ΣΧΕΔΙΑΣΜΟΣ ΚΑΙ ΑΝΑΛΥΣΗ ΤΩΝ  
ΚΑΤΑΣΚΕΥΩΝ

Σύγκριση μεταξύ του EC8-P3, του ΚΑΝΕΠΕ 2012  
και άλλων Κανονισμών για επισκευή/ενίσχυση  
στοιχείων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα

Μεταπτυχιακή Εργασία

**Αθανασία Α. Κούτσια**

Επιβλέπων: **Θεοδόσης Π. Τάσιος, Ομ. Καθηγητής ΕΜΠ**

Ιούλιος 2013

**Αθανασία Α. Κούτσια**

Διπλωματούχος Πολιτικός Μηχανικός ΕΜΠ, MEng

ath.koutsia@gmail.com

**Copyright © 2013 Αθανασία Α. Κούτσια**

All rights reserved. Με επιφύλαξη παντός δικαιώματος.

Απαγορεύεται η αντιγραφή, αποθήκευση και διανομή της παρούσας εργασίας, εξ ολοκλήρου ή τμήματος αυτής, για εμπορικό σκοπό. Επιτρέπεται η ανατύπωση, αποθήκευση και διανομή για σκοπό μη κερδοσκοπικό, εκπαιδευτικής ή ερευνητικής φύσης, υπό την προϋπόθεση να αναφέρεται η πηγή προέλευσης και να διατηρείται το παρόν μήνυμα. Ερωτήματα που αφορούν τη χρήση της εργασίας για κερδοσκοπικό σκοπό πρέπει να απευθύνονται προς τους συγγραφείς.

Οι απόψεις και τα συμπεράσματα που περιέχονται σε αυτό το έγγραφο εκφράζουν τους συγγραφείς και δεν πρέπει να ερμηνευτεί ότι αντιπροσωπεύουν τις επίσημες θέσεις του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου (ΕΜΠ).

στη Μητέρα μου που με έμαθε να γράφω,  
στον Πατέρα μου,  
στην Ιωάννα μου  
και στη Φίλη μου από την πρώτη μέρα, στην Ειρήνη

## ΕΥΧΑΡΙΣΤΙΕΣ

Θα ήθελα να εκφράσω τις θερμές μου ευχαριστίες στον Κο Θεοδόση Π. Τάσιο, Ομότιμο Καθηγητή του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου, ως ελάχιστη ένδειξη ευγνωμοσύνης για τον πολύτιμο χρόνο που μου διέθεσε, αλλά και για την καθοδήγηση, την εμπιστοσύνη, την πρακτική και την ηθική υποστήριξη που μου επέδειξε κατά τη σύνταξη της παρούσας Μεταπτυχιακής Εργασίας.

Οφείλω, επίσης, να ευχαριστήσω θερμά τον Κο Μιλτιάδη Χρονόπουλο, Επιστημονικό Συνεργάτη του Εργαστηρίου Ωπλισμένου Σκυροδέματος του Εθνικού Μετσόβιου Πολυτεχνείου, για τις χρήσιμες συζητήσεις και την εποικοδομητική ανταλλαγή απόψεων καθ' όλη τη διάρκεια εκπόνησης της Εργασίας αυτής.

## ΠΡΟΛΟΓΟΣ

### Η ΣΗΜΑΣΙΑ ΤΟΥ ΘΕΜΑΤΟΣ ΤΩΝ ΕΠΙΣΚΕΥΩΝ/ΕΝΙΣΧΥΣΕΩΝ

Πρωταρχικό στόχο της διαδικασίας σχεδιασμού μιας κατασκευής αποτελεί η υιοθέτηση μιας επιτρεπόμενης στάθμης βλαβών για ένα συγκεκριμένο σεισμό σχεδιασμού και η λήψη όλων των αναγκαίων μέτρων προκειμένου η κατασκευή αυτή να μην υπερβεί κατά το δυνατό την στοχευόμενη από τον σχεδιασμό φέρουσα ικανότητά της.

Ωστόσο, η εμφάνιση βλαβών διαφορετικής έκτασης κατά περίπτωση αποτελεί αναπόφευκτο γεγονός κατά τη διάρκεια ζωής της κατασκευής. Ήδη η εκτίμηση της φέρουσας ικανότητάς της και μόνο είναι μια επισφαλής διαδικασία που εγκυμονεί πλήθος λανθασμένων εκτιμήσεων και απλοποιητικών παραδοχών, αφ' ενός λόγω των αβεβαιοτήτων που πηγάζουν από τη μεγάλη διασπορά των ιδιοτήτων των επί μέρους υλικών της, όπως για παράδειγμα το σκυρόδεμα και ο χάλυβας, αφ' ετέρου δε λόγω των διαφορετικών συμπεριφορών και μηχανισμών αστοχίας που μπορεί αυτά να παρουσιάσουν κατά τη λειτουργία τους ως ενιαίο σύνολο.

Είναι εμφανές, εξ άλλου, ότι η πρόβλεψη των πιθανών βλαβών που θα αναπτυχθούν στην κατασκευή είναι πιθανολογική και μόνο, αφού εξαρτάται από ένα μεγάλο αριθμό παραμέτρων που αφορούν τόσο τη σεισμική διέγερση, όπως το μέγεθός της, η απόσταση από το επίκεντρο και το ενδεχόμενο ανάπτυξης φαινομένων κοντινού πεδίου, η ποιότητα και η μορφολογία των υποκείμενων εδαφικών σχηματισμών που μπορούν να ενισχύσουν σημαντικά τον κραδασμό, όσο και την ίδια την κατασκευή, όπως ο βαθμός αξιοπιστίας των Κανονισμών που υιοθετήθηκαν, το επίπεδο γνώσης που χρησιμοποιήθηκε και οι αναπόφευκτες κάποιες φορές αμέλειες ή ακόμη και κακοτεχνίες.

Όλοι οι παράγοντες που αναφέρθηκαν προηγουμένως δυσχεραίνουν τις επιλογές του Μηχανικού κατά τη διαδικασία σχεδιασμού μιας νέας κατασκευής και πολύ περισσότερο κατά τη διαδικασία επισκευής/ενίσχυσης μιας υφιστάμενης, η οποία μπορεί να έχει υποβληθεί σε σημαντικές προηγούμενες σεισμικές διεγέρσεις ή άλλες τυχηματικές δράσεις με άγνωστα κατά την παρούσα στιγμή αποτελέσματα.

Είναι σαφές ότι στη δεύτερη περίπτωση η αξιολόγηση του φορέα εμπεριέχει σημαντικά διαφορετικό βαθμό αβεβαιότητας σχετικά με την πρώτη, γεγονός που υποδεικνύει τη χρήση διαφορετικών συντελεστών ασφαλείας για τα υφιστάμενα και τα νέα υλικά και για τον φορέα γενικότερα, καθώς και διαφορετικές πορείες ανάλυσης εξαρτώμενες πάντα από την πληρότητα και την αξιοπιστία των διαθέσιμων πληροφοριών. Ιδιαίτερης προσοχής χρήζει τέλος η μελέτη της συμπεριφοράς των διεπιφανειών μεταξύ υφιστάμενων και νέων υλικών.

Είναι πρωταρχικού ενδιαφέροντος, λοιπόν, η θέσπιση ενός ενιαίου νομοθετικού πλαισίου που θα ορίζει πλήρως τα προσομοιώματα που ανταποκρίνονται σε κάθε περίπτωση και θα

οριοθετεί στο σύνολό τους τις απαιτούμενες ενέργειες προκειμένου να υλοποιηθεί η διαδικασία της επισκευής/ενίσχυσης υφιστάμενης κατασκευής.

Για τα ελληνικά δεδομένα στον δρόμο αυτό κινούνται έως τώρα ήδη δύο διαφορετικοί Κανονισμοί: ο Ελληνικός **Κανονισμός Επεμβάσεων 2012 (ΚΑΝΕΠΕ 2012)** και ο **Ευρωκώδικας 8: Αντισεισμικός Σχεδιασμός/Μέρος 3: Αποτίμηση της Φέρουσας Ικανότητας και Ενισχύσεις Κτιρίων (EC8-P3)** με το αντίστοιχο Εθνικό του Προσάρτημα.



# ΠΕΡΙΛΗΨΗ

## ΣΤΟΧΟΙ - ΔΙΑΡΘΡΩΣΗ ΠΕΡΙΕΧΟΜΕΝΩΝ

Στην παρούσα Μεταπτυχιακή Εργασία επιχειρείται σύμφωνα με τα παραπάνω μια σύγκριση των προτεινόμενων προσομοιωμάτων των δύο Κανονισμών (**ΚΑΝΕΠΕ** και **EC8-P3**), αλλά και άλλων όπου αυτοί εμφανίζουν ελλείψεις, όσον αφορά σε διαφορετικές μεθόδους επισκευής/ενίσχυσης στοιχείων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα.

Κύριος στόχος της μελέτης αυτής είναι ο εντοπισμός των βασικών διαφορών μεταξύ των δύο προτύπων, η εμπειριστατωμένη κριτική τους και η - κατά το δυνατό - αναλυτική διατύπωση προτάσεων/βελτιώσεών τους για ρεαλιστικότερες λύσεις επεμβάσεων, οι οποίες θα ανταποκρίνονται αναλόγως στις ανάγκες του σύγχρονου επιπέδου γνώσεων και τεχνικών μέσων.

Αντικείμενο της μελέτης αυτής είναι η ενίσχυση των κύριων σεισμικά υποστυλωμάτων (ως τα κρισιμότερα από τα ραβδόμορφα δομικά στοιχεία ενός κτιρίου), μέσω της εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης σε αυτά από μανδύες FRP και χαλύβδινους μανδύες. Πρωταρχικές χρήσεις της συγκεκριμένης μεθόδου επέμβασης αποτελούν τα εξής:

- Αύξηση της φέρουσας ικανότητας του στοιχείου έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησής του (στην περίπτωση όπου χρησιμοποιούνται μανδύες FRP οι ίνες προσανατολίζονται στην διεύθυνση των σπείρων).
- Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας του στοιχείου (στην περίπτωση όπου χρησιμοποιούνται μανδύες FRP οι ίνες προσανατολίζονται κατά μήκος της περιμέτρου).
- Αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού του στοιχείου (στην περίπτωση όπου χρησιμοποιούνται μανδύες FRP οι ίνες προσανατολίζονται - ομοίως με πριν - κατά μήκος της περιμέτρου).

Στο Μέρος Α παρουσιάζεται αναλυτικά το θεωρητικό υπόβαθρο των προσομοιωμάτων που χρησιμοποιούν τα δύο πρότυπα για καθεμία από τις παραπάνω χρήσεις, τόσο για την εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης μέσω μανδύα FRP όσο και μέσω χαλύβδινου μανδύα.

Πιο συγκεκριμένα, στο πρώτο κεφάλαιο εξετάζεται η αύξηση της φέρουσας ικανότητας του στοιχείου έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησής του, στο δεύτερο κεφάλαιο εξετάζεται η αύξηση της τοπικής του πλαστιμότητας και στο τρίτο κεφάλαιο εξετάζεται η αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού του. Στα σημεία όπου οι δύο Κανονισμοί εμφανίζουν ελλείψεις χρησιμοποιούνται άλλα αντίστοιχα προσομοιώματα (EC8-P1:2004, Θ. Π. Τάσιου κλπ). Τέλος, στο τέταρτο κεφάλαιο εξετάζεται η αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας του στοιχείου λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου.

Στο Παράρτημα I παρουσιάζονται αναλυτικά τα αποσπάσματα του Model Code, του 318-M11 και του JGC-15 βάσει των οποίων έγινε η προσομοίωση της εφαρμογής της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο μέσω χαλύβδινου μανδύα ως προς την αύξηση της τοπικής του πλαστιμότητας και την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού του.

Στα Παραρτήματα II, III και IV παρουσιάζονται κάποιοι χρήσιμοι για τα παραπάνω πίνακες, καθώς και κάποια χρήσιμα σχήματα.

Στο Μέρος B παρουσιάζονται αναλυτικά δύο παραδείγματα επέμβασης σε τυπικά υφιστάμενα υποστυλώματα για καθεμία από τις παραπάνω χρήσεις, τόσο για την εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης μέσω μανδύα FRP όσο και μέσω χαλύβδινου μανδύα.

Πιο συγκεκριμένα, το πρώτο παράδειγμα αφορά την αύξηση της φέρουσας ικανότητας του στοιχείου έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησής του, την αύξηση της τοπικής του πλαστιμότητας και την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού του, ενώ το δεύτερο παράδειγμα αφορά την αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας του στοιχείου λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου.

Στο Παράρτημα V παρουσιάζονται εποπτικά τα αποτελέσματα της προσομοίωσης της εφαρμογής της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο μέσω χαλύβδινου μανδύα, σύμφωνα με τον Model Code, τον 318-M11 και τον JGC-15, ως προς την αύξηση της τοπικής του πλαστιμότητας και την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού του.

Στον Επίλογο συνοψίζονται οι παρατηρήσεις που έλαβαν χώρα τόσο κατά τη μελέτη του θεωρητικού υποβάθρου των προσομοιωμάτων που χρησιμοποιήθηκαν, όσο και κατά την επίλυση των δύο παραδειγμάτων και εξάγονται κάποια χρήσιμα συμπεράσματα.

# ΠΙΝΑΚΑΣ ΠΕΡΙΕΧΟΜΕΝΩΝ

## ΜΕΡΟΣ Α

### ΠΡΟΣΟΜΟΙΩΜΑΤΑ ΕΠΙΣΚΕΥΩΝ/ΕΝΙΣΧΥΣΕΩΝ

<b>1</b>	<b>Αύξηση της φέρουσας ικανότητας έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησης</b>	<b>1</b>
<b>1.1</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P3</b>	<b>1</b>
1.1.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	1
1.1.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	7
<b>1.2</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου</b>	<b>7</b>
<b>2</b>	<b>Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας</b>	<b>11</b>
<b>2.1</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P3</b>	<b>11</b>
2.1.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	11
2.1.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	13
<b>2.2</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P1:2004 &gt; Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα</b>	<b>13</b>
<b>2.3</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά ΚΑΝΕΠΕ</b>	<b>19</b>
2.3.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	19
2.3.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	22
<b>3</b>	<b>Αποκατάσταση ανεπαρκών μηκών παράθεσης ράβδων οπλισμού</b>	<b>25</b>
<b>3.1</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P3</b>	<b>25</b>
3.1.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	25
3.1.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	28
<b>3.2</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά ΚΑΝΕΠΕ</b>	<b>28</b>
<b>4</b>	<b>Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου</b>	<b>33</b>
4.1	Πρόσθετες παραδοχές	36

4.2	Σημειώσεις πρακτικού υπολογισμού	37
<b>ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Ι</b>		<b>39</b>
<b>1</b>	<b>Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας</b>	<b>39</b>
1.1	Απόσπασμα του Model Code 2010 (fib) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	39
1.2	Απόσπασμα του Structural Concrete Building Code 318M-11 (ACI) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	45
1.3	Απόσπασμα του Standard Specifications for Concrete Structures JGC-15 2007 (JSCE) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	46
<b>2</b>	<b>Αποκατάσταση ανεπαρκών μηκών παράθεσης ράβδων οπλισμού</b>	<b>47</b>
2.1	Απόσπασμα του Model Code 2010 (fib) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	47
2.2	Απόσπασμα του Structural Concrete Building Code 318M-11 (ACI) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	55
2.3	Απόσπασμα του Standard Specifications for Concrete Structures JGC-15 2007 (JSCE) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	61
<b>ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ ΙΙ ΠΙΝΑΚΕΣ</b>		<b>66</b>
<b>ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ ΙΙΙ ΕΛΑΣΤΙΚΟ ΦΑΣΜΑ ΑΠΟΚΡΙΣΗΣ EC8-P1:2004</b>		<b>67</b>
<b>ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ ΙV ΚΑΜΠΤΙΚΗ ΑΝΤΙΣΤΑΣΗ ΑΠΟΦΛΟΙΩΜΕΝΗΣ ΔΙΑΤΟΜΗΣ</b>		<b>69</b>

## **ΜΕΡΟΣ Β**

### **ΠΑΡΑΔΕΙΓΜΑΤΑ ΕΠΙΣΚΕΥΩΝ/ΕΝΙΣΧΥΣΕΩΝ**

<b>ΠΑΡΑΔΕΙΓΜΑ 1<sup>ο</sup></b>		<b>70</b>
<b>1</b>	<b>Αύξηση της φέρουσας ικανότητας έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησης</b>	<b>71</b>
<b>1.1</b>	<b>Κατά EC8-P3</b>	<b>71</b>
1.1.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	71

1.1.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	72
<b>1.2</b>	<b>Θεωρητικό υπόβαθρο κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου</b>	<b>72</b>
1.2.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	72
1.2.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	72
<b>1.3</b>	<b>Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις</b>	<b>72</b>
<b>2</b>	<b>Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας</b>	<b>75</b>
<b>2.1</b>	<b>Κατά EC8-P3</b>	<b>75</b>
2.1.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	75
2.1.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	75
<b>2.2</b>	<b>Κατά EC8-P1:2004 &gt; Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα</b>	<b>75</b>
<b>2.3</b>	<b>Κατά ΚΑΝΕΠΕ</b>	<b>76</b>
2.3.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	76
2.3.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	76
<b>2.4</b>	<b>Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις</b>	<b>76</b>
<b>3</b>	<b>Αποκατάσταση ανεπαρκών μηκών παράθεσης ράβδων οπλισμού</b>	<b>79</b>
<b>3.1</b>	<b>Κατά EC8-P3</b>	<b>79</b>
3.1.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	79
3.1.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	79
<b>3.2</b>	<b>Κατά ΚΑΝΕΠΕ</b>	<b>79</b>
3.2.1	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP	79
3.2.2	Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα	80
<b>3.3</b>	<b>Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις</b>	<b>80</b>
	<b>ΠΑΡΑΔΕΙΓΜΑ 2<sup>ο</sup></b>	<b>83</b>
<b>1</b>	<b>Δύσκαμπτος φορέας με <math>T_1/T_c &lt; 1 \rightarrow T_c/T_1 &gt; 1</math> (επιλέγεται <math>T_c/T_1 = 2,0</math>) και <math>L_s/d_b = 25,0</math></b>	<b>84</b>
<b>2</b>	<b>Εύκαμπτος φορέας με <math>T_1/T_c &gt; 1 \rightarrow T_c/T_1 &lt; 1</math> (ανεξάρτητα της τιμής του <math>T_c/T_1</math>) και <math>L_s/d_b = 25,0</math></b>	<b>87</b>
<b>3</b>	<b>Δύσκαμπτος φορέας με <math>T_1/T_c &lt; 1 \rightarrow T_c/T_1 &gt; 1</math> (επιλέγεται <math>T_c/T_1 = 2,0</math>) και <math>L_s/d_b = 20,0</math></b>	<b>88</b>

4	Εύκαμπτος φορέας με $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$ (ανεξάρτητα της τιμής του $T_c/T_1$ ) και $L_s/d_b = 20,0$	90
5	Δύσκαμπτος φορέας με $T_1/T_c < 1 \rightarrow T_c/T_1 > 1$ (επιλέγεται $T_c/T_1 = 2,0$ ) και $L_s/d_b = 30,0$	90
6	Εύκαμπτος φορέας με $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$ (ανεξάρτητα της τιμής του $T_c/T_1$ ) και $L_s/d_b = 30,0$	92
7	Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις	93
<b>ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ V</b>		<b>97</b>
<b>ΕΠΙΛΟΓΟΣ ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ</b>		<b>98</b>
<b>ΣΥΝΟΠΤΙΚΟ ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΚΟ ΔΕΛΤΙΟ</b>		<b>100</b>

## ΜΕΡΟΣ Α

### ΠΡΟΣΟΜΟΙΩΜΑΤΑ ΕΠΙΣΚΕΥΩΝ/ΕΝΙΣΧΥΣΕΩΝ

#### 1 Αύξηση της φέρουσας ικανότητας έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησης

##### 1.1 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P3

###### 1.1.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Η διατμητική ικανότητα των ψαθυρών στοιχείων μπορεί να βελτιωθεί σε δοκούς, υποστυλώματα ή τοιχώματα μέσω της εφαρμογής λωρίδων ή φύλλων FRP. Αυτά μπορεί να εφαρμόζονται είτε με πλήρη περιτύλιξη του στοιχείου είτε με σύνδεσή τους στις πλευρές και το εσωράχιο της δοκού (λωρίδα ή φύλλο μορφής U).

Η συνολική ικανοτική τέμνουσα, όπως ελέγχεται από τους συνδετήρες του εγκάρσιου οπλισμού και το FRP, υπολογίζεται ως το σύνολο αφ' ενός μιας συνεισφοράς από το υπάρχον στοιχείο από σκυρόδεμα, σύμφωνα με το EC8-P1:2004 και αφ' ετέρου μιας άλλης συνεισφοράς,  $V_f$ , του FRP.

Η συνολική ικανοτική τέμνουσα δεν θα πρέπει να λαμβάνεται μεγαλύτερη από την μέγιστη αντοχή σε τέμνουσα του στοιχείου από σκυρόδεμα,  $V_{R,max}$ , όπως αυτή προσδιορίζεται από τη λοξή θλίψη του κορμού. Η τιμή  $V_{R,max}$  μπορεί να υπολογίζεται σύμφωνα με το EC2-P1-1:2004. Για τοιχώματα από σκυρόδεμα και για υποστυλώματα με λόγο διάτμησης  $L_V/h$  μικρότερου ή ίσου με 2, η τιμή  $V_{R,max}$  είναι η ελάχιστη μεταξύ της τιμής σύμφωνα με το EC2-P1-1:2004 και της τιμής η οποία υπολογίζεται υπό ανελαστική ανακυκλιζόμενη φόρτιση σύμφωνα με τα παρακάτω.

- Η διατμητική αντοχή ενός τοιχώματος από σκυρόδεμα  $V_R$  δεν μπορεί να λαμβάνεται μεγαλύτερη από την τιμή η οποία αντιστοιχεί στην αστοχία λόγω λοξής θλίψης του

κορμού  $V_{R,max}$  η οποία υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση μπορεί να υπολογίζεται από την έκφραση (με μονάδες: MN και m):

$$V_{R,max} = \frac{0,85[1 - 0,06 \min(5; \mu_{\Delta}^{pl})]}{\gamma_{el}} \left[ 1 + 1,8 \min\left(0,15; \frac{N}{A_c f_c}\right) \right] [1 + 0,25 \max(1,75; 100\rho_{tot})] \left[ 1 - 0,2 \min\left(2; \frac{L_V}{h}\right) \right] \sqrt{f_c} b_w z \quad (1.1)$$

Η διατμητική αντοχή υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση σε όρους σύνθλιψης του κορμού πριν από την καμπτική διαρροή προκύπτει από την παραπάνω έκφραση για  $\mu_{\Delta}^{pl} = 0$ .

- Αν σε ένα υποστύλωμα από σκυρόδεμα ο λόγος διάτμησης  $L_V/h$  στη διατομή άκρου με το μέγιστο των δύο ροπών άκρου είναι μικρότερος ή ίσος με 2,0, η διατμητική του αντοχή  $V_R$  δεν θα πρέπει να λαμβάνεται μεγαλύτερη από την τιμή η οποία αντιστοιχεί σε αστοχία λόγω σύνθλιψης του κορμού κατά μήκος της διαγωνίου του υποστυλώματος πριν από την καμπτική διαρροή  $V_{R,max}$  και η οποία υπό ανακυκλιζόμενη κυκλική φόρτιση μπορεί να υπολογίζεται από την έκφραση (με μονάδες: MN και m):

$$V_{R,max} = \frac{4/7 [1 - 0,02 \min(5; \mu_{\Delta}^{pl})]}{\gamma_{el}} \left( 1 + 1,35 \frac{N}{A_c f_c} \right) [1 + 0,45(100\rho_{tot})] \sqrt{\min(40; f_c)} b_w z \sin 2\delta \quad (1.2)$$

Όπου:

$\gamma_{el}$  συντελεστής ασφαλείας που ισούται με 1,15 για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία και 1,0 για τα δευτερεύοντα σεισμικά στοιχεία<sup>1</sup>,

$N$  είναι η θλιπτική αξονική δύναμη (θετική, λαμβάνεται ως μηδενική για εφελκυσμό),

$A_c$  είναι η επιφάνεια της διατομής, η οποία λαμβάνεται ίση με  $b_w d$  για μια διατομή με ορθογωνικό κορμό πλάτους  $b_w$  και στατικού ύψους  $d$ , ή με  $\pi D_c^2/4$  (όπου  $D_c = D - 2c - 2d_{bw}$  είναι η διάμετρος του πυρήνα σκυροδέματος στο εσωτερικό των σπείρων με  $c$  να είναι το πάχος της επικάλυψης του σκυροδέματος και  $d_{bw}$  η διάμετρος των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού) για μια κυκλική διατομή διαμέτρου  $D$ ,

$f_c$  (με μονάδες: MPa) είναι η θλιπτική αντοχή του σκυροδέματος, που προκύπτει απευθείας ως μέση τιμή από επί τόπου δοκιμές και από πρόσθετες πηγές πληροφόρησης διαιρεμένη κατάλληλα με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3, λαμβάνοντας υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης<sup>2</sup>. Για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία το  $f_c$  θα πρέπει

<sup>1</sup> Βλ. EC8-P3/§2.2.1(6)P: «Μερικά από τα υπάρχοντα δομικά στοιχεία μπορεί να προσδιορίζονται ως «δευτερεύοντα σεισμικά», σύμφωνα με τον ορισμό που δίδεται στο EC8-1:2004/§4.2.2(1)P, (2) και (3). Τα «δευτερεύοντα σεισμικά» στοιχεία θα ελέγχονται βάσει των ίδιων κριτηρίων συμμόρφωσης όπως και τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία, χρησιμοποιώντας όμως λιγότερο συντηρητικές εκτιμήσεις της ικανότητάς τους απ' ό,τι στα στοιχεία τα οποία θεωρούνται ως «πρωτεύοντα σεισμικά».»

<sup>2</sup> Βλ. EC8-P3/§3.5(1)P: «Για τον προσδιορισμό των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών που πρόκειται να χρησιμοποιηθούν στον υπολογισμό της ικανότητας, και δη στις περιπτώσεις στις οποίες η ικανότητα θα συγκρίνεται με την απαίτηση για ελέγχους ασφαλείας, οι μέσες τιμές οι οποίες προκύπτουν από τις επί τόπου



επιπλέον να διαιρείται με τον επιμέρους συντελεστή εμπιστοσύνης για το σκυρόδεμα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.4,

$\rho_{tot}$  είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό των ράβδων του διαμήκους οπλισμού,

$z$  είναι το μήκος του εσωτερικού μοχλοβραχίονα, που λαμβάνεται ίσο με  $d - d'$  σε δοκούς, υποστυλώματα ή τοιχώματα διατομής μορφής T ή με εσοχές με τα  $d$  και  $d'$  να ορίζουν τις θέσεις του εφελκόμενου και θλιβόμενου διαμήκη οπλισμού, αντίστοιχα, και με  $0,8h$  σε τοιχώματα με ορθογωνική διατομή και

$\delta$  είναι η γωνία μεταξύ της διαγωνίου και του άξονα του υποστυλώματος ( $\tan \delta = h/2L_V$ ).

Για στοιχεία με ορθογωνική διατομή η συμβολή του FRP στην ικανοτική τέμνουσα μπορεί να υπολογισθεί ως:

- Για πλήρη περιτύλιξη με FRP ή για λωρίδες ή φύλλα FRP μορφής U:

$$V_{Rd,f} = 0,9d f_{fdd,e} \times 2t_f \left( \frac{w_f}{s_f} \right)^2 (\cot \theta + \cot \beta) \sin \beta \quad (1.3)$$

- Για λωρίδες ή φύλλα FRP τα οποία συνδέονται μόνο πλευρικά:

$$V_{Rd,f} = 0,9d f_{fdd,e} \times 2t_f \frac{\sin \beta w_f}{\sin \theta s_f} \quad (1.4)$$

όπου:

$f_{fdd,e}$  είναι η αντοχή σχεδιασμού του FRP σε αποκόλληση, η οποία εξαρτάται από τη διαμόρφωση της ενίσχυσης σύμφωνα με τα παρακάτω,

$w_f$  είναι το πλάτος της λωρίδας ή του φύλλου FRP, μετρούμενο κάθετα προς την (ισχυρή) διεύθυνση των ινών (για φύλλα:  $w_f = \min(0,9d, h_w) \sin(\theta + \beta) / \sin \theta$ ),

$s_f$  είναι η απόσταση μεταξύ των λωρίδων FRP (=  $w_f$  για φύλλα), μετρούμενη κάθετα προς την (ισχυρή) διεύθυνση των ινών,

$\theta$  είναι η γωνία κλίσης των θλιβόμενων διαγωνίων σκυροδέματος (θλιπτήρων) και

$\beta$  είναι η γωνία μεταξύ της (ισχυρής) διεύθυνσης των ινών στη λωρίδα, το φύλλο ή το υλικό FRP και του άξονα του ενισχυόμενου στοιχείου.

---

δοκιμές και από τις πρόσθετες πηγές πληροφοριών, θα διαιρούνται με τον συντελεστή εμπιστοσύνης  $CF$ , που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3 ανάλογα με το επίπεδο γνώσης.»

**Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P:** «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλαστικών και ψαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπάρχοντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές εμπιστοσύνης, οι οποίοι λαμβάνουν υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης. Ονομαστικές ιδιότητες θα χρησιμοποιούνται για νέα ή για πρόσθετα υλικά.»

Για πλήρως περιτυλιγμένους (δηλαδή κλειστούς) ή κανονικά αγκυρωμένους (στην θλιβόμενη ζώνη) μανδύες, η αντοχή σχεδιασμού σε αποκόλληση του FRP μπορεί να λαμβάνεται στις παραπάνω εκφράσεις ως:

$$f_{fdd,e,W} = f_{fdd} \left(1 - k \frac{L_e \sin \beta}{2z}\right) + \frac{1}{2} (f_{fu,W}(R) - f_{fdd}) \left(1 - \frac{L_e \sin \beta}{z}\right) \quad (1.5)$$

όπου:

$f_{fdd}$  =  $\frac{1}{\gamma_{fd}} \sqrt{0,6 E_f f_{ctm} k_b / t_f}$  (με μονάδες: N και mm) είναι η αντοχή σχεδιασμού σε αποκόλληση,

$\gamma_{fd}$  επιμέρους συντελεστής ασφαλείας για την αποκόλληση του FRP με προτεινόμενη τιμή 1,5, ενώ αυτή που του αποδίδεται για χρήση πιο συγκεκριμένα σε μία χώρα μπορεί να βρεθεί στο Εθνικό της Προσάρτημα,

$E_f$  είναι το μέτρο ελαστικότητας του FRP,

$f_{ctm}$  είναι η μέση εφελκυστική αντοχή του σκυροδέματος,

$k_b$  =  $\sqrt{1,5 (2 - w_f / s_f) / (1 + w_f / 100 \text{ mm})}$  είναι ο συντελεστής επικάλυψης,

$k$  =  $1 - \frac{2}{\pi}$ ,

$L_e$  =  $\sqrt{E_f t_f / \sqrt{4\tau_{max}}}$  (με μονάδες: N και mm) είναι το ενεργό μήκος σύνδεσης,

$\tau_{max}$  =  $1,8 f_{ctm} k_b$  είναι η μέση αντοχή σύνδεσης (συνάφειας),

$z$  είναι το μήκος του εσωτερικού μοχλοβραχίονα, που λαμβάνεται ίσο με  $0,9d$  και

$f_{fu,W}(R)$  =  $f_{fdd} + \langle \eta_R f_{fu} - f_{fdd} \rangle$  είναι η οριακή αντοχή σχεδιασμού των λωρίδων ή φύλλων FRP στρογγυλεμένων με ακτίνα  $R_c$ , όπου ο όρος στο  $\langle - \rangle$  θα πρέπει να λαμβάνεται μόνο αν είναι θετικός,  $f_{fu}$  είναι η οριακή τιμή της αντοχής του FRP και ο συντελεστής  $\eta_R$  εξαρτάται από την ακτίνα στρογγύλευσης και το πλάτος της δοκού ως:

$$\eta_R = 0,2 + 1,6 \frac{R_c}{b_w} \text{ με } 0 \leq \frac{R_c}{b_w} \leq 0,5 \quad (1.6)$$

Για μανδύες μορφής U (δηλαδή ανοιχτούς) η αντοχή σχεδιασμού των FRP σε αποκόλληση μπορεί να λαμβάνεται στις παραπάνω εκφράσεις ως:

$$f_{fdd,e,U} = f_{fdd} \left(1 - k \frac{L_e \sin \beta}{z}\right) \quad (1.7)$$

Για πλευρικά συνδεδεμένα φύλλα/λωρίδες η ενεργός αντοχή σχεδιασμού των FRP σε αποκόλληση μπορεί να λαμβάνεται στις παραπάνω εκφράσεις ως:

$$f_{fdd,e,s} = f_{fdd} \frac{z_{rid,eq}}{z} \left( 1 - \sqrt{k \frac{L_{eq}}{z_{rid,eq}}} \right)^2 \quad (1.8)$$

όπου:

$$z_{rid,eq} = z_{rid} + L_{eq},$$

$$z_{rid} = z - L_e \sin \beta,$$

$$L_{eq} = \frac{u_1}{\varepsilon_{fdd}} \sin \beta,$$

$$u_1 = k_b/3 \text{ και}$$

$$\varepsilon_{fdd} = f_{fdd}/E_f.$$

Για στοιχεία κυκλικής διατομής διαμέτρου D η συμβολή του FRP υπολογίζεται ως:

$$V_f = 0,5A_c \rho_f E_f \varepsilon_{f,ed} \quad (1.9)$$

όπου:

$$\rho_f = 4 t_f / D \text{ είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του FRP και}$$

$$\varepsilon_{f,ed} = 0,004.$$

Σε στοιχεία στα οποία η περιοχή των πλαστικών αρθρώσεων είναι πλήρως περιτυλιγμένη από έναν μανδύα FRP μήκους τουλάχιστον ίσου με το ύψος του στοιχείου h ή τη διάμετρό του D, η διατμητική αντοχή υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση παρουσία συνδετήρων  $V_R$  μπορεί να θεωρηθεί ότι μειώνεται με το πλαστικό μέρος της απαίτησης πλαστιμότητας  $\mu_{\Delta}^{pl} = \mu_{\Delta} - 1$ , η οποία εκφράζεται σε όρους συντελεστή πλαστιμότητας είτε της εγκάρσιας καμπτικής παραμόρφωσης του διατμητικού ανοίγματος είτε της στροφής της χορδής στο άκρο του στοιχείου<sup>3</sup>, σύμφωνα με την έκφραση (με μονάδες: MN και m):

$$V_R = \frac{1}{\gamma_{el}} \left[ \frac{h-x}{2L_V} \min(N; 0,55A_c f_c) + \left[ 1 - 0,05 \min(5; \mu_{\Delta}^{pl}) \right] \right] \times \\ \left[ 0,16 \max[0,5; (100\rho_{tot})] \left[ 1 - 0,16 \min\left(5; \frac{L_V}{h}\right) \right] \sqrt{f_c} A_c + V_w \right] \quad (1.10)$$

όπου:

x είναι το ύψος της θλιβόμενης ζώνης,

$L_V = M/V$  είναι ο λόγος ροπής - τέμνουσας (λόγος διάτμησης) στην ακραία διατομή και

<sup>3</sup> Γι αυτό το σκοπό το  $\mu_{\Delta}^{pl}$  μπορεί να υπολογίζεται ως ο λόγος του πλαστικού μέρους της στροφής της χορδής θ ανηγμένο στη στροφή της χορδής στη διαρροή  $\theta_y$ .

$V_w$  είναι η συνεισφορά του εγκάρσιου οπλισμού στη διατμητική αντοχή, η οποία λαμβάνεται ίση με:

- Για διατομές με ορθογωνικό κορμό πλάτους  $b_w$ :

$$V_w = \rho_w b_w z f_{yw} \quad (1.11)$$

όπου:

$\rho_w$  είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του εγκάρσιου οπλισμού και  
 $f_{yw}$  (με μονάδες: MPa) είναι η αντοχή διαρροής των συνδετήρων του εγκάρσιου, που προκύπτει απευθείας ως μέση τιμή από επί τόπου δοκιμές και από πρόσθετες πηγές πληροφόρησης διαιρεμένη κατάλληλα με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3, λαμβάνοντας υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης<sup>4</sup>. Για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία το  $f_{yw}$  θα πρέπει επιπλέον να διαιρείται με τον επιμέρους συντελεστή για τον χάλυβα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.4.

- Για κυκλικές διατομές:

$$V_w = \frac{\pi A_{sw}}{2s} f_{yw} (D - 2c) \quad (1.12)$$

όπου:

$A_{sw}$  είναι η επιφάνεια της διατομής ενός κυκλικού συνδετήρα του εγκάρσιου οπλισμού και

$s$  είναι η απόσταση μεταξύ των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού.

Στην τιμή του  $V_w$  (δηλαδή στη συμβολή του εγκάρσιου οπλισμού στην διατμητική αντοχή) προστίθεται η συμβολή της αντοχής του μανδύα FRP. Η συμβολή αυτή μπορεί να υπολογίζεται θεωρώντας ότι η τάση του FRP προσεγγίζει την τιμή σχεδιασμού της οριακής αντοχής του μανδύα FRP  $f_{ud}$  στις ακραίες εφελκόμενες ίνες και μειώνεται γραμμικά ως το μηδέν κατά μήκος του στατικού ύψους  $d$  ως εξής:

$$V_{w,f} = 0,5 \rho_f b_w z f_{ud} \quad (1.13)$$

όπου:

$\rho_f = 2 t_f / b_w$  είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του FRP,

$z$  είναι το μήκος του εσωτερικού μοχλοβραχίονα, που λαμβάνεται ίσο με  $d$  και

<sup>4</sup> **Βλ. EC8-P3/§3.5(1)P:** «Για τον προσδιορισμό των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών που πρόκειται να χρησιμοποιηθούν στον υπολογισμό της ικανότητας, και δη στις περιπτώσεις στις οποίες η ικανότητα θα συγκρίνεται με την απαίτηση για ελέγχους ασφαλείας, οι μέσες τιμές οι οποίες προκύπτουν από τις επί τόπου δοκιμές και από τις πρόσθετες πηγές πληροφοριών, θα διαιρούνται με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF, που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3 ανάλογα με το επίπεδο γνώσης.»

**Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P:** «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλαστικών και ψαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές εμπιστοσύνης, οι οποίοι λαμβάνουν υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης. Ονομαστικές ιδιότητες θα χρησιμοποιούνται για νέα ή για πρόσθετα υλικά.»

$f_{iud}$  είναι η οριακή τιμή της αντοχής σχεδιασμού του FRP που ισούται με την οριακή τιμή της αντοχής του  $f_{fu}$  διαιρεμένη με τον επιμέρους συντελεστή εμπιστοσύνης του  $\gamma_{fd}$ , όπως ορίστηκε παραπάνω.

### 1.1.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Η συνεισφορά του χαλύβδινου μανδύα στη διατμητική αντοχή υποστυλώματος μπορεί να θεωρείται πρόσθετα στην ήδη υπάρχουσα, υπό την προϋπόθεση ότι αυτός παραμένει στην ελαστική περιοχή. Η συνθήκη αυτή είναι απαραίτητη για τον μανδύα, ώστε να μπορεί να ελέγχει το πλάτος των εσωτερικών ρωγμών και να εξασφαλίζει την ακεραιότητα του σκυροδέματος, επιτρέποντας έτσι στον αρχικό μηχανισμό διατμητικής αντοχής να συνεχίζει τη λειτουργία του.

Αν χρησιμοποιείται μόνο το 50 % της αντοχής διαρροής σχεδιασμού του χαλύβδινου μανδύα  $f_{yjd}$ , η έκφραση για την πρόσθετη τέμνουσα δύναμη  $V_j$  που παραλαμβάνεται από αυτόν είναι:

$$V_j = 0,5h \frac{2t_j b}{s} f_{yjd} (\cot \theta + \cot \beta) \sin \beta \quad (1.14)$$

όπου:

- $h$  είναι η διάσταση του υποστυλώματος κατά τη διεύθυνση της πρόσθετης τέμνουσας δύναμης,
- $b$  είναι το πλάτος των χρησιμοποιούμενων κολλάρων,
- $s$  είναι η απόσταση μεταξύ των χρησιμοποιούμενων κολλάρων (για την περίπτωση των συνεχών πλακών προφανώς  $b / s = 1$ ),
- $f_{yjd}$  είναι η αντοχή διαρροής σχεδιασμού του χαλύβδινου μανδύα που ισούται με την ονομαστική του αντοχή διαιρεμένη με τον επιμέρους συντελεστή εμπιστοσύνης για τον δομικό χάλυβα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§6.1.3(1)P,
- $\theta$  είναι η γωνία κλίσης των θλιβόμενων διαγωνίων σκυροδέματος (θλιπτήρων) και
- $\beta$  είναι η γωνία μεταξύ του άξονα των χρησιμοποιούμενων κολλάρων και του άξονα του ενισχυόμενου στοιχείου (για την περίπτωση των συνεχών πλακών προφανώς  $\beta = 90^\circ$ ).

## 1.2 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου

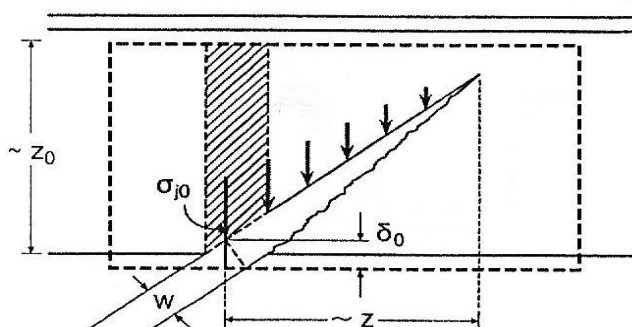
Για την περίπτωση της αύξησης της φέρουσας ικανότητας δοκού έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του εγκάρσιου οπλισμού της και για δεδομένη τιμή ανοίγματος της ρωγμής  $w$  (μικρότερη ή ίση της μέγιστης τιμής του  $w_{max} = 0,4 \text{ mm}$ ), θεωρώντας βάθος προέκτασης

της ρωγμής εντός της θλιβόμενης ζώνης της δοκού ίσο με  $z_o = 0,8d$ , όπου  $d$  είναι το στατικό ύψος της διατομής της, η επιμήκυνση του υλικού περίσφιγξης  $\delta_o$  υπολογίζεται από την έκφραση:

$$\delta_o = \frac{w}{\sqrt{2}} \rightarrow$$

$$\delta_o = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{jo}}{E_j} z_o \quad (1.15)$$

όπου  $E_j$  είναι το μέτρο ελαστικότητας του υλικού περίσφιγξης.



**Εικόνα 1** (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Θεωρώντας, επίσης, τριγωνική κατανομή των επιστρατευόμενων τάσεων  $\sigma_{jo}$  του υλικού περίσφιγξης επί της ρωγμής, για μήκος  $z$  ίσο με το μήκος του εσωτερικού μοχλοβραχίονα των δυνάμεων της διατομής της δοκού (μετρούμενο από το άκρο της ρωγμής εντός της θλιβόμενης ζώνης του σκυροδέματος), το συνολικό πάχος του υλικού περίσφιγξης υπολογίζεται από την έκφραση:

$$2t_j = \frac{\Delta V}{z_o \sigma_{jo,min}} \quad (1.16)$$

όπου:

$\Delta V$  είναι η συνολική πρόσθετη τέμνουσα που θα αναλάβει το υλικό περίσφιγξης και

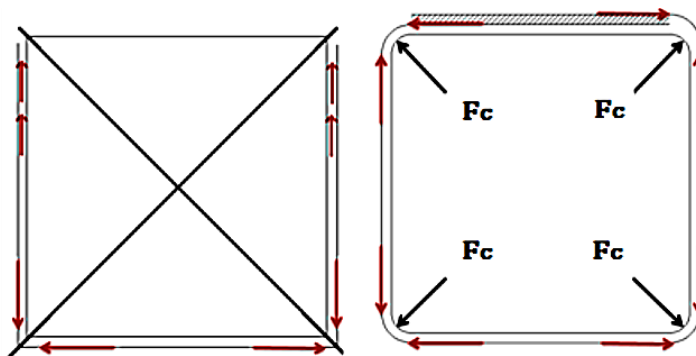
$\sigma_{jo,min} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{jd} / \gamma_{Rd} \\ \sqrt{2} w E_j / z_o \geq 2/3 f_{jd} \end{array} \right.$  είναι η ελάχιστη τιμή μεταξύ αυτής που προκύπτει από τον έλεγχο αντοχής σχεδιασμού του υλικού περίσφιγξης (με τους κατάλληλους επιμέρους συντελεστές ασφαλείας που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§4.5.3.1 και 4.5.3.3) με συντελεστή αβεβαιότητας  $\gamma_{Rd} = 1,5$  και της εφικτής τιμής λόγω αγκύρωσης αυτού επί της δοκού μέσω επικόλλησης, αν η εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο γίνεται μέσω μανδύα FRP.<sup>5</sup>

<sup>5</sup> Αν η αγκύρωση πραγματοποιείται με μηχανικά μέσα (π.χ. διάταξη με ντίζες ή ήλωση), η τιμή της τάσης  $\sigma_{jo}$  είναι προκαθορισμένη και ίση με  $\sigma_{jo} = k f_{jd}$ , όπου  $k \leq 1$  συντελεστής που εκφράζει την ενδοτικότητα της αγκύρωσης που έχει πραγματοποιηθεί (Όσο μεγαλύτερη είναι η τιμή του  $k$ , τόσο μικρότερη είναι η

$= \min \left\{ \begin{array}{l} f_{jd}/\gamma_{Rd} \\ kf_{jd} \end{array} \right.$  είναι η ελάχιστη τιμή μεταξύ αυτής που προκύπτει από τον έλεγχο αντοχής σχεδιασμού του υλικού περίσφιγξης (με τους κατάλληλους επιμέρους συντελεστές ασφαλείας που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§4.5.3.1 και 4.5.3.3) με συντελεστή αβεβαιότητας  $\gamma_{Rd} = 1,5$  και της εφικτής τιμής λόγω αγκύρωσης αυτού επί της δοκού μέσω μηχανικών μέσων, αν η εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο γίνεται μέσω χαλύβδινου μανδύα<sup>6</sup>.

Ο έλεγχος αγκύρωσης του υλικού περίσφιγξης επί της δοκού ικανοποιείται ευχερώς, υπό την προϋπόθεση ότι ισχύει η συνθήκη  $\Delta V \nlessgtr 2 \times 1/2 z_o^2 f_{ctm}$ , όπου  $f_{ctm}$  είναι η μέση εφελκυστική αντοχή του υφιστάμενου σκυροδέματος.

Κατά παρόμοιο τρόπο με την αύξηση της φέρουσας ικανότητας δοκού έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του εγκάρσιου οπλισμού της γίνεται και η εφαρμογή εξωτερικής περίσφιγξης με κλειστό μανδύα στην περίπτωση του υποστυλώματος · μόνη διαφορά αποτελεί η δεύτερη συνθήκη, για τον υπολογισμό της ελάχιστης τιμής  $\sigma_{jo,min}$  της επιστρατευόμενης τάσης του υλικού περίσφιγξης επί της ρωγμής, που εδώ δεν απαιτείται, αφού δεν υφίσταται κανένας κίνδυνος αποκόλλησης του υλικού περίσφιγξης σε αυτή την περίπτωση σύμφωνα με τα παρακάτω:



**Εικόνα 2**

- Αν η εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο γίνεται μέσω μανδύα FRP, η στογγύλευση των γωνιών του υποστυλώματος υπό ακτίνα  $R = 2,5c$  προσφέρει τοπική ισορροπία των δυνάμεων και επομένως αναιρεί οποιοδήποτε κίνδυνο αποκόλλησης του υλικού περίσφιγξης. Προϋπόθεση για να αναπτυχθούν οι ευεργετικές δυνάμεις άντυνας  $F_c$  στα σημεία αυτά αποτελεί η επαρκής κόλληση του μανδύα FRP με υλικό επαρκούς αντοχής, π.χ. ρητίνη.
- Αν η εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο γίνεται μέσω χαλύβδινου μανδύα, προϋπόθεση για την αναίρεση οποιουδήποτε κινδύνου αποκόλλησης του υλικού περίσφιγξης σύμφωνα με τα παραπάνω αποτελεί η επαρκής αγκύρωση του χαλύβδινου μανδύα με διάταξη επαρκούς αντοχής.

ενδοτικότητα της αγκύρωσης (π.χ. για διάταξη με ντίτζες  $k \sim 0,9$ ), ενώ όσο μικρότερη είναι η τιμή του  $k$ , τόσο μεγαλύτερη είναι η ενδοτικότητα της αγκύρωσης (π.χ. για διάταξη με ήλωση  $k \sim 0,5$ ).

<sup>6</sup> Αν η αγκύρωση πραγματοποιείται με επικόλληση, η τιμή της τάσης  $\sigma_{jo}$  είναι ίση με  $\sigma_{jo} = \sqrt{2}wE_j/z_o \nlessgtr 2/3 f_{jd}$ .

Στις παραπάνω εκφράσεις τα μηχανικά χαρακτηριστικά των υφιστάμενων υλικών εισάγονται με τις διαπιστωμένες μέσες τιμές τους.



## 2 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας

### 2.1 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P3

#### 2.1.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Η βελτίωση της ικανότητας παραμόρφωσης επιτυγχάνεται μέσω της περίσφιγξης του σκυροδέματος από τους μανδύες FRP. Αυτοί εφαρμόζονται γύρω από το στοιχείο το οποίο πρόκειται να ενισχυθεί στην περιοχή της εν δυνάμει πλαστικής άρθρωσης.

Το απαραίτητο μέγεθος της πίεσης περίσφιγξης η οποία θα πρέπει να εφαρμοσθεί εξαρτάται από τον λόγο  $I_{\chi} = \mu_{\varphi,tar} / \mu_{\varphi,ava}$  μεταξύ της επιδιωκόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας  $\mu_{\varphi,tar}$  και της διαθέσιμης πλαστιμότητας καμπυλότητας  $\mu_{\varphi,ava}$  και μπορεί να υπολογισθεί ως εξής:

$$f_1 = 0,4I_{\chi}^2 \frac{f_c \varepsilon_{cu}^2}{\varepsilon_{ju}^{1,5}} \quad (2.1)$$

$f_c$  (με μονάδες: MPa) είναι η θλιπτική αντοχή του σκυροδέματος, που προκύπτει απευθείας ως μέση τιμή από επί τόπου δοκιμές και από πρόσθετες πηγές πληροφόρησης διαιρεμένη κατάλληλα με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF που δίδεται στον **Πίνακα 3.1** του **EC8-P3**, λαμβάνοντας υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης<sup>7</sup>. Για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία το  $f_c$  θα πρέπει επιπλέον να διαιρείται με τον επιμέρους συντελεστή εμπιστοσύνης για το σκυρόδεμα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.4,

$\varepsilon_{cu}$  είναι η οριακή ανηγμένη παραμόρφωση του σκυροδέματος και

$\varepsilon_{ju}$  είναι η οριακή ανηγμένη παραμόρφωση του μανδύα FRP που λαμβάνεται υπόψη, η οποία είναι χαμηλότερη από την οριακή ανηγμένη παραμόρφωση του FRP,  $\varepsilon_{fu}$ .

Για την περίπτωση κυκλικών διατομών που είναι περιτυλιγμένες με συνεχή φύλλα (και όχι με λωρίδες) η πίεση περίσφιγξης που εφαρμόζεται από το FRP είναι ίση με  $f_1 = 1/2 \rho_f E_f \varepsilon_{ju}$  με το  $E_f$  να είναι το μέτρο ελαστικότητας του FRP και το  $\rho_f$  να είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του FRP που σχετίζεται με το πάχος του, δηλαδή  $t_f = \rho_f D/4$ , όπου D είναι η διάμετρος του μανδύα γύρω από την κυκλική διατομή.

<sup>7</sup> **Βλ. EC8-P3/§3.5(1)P:** «Για τον προσδιορισμό των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών που πρόκειται να χρησιμοποιηθούν στον υπολογισμό της ικανότητας, και δη στις περιπτώσεις στις οποίες η ικανότητα θα συγκρίνεται με την απαίτηση για ελέγχους ασφαλείας, οι μέσες τιμές οι οποίες προκύπτουν από τις επί τόπου δοκιμές και από τις πρόσθετες πηγές πληροφοριών, θα διαιρούνται με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF, που δίδεται στον **Πίνακα 3.1** του **EC8-P3** ανάλογα με το επίπεδο γνώσης.»

**Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P:** «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλαστικών και ψαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές εμπιστοσύνης, οι οποίοι λαμβάνουν υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης. Ονομαστικές ιδιότητες θα χρησιμοποιούνται για νέα ή για πρόσθετα υλικά.»

Για την περίπτωση των ορθογωνικών διατομών στις οποίες οι γωνίες είναι στρογγυλεμένες με ακτίνα  $R_c$ , έτσι ώστε να επιτρέπουν την τύλιξη του FRP γύρω από αυτές, η πίεση περίσφιγξης που εφαρμόζεται από το φύλλο FRP υπολογίζεται ως:  $f'_1 = k_s f_1$  με  $f_1 = 2E_f \varepsilon_{ju} t_f / b_w$  και  $k_s = 2R_c / b_w$  με το  $b_w$  να είναι το μεγαλύτερο πλάτος της διατομής.

Για την περίπτωση αυτή, μια εναλλακτική πρόταση των προηγούμενων είναι να υπολογιστεί η συνολική ικανότητα στροφής της χορδής (ελαστικό και πλαστικό μέρος) ή το πλαστικό της μέρος, αντίστοιχα, υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση μέσω των εκφράσεων:

$$\theta_{um} = \frac{1}{\gamma_{el}} \times 0,016(0,3)^v \left[ \frac{\max(0,01; \omega')}{\max(0,01; \omega)} f_c \right]^{0,225} \left( \frac{L_V}{h} \right)^{0,35} 25^{\left( \alpha_{psx} \frac{f_{yw}}{f_c} \right)} 1,25^{(100\rho_d)} \quad (2.2)$$

$$\theta_{um}^{pl} = \frac{1}{\gamma_{el}} \times 0,0145(0,25)^v \left[ \frac{\max(0,01; \omega')}{\max(0,01; \omega)} \right]^{0,3} f_c^{0,2} \left( \frac{L_V}{h} \right)^{0,35} 25^{\left( \alpha_{psx} \frac{f_{yw}}{f_c} \right)} 1,275^{(100\rho_d)} \quad (2.3)$$

όπου:

$\gamma_{el}$  συντελεστής ασφαλείας που ισούται με 1,5 για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία και 1,0 για τα δευτερεύοντα σεισμικά στοιχεία<sup>8</sup>,

$v = N/(bhf_c)$  είναι η ανηγμένη θλιπτική αξονική δύναμη (θετική, λαμβάνεται ως μηδενική για εφελκυσμό),

$\omega, \omega'$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του εφελκόμενου και θλιβόμενου (συμπεριλαμβανομένου του οπλισμού κορμού) διαμήκους οπλισμού αντίστοιχα,

$L_V = M/V$  είναι ο λόγος ροπής - τέμνουσας (λόγος διάτμησης) στην ακραία διατομή,

$\rho_{sx} = A_{sx}/(b_w s_h)$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του εγκάρσιου οπλισμού  $A_{sx}$  παράλληλου προς την διεύθυνση  $x$  της φόρτισης και διανεμημένου και απόσταση  $s_h$ ,

$f_{yw}$  (με μονάδες: MPa) είναι η αντοχή διαρροής των συνδετήρων του εγκάρσιου, που προκύπτει απευθείας ως μέση τιμή από επί τόπου δοκιμές και από πρόσθετες πηγές πληροφόρησης διαιρεμένη κατάλληλα με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3, λαμβάνοντας υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης<sup>9</sup>. Για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία το  $f_{yw}$  θα πρέπει

<sup>8</sup> Βλ. EC8-P3/§2.2.1(6)P: «Μερικά από τα υπάρχοντα δομικά στοιχεία μπορεί να προσδιορίζονται ως «δευτερεύοντα σεισμικά», σύμφωνα με τον ορισμό που δίδεται στο EC8-1:2004/§4.2.2(1)P, (2) και (3). Τα «δευτερεύοντα σεισμικά» στοιχεία θα ελέγχονται βάσει των ίδιων κριτηρίων συμμόρφωσης όπως και τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία, χρησιμοποιώντας όμως λιγότερο συντηρητικές εκτιμήσεις της ικανότητάς τους απ' ότι στα στοιχεία τα οποία θεωρούνται ως «πρωτεύοντα σεισμικά».»

<sup>9</sup> Βλ. EC8-P3/§3.5(1)P: «Για τον προσδιορισμό των ιδιοτήτων των υπάρχοντων υλικών που πρόκειται να χρησιμοποιηθούν στον υπολογισμό της ικανότητας, και δη στις περιπτώσεις στις οποίες η ικανότητα θα συγκρίνεται με την απαίτηση για ελέγχους ασφαλείας, οι μέσες τιμές οι οποίες προκύπτουν από τις επί τόπου δοκιμές και από τις πρόσθετες πηγές πληροφοριών, θα διαιρούνται με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF, που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3 ανάλογα με το επίπεδο γνώσης.»

Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P: «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλαστικών και ψαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπάρχοντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές

επιπλέον να διαιρείται με τον επιμέρους συντελεστή για τον χάλυβα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.4 και

$\rho_d$  είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του διαγώνιου οπλισμού (αν υπάρχει) σε κάθε διαγώνια διεύθυνση,

με τον όρο που οφείλεται στην περίσφιγξη (δηλαδή η δύναμη 25 πριν από τον τελευταίο όρο) αυξημένο κατά  $\alpha_{f_{f,e}}$ , όπου:

$\alpha = 1 - [(b - 2R_c)^2 + (h - 2R_c)^2] / (3bh)$  είναι ο μειωτικός συντελεστής αποδοτικότητας της περίσφιγξης για τις πλήρεις διαστάσεις της διατομής  $b$ ,  $h$ ,

$\rho_f = 2t_f / b_w$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του FRP παράλληλα προς την διεύθυνση της φόρτισης και

$f_{f,e} = \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu} E_f) [1 - 0,7 \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu} E_f) \rho_f / f_c]$  είναι η ενεργός τάση του FRP για οριακή ανηγμένη παραμόρφωση  $\varepsilon_{fu} = 0,015$  για CFRP ή AFRP και  $\varepsilon_{fu} = 0,020$  για GFRP και  $f_{tu}$  να είναι η οριακή τιμή της αντοχής του.

Η εναλλακτική αυτή πρόταση ισχύει για στοιχεία με τις ράβδους του διαμήκους οπλισμού να είναι είτε με νευρώσεις (υψηλής συνάφειας) είτε λείες (απλές) με ή χωρίς διαμορφώσεις λεπτομερειών για αντοχή σε σεισμό, υπό την προϋπόθεση ότι η επιφάνεια του άκρου περιτυλίγεται με FRP μέχρι μια απόσταση από την ακραία διατομή, τέτοια ώστε να εξασφαλίζεται ότι δεν θα υπάρξει υπέρβαση της ροπής διαρροής  $M_y$  στο μη περιτυλιγμένο μέρος πριν την ανάπτυξη της καμπτικής υπεραντοχής  $\gamma_{Rd} M_y$  στην ακραία διατομή. Για τον υπολογισμό της αύξησης της καμπτικής αντοχής στην ακραία διατομή, η οποία οφείλεται σε περίσφιγξη από το FRP, το  $\gamma_{Rd}$  θα πρέπει να είναι τουλάχιστον ίσο με 1,3.

### 2.1.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Σύμφωνα με το **EC8-P3** η αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας θεωρείται δυνατή μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης από χαλύβδινο μανδύα στην περίπτωση του υποστυλώματος παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση αυτή του χαλύβδινου μανδύα.

## 2.2 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P1:2004 > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Η μελέτη αντισεισμικών κτιρίων από σκυρόδεμα θα παρέχει στον φορέα επαρκή ικανότητα απόδοσης ενέργειας χωρίς ουσιαστική μείωση της γενικής αντοχής του σε οριζόντια και κατακόρυφη φόρτιση. Στη σεισμική κατάσταση σχεδιασμού θα παρέχεται επαρκής αντοχή

όλων των φερόντων στοιχείων και οι απαιτήσεις μη-γραμμικής παραμόρφωσης στις κρίσιμες περιοχές θα πρέπει να καλύπτονται από την γενική πλαστιμότητα που έχει υποτεθεί στους υπολογισμούς.

Κτίρια από σκυρόδεμα μπορεί εναλλακτικά να μελετώνται για χαμηλή ικανότητα απόδοσης ενέργειας και μικρή πλαστιμότητα εφαρμόζοντας μόνο τους κανόνες του EC2-P1-1:2004. Για κτίρια χωρίς σεισμική μόνωση μελέτη με βάση αυτή την εναλλακτική λύση, που αποκαλείται κατηγορία πλαστιμότητας ΧΠΜ (χαμηλή πλαστιμότητα), συνίσταται μόνο σε περιοχές χαμηλής σεισμικότητας.

Αντισεισμικά κτίρια από σκυρόδεμα, εκτός από εκείνα χωρίς σεισμική μόνωση, θα σχεδιάζονται ώστε να παρέχουν ικανότητα απόδοσης ενέργειας και γενική πλάστιμη συμπεριφορά. Η γενική πλάστιμη συμπεριφορά εξασφαλίζεται αν οι απαιτήσεις πλαστιμότητας αφορούν μεγάλο όγκο του συνολικού φορέα κατανεμημένο σε διαφορετικά στοιχεία και θέσεις όλων των ορόφων του. Για τον σκοπό αυτό οι πλάστιμες μορφές αστοχίας (π.χ. κάμψη) πρέπει να προηγούνται των ψαθυρών μορφών αστοχίας (π.χ. διάτμηση) με ικανοποιητική αξιοπιστία.

Κτίρια από σκυρόδεμα που μελετώνται σύμφωνα με τα παραπάνω κατατάσσονται σε δύο κατηγορίες πλαστιμότητας: ΚΠΜ (μέση πλαστιμότητα) και ΚΠΥ (υψηλή πλαστιμότητα), ανάλογα με την ικανότητα υστερητικής απόδοσης ενέργειας που διαθέτουν. Και οι δύο κατηγορίες αντιστοιχούν σε κτίρια που σχεδιάζονται, διαστασιολογούνται και οι λεπτομέρειές τους διαμορφώνονται σύμφωνα με ειδικές αντισεισμικές διατάξεις που δίνουν τη δυνατότητα στον φορέα να αναπτύξει ευσταθείς πλαστικούς μηχανισμούς που συνοδεύονται από μεγάλη απόδοση υστερητικής ενέργειας υπό φόρτιση με επαναλαμβανόμενες αναστροφές χωρίς να υποστεί ψαθυρές αστοχίες.

Για την παροχή του κατάλληλου επιπέδου πλαστιμότητας στις κατηγορίες πλαστιμότητας ΚΠΜ και ΚΠΥ πρέπει να ικανοποιούνται οι ειδικές διατάξεις για κάθε κατηγορία σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.4, 5.5 και 5.6, ενώ σε αντιστοιχία με τις διαφορετικές διαθέσιμες πλαστιμότητες των δύο παραπάνω κατηγοριών χρησιμοποιούνται και διαφορετικές τιμές του συντελεστή  $q$  για κάθε κατηγορία. Γεωγραφικοί περιορισμοί στη χρήση των δύο παραπάνω κατηγοριών πλαστιμότητας μπορούν να βρεθούν στο Εθνικό Προσάρτημα κάθε χώρας.

Η βασική τιμή του συντελεστή συμπεριφοράς ενός κτιρίου  $q_0$  εξαρτάται από τον τύπο του στατικού του συστήματος και την κανονικότητά του σε όψη και ορίζεται στον Πίνακα 5.1 του EC8-P1:2004 για τις δύο ως άνω κατηγορίες πλαστιμότητας ΚΠΜ και ΚΠΥ, όπου ο πολλαπλασιαστικός συντελεστής  $\alpha_u/\alpha_1$  εκφράζει την υπεραντοχή που αναπτύσσει ο φορέας. Πιο συγκεκριμένα,  $\alpha_1$  είναι η τιμή με την οποία πρέπει να πολλαπλασιαστεί η οριζόντια σεισμική δράση σχεδιασμού, ώστε για πρώτη φορά η καμπτική επιπόνηση να γίνει ίση με την καμπτική αντοχή σε οποιοδήποτε σημείο του φορέα, ενώ όλες οι άλλες δράσεις σχεδιασμού παραμένουν σταθερές, ενώ  $\alpha_u$  είναι η τιμή με την οποία πρέπει να πολλαπλασιαστεί η οριζόντια σεισμική δράση σχεδιασμού για να αναπτυχθούν πλαστικές αρθρώσεις σε τόσες θέσεις, ώστε να σχηματιστεί πλήρως πλαστικός μηχανισμός, ενώ όλες

οι άλλες δράσεις σχεδιασμού παραμένουν σταθερές. Γενικότερα, ο συντελεστής  $\alpha_u$  μπορεί να υπολογιστεί από μη-γραμμική στατική ανάλυση, ενώ όταν ο πολλαπλασιαστικός συντελεστής  $\alpha_u/\alpha_1$  δεν έχει υπολογιστεί με ειδική μέθοδο, μπορούν να χρησιμοποιηθούν για αυτόν προσεγγιστικές τιμές σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.2.2(5) και (6) (π.χ. για πλαισιωτά συστήματα ή ισοδύναμα προς πλαισιωτά διπλά συστήματα και για μονώροφα κτίρια κανονικά σε κάτοψη  $\alpha_u/\alpha_1 = 1,1$ , ενώ για πλαισιωτά συστήματα ή ισοδύναμα προς πλαισιωτά διπλά συστήματα και για πολυώροφα πολύστυλα κτίρια κανονικά σε κάτοψη  $\alpha_u/\alpha_1 = 1,3$ ).

Η φαθυρή αστοχία ή άλλοι ανεπιθύμητοι μηχανισμοί αστοχίας (π.χ. συγκέντρωση των πλαστικών αρθρώσεων στα υποστυλώματα ενός μόνο ορόφου σε ένα πολυώροφο κτίριο, διαμητική αστοχία των φερόντων στοιχείων, αστοχία των κόμβων δοκών - υποστυλωμάτων, διαρροή των θεμελιώσεων ή οποιουδήποτε στοιχείου που προορίζεται να παραμείνει στην ελαστική περιοχή) θα αποτρέπονται με τον υπολογισμό των εντατικών μεγεθών σχεδιασμού επιλεγμένων περιοχών από συνθήκες ισορροπίας, υποθέτοντας ότι έχουν σχηματιστεί πλαστικές αρθρώσεις με τις πιθανές υπεραντοχές τους στις παρακείμενες περιοχές.

Τα κύρια σεισμικά υποστυλώματα φορέων από σκυρόδεμα πλαισιωτών ή ισοδύναμων διπλών συστημάτων πρέπει να ικανοποιούν τις ικανοτικές απαιτήσεις σχεδιασμού σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§4.4.2.3(4), ενώ σε επίπεδα πλαίσια με τουλάχιστον τέσσερα υποστυλώματα με περίπου ίδιες διατομές δεν είναι απαραίτητο να ικανοποιείται σε όλα, αλλά μόνο σε τρία από κάθε τέσσερα υποστυλώματα, η εξής έκφραση:

$$\sum M_{Rc} \geq 1,3 \sum M_{Rb} \quad (2.4)^{10}$$

όπου:

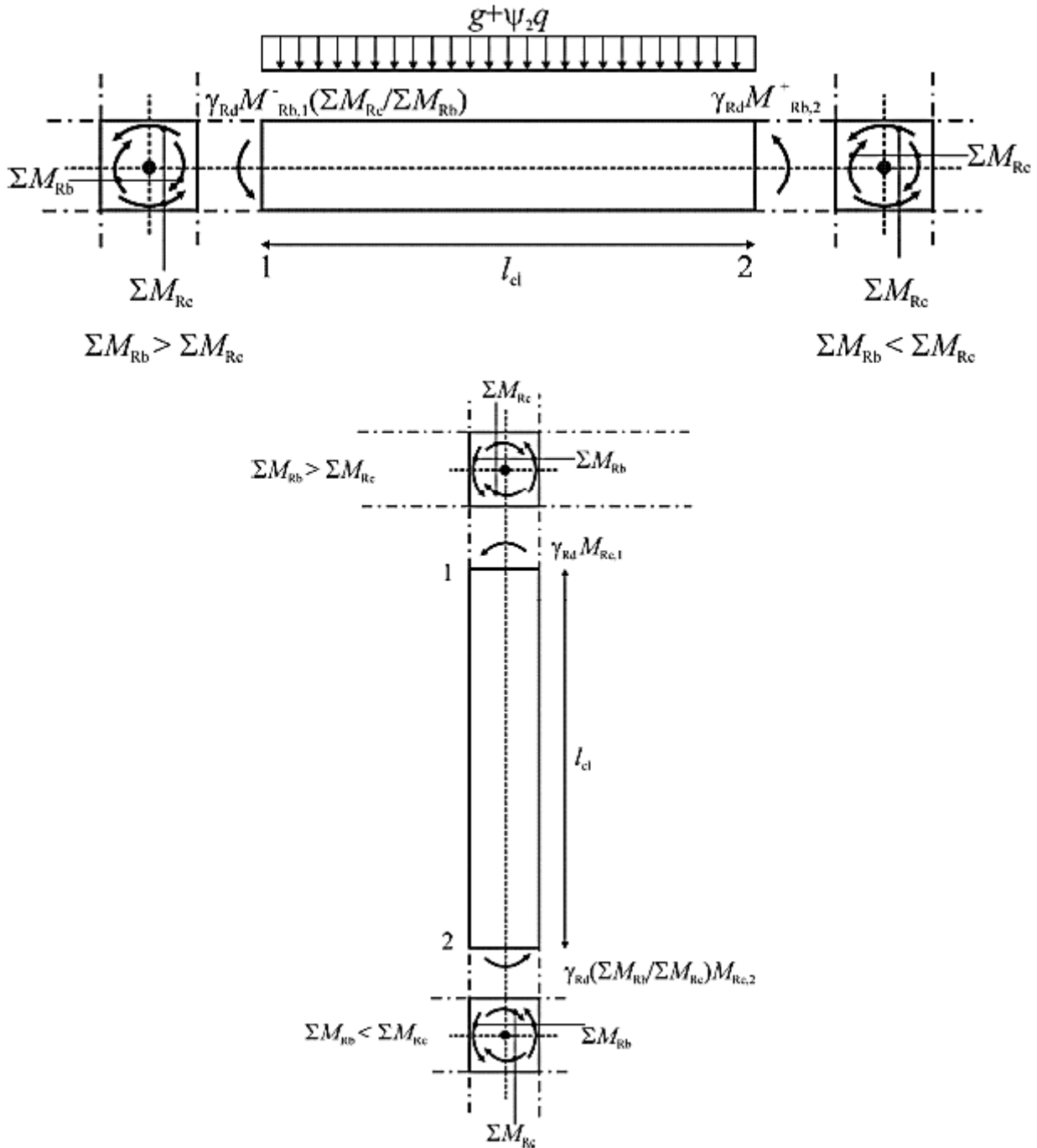
$\sum M_{Rc}$  είναι το άθροισμα των τιμών σχεδιασμού των ροπών αντοχής των υποστυλωμάτων που συμβάλλουν στον κόμβο<sup>11</sup> και

$\sum M_{Rb}$  είναι το άθροισμα των τιμών σχεδιασμού των ροπών αντοχής των (βασικών ή δευτερευουσών) δοκών που συμβάλλουν στον κόμβο<sup>12</sup>.

<sup>10</sup> Η αυστηρή ερμηνεία της έκφρασης απαιτεί τον υπολογισμό των ροπών στο κέντρο του κόμβου. Οι ροπές αυτές αντιστοιχούν στην ανάπτυξη των τιμών σχεδιασμού των ροπών αντοχής των υποστυλωμάτων ή των δοκών στις εξωτερικές παρειές του κόμβου, καθώς και κατάλληλη πρόβλεψη για τις ροπές που οφείλονται στις τέμνουσες δυνάμεις των παρειών του κόμβου. Εντούτοις, η απώλεια στην ακρίβεια είναι μικρή και η απλοποίηση είναι σημαντική αν αγνοηθεί η επίδραση των τεμνουσών. Επομένως, η προσέγγιση αυτή θεωρείται τότε αποδεκτή.

<sup>11</sup> Στην παραπάνω έκφραση πρέπει να χρησιμοποιείται η ελάχιστη τιμή της ροπής αντοχής των υποστυλωμάτων μέσα στο εύρος διακύμανσης των αξονικών δυνάμεών τους που αντιστοιχούν στη σεισμική κατάσταση σχεδιασμού.

<sup>12</sup> Όταν χρησιμοποιούνται συνδέσεις μερικής αντοχής, οι ροπές αντοχής αυτών των συνδέσεων λαμβάνονται υπόψη στον υπολογισμό του  $\sum M_{Rb}$ .



**Εικόνα 3** (Πηγή: EC8-P1:2004)

Για την επίτευξη της απαιτούμενης γενικής πλαστιμότητας, οι πιθανές περιοχές για σχηματισμό πλαστικών αρθρώσεων θα πρέπει να διαθέτουν ικανότητα μεγάλης πλαστικής στροφής, γεγονός που ικανοποιείται αν παρέχεται ικανοποιητική πλαστιμότητα καμπυλότητας σε όλες τις κρίσιμες περιοχές των βασικών σεισμικών στοιχείων, συμπεριλαμβανομένων των ακρών των υποστυλωμάτων (ανάλογα με τη δυνατότητα σχηματισμού πλαστικών αρθρώσεων σε αυτά).

Εκτός αν διατίθενται ακριβέστερα στοιχεία, η παραπάνω προϋπόθεση θεωρείται ότι ικανοποιείται αν η πλαστιμότητα καμπυλότητας  $\mu_\phi$  των περιοχών αυτών (οριζόμενη ως ο

λόγος της καμπυλότητας που αντιστοιχεί μετά τη μέγιστη τιμή σε πτώση της καμπτικής αντοχής στο 85% της οριακής τιμής της προς την καμπυλότητα διαρροής, υπό την προϋπόθεση ότι οι οριακές μηκύνσεις του σκυροδέματος και του χάλυβα  $\varepsilon_{cu}$  και  $\varepsilon_{su,k}$  δεν υπερβαίνονται) είναι τουλάχιστον ίση με τις τιμές που υπολογίζονται από τις ακόλουθες εκφράσεις:

$$\mu_{\varphi} = 2q_o - 1 \text{ για } T_1 \geq T_c \text{ (2.5)}$$

$$\mu_{\varphi} = 1 + 2(q_o - 1) \frac{T_c}{T_1} \text{ για } T_1 < T_c \text{ (2.6)}^{13}$$

όπου:

$T_1$  είναι η θεμελιώδης ιδιοπερίοδος του κτιρίου στο κατακόρυφο επίπεδο, στο οποίο λαμβάνει χώρα η κάμψη, και

$T_c$  είναι η περίοδος που ορίζει το ανώτατο όριο της περιοχής σταθερής επιτάχυνσης του φάσματος σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§3.2.2.2(2)P.

Η διαμόρφωση των λεπτομερειών των κύριων σεισμικών υποστυλωμάτων για τη συνθήκη τοπικής πλαστιμότητας απαιτεί, λοιπόν, στην κρίσιμη περιοχή της βάσης τους να διατίθεται τιμή της πλαστιμότητας καμπυλότητας  $\mu_{\varphi}$  τουλάχιστον ίση με αυτή που ορίστηκε ως άνω, ενώ, αν για την επίτευξη της καθορισμένης τιμής του  $\mu_{\varphi}$  απαιτείται ανηγμένη θλιπτική παραμόρφωση σκυροδέματος μεγαλύτερη από  $\varepsilon_{cu2} = 0,0035$  σε οποιοδήποτε σημείο της διατομής, η απώλεια αντοχής λόγω αποφλοιώσης του σκυροδέματος θα αντιμετωπίζεται μέσω επαρκούς περισφιγξης του πυρήνα του βάσει των ιδιοτήτων του περισφιγμένου σκυροδέματος σύμφωνα με το EC2-P1-1:2004/§3.1.9.

Οι παραπάνω απαιτήσεις θεωρείται ότι ικανοποιούνται και για τις δύο ως άνω κατηγορίες πλαστιμότητας ΚΠΜ και ΚΠΥ σύμφωνα με την έκφραση:

$$\alpha\omega_{wd} \geq 30\mu_{\varphi}v_d\varepsilon_{syd} \frac{b_c}{b_o} - 0,035 \text{ (2.7)}$$

όπου:

<sup>13</sup> Οι εκφράσεις αυτές βασίζονται στη σχέση μεταξύ της πλαστιμότητας καμπυλότητας  $\mu_{\varphi}$  και της πλαστιμότητας μετακίνησης  $\mu_{\delta}$ :

$$\mu_{\varphi} = 2\mu_{\delta} - 1 \text{ (2.8)}$$

που αποτελεί συντηρητική προσέγγιση για στοιχεία από σκυρόδεμα, καθώς και στη σχέση μεταξύ πλαστιμότητας μετακίνησης  $\mu_{\delta}$  και συντελεστή συμπεριφοράς  $q$ :

$$\mu_{\delta} = m (= q_{\mu}) \text{ για } T_1 \geq T_c \text{ (2.9)}$$

$$\mu_{\delta} = 1 + (m (= q_{\mu}) - 1) \frac{T_c}{T_1} \text{ για } T_1 < T_c \text{ (2.10)}$$

Αντί του συντελεστή συμπεριφοράς  $q$  χρησιμοποιείται στις εκφράσεις αυτές η βασική τιμή του  $q_o$ , αφού ο πρώτος θα είναι μικρότερος του δεύτερου σε μη κανονικά κτίρια, καθώς απαιτείται υψηλότερη αντοχή σε οριζόντια φορτία για την προστασία τους. Εντούτοις, οι απαιτήσεις τοπικής πλαστιμότητας σε αυτή την περίπτωση ενδέχεται να είναι υψηλότερες από αυτές που αντιστοιχούν στην τιμή του συντελεστή συμπεριφοράς  $q$  και επομένως, δεν δικαιολογείται μείωση της ικανότητας πλαστιμότητας καμπυλότητας.

$\omega_{wd} = \frac{\text{όγκος βρόχων περίσφιγξης } f_{yd}}{\text{όγκος σκυροδέματος πυρήνα } f_{cd}}$  είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού μέσα στις κρίσιμες περιοχές,

$\mu_\phi$  είναι η απαιτούμενη τιμή της πλαστιμότητας καμπυλότητας,

$N_{Ed} = N_{Ed}/(A_c f_{cd})$  είναι η ανηγμένη αξονική δύναμη σχεδιασμού,

$\epsilon_{syd}$  είναι η τιμή σχεδιασμού της ανηγμένης εφελκυστικής παραμόρφωσης των ράβδων του διαμήκους οπλισμού κατά τη διαρροή,

$h_c$  είναι το συνολικό ύψος της διατομής (παράλληλα με την οριζόντια διεύθυνση κατά οποία εφαρμόζεται η απαιτούμενη τιμή της πλαστιμότητας καμπυλότητας),

$h_o$  είναι το ύψος του επαρκώς περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος (ως τον άξονα των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού),

$b_c$  είναι το συνολικό πλάτος της διατομής,

$b_o$  είναι το πλάτος του επαρκώς περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος (ως τον άξονα των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού) και

$\alpha = \alpha_n \alpha_s$  είναι ο συντελεστής αποτελεσματικότητας της περίσφιγξης του πυρήνα σκυροδέματος.

Για ορθογωνικές διατομές ισχύουν οι ακόλουθες εκφράσεις:

$$\alpha_n = 1 - \sum_n \frac{b_i^2}{6b_o h_o} \quad (2.11)$$

$$\alpha_s = \left(1 - \frac{s}{2b_o}\right) \left(1 - \frac{s}{2h_o}\right) \quad (2.12)$$

όπου:

$n$  είναι το συνολικό πλήθος των ράβδων του διαμήκους οπλισμού που συγκρατούνται από κλειστούς ή μονοσκελείς συνδετήρες του εγκάρσιου οπλισμού και

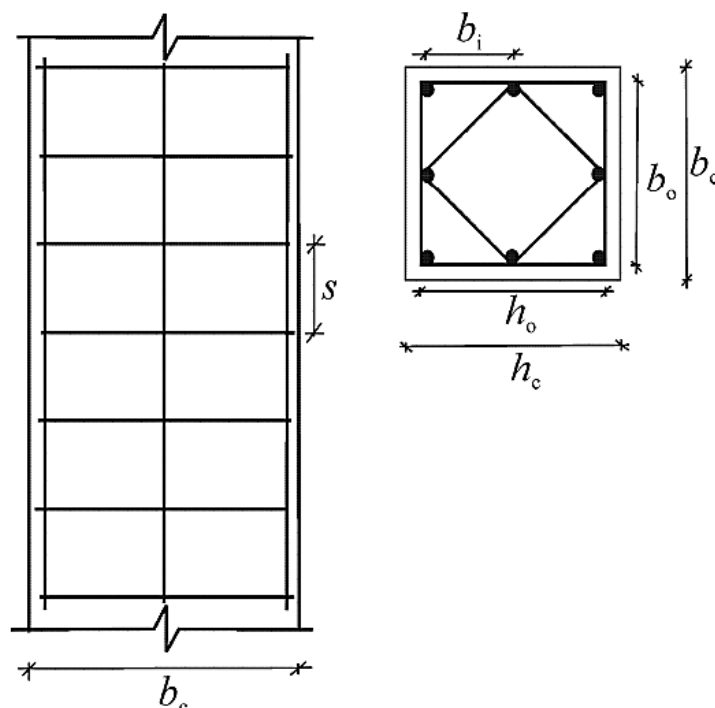
$b_i$  είναι η απόσταση μεταξύ των διαδοχικών αυτών ράβδων του διαμήκους οπλισμού.

Για κυκλικές διατομές με διάμετρο  $D_o$  του περισφιγμένου πυρήνα σκυροδέματος (ως τον άξονα των κυκλικών συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού) ισχύουν οι ακόλουθες εκφράσεις:

$$\alpha_n = 1 \quad (2.13)$$

$$\alpha_s = \left(1 - \frac{s}{2D_o}\right)^2 \quad (2.14)$$





**Εικόνα 4** (Πηγή: EC8-P1:2004)

## 2.3 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά ΚΑΝΕΠΕ

### 2.3.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Η αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας ραβδόμορφων στοιχείων επιτυγχάνεται με την επιβολή εξωτερικής περίσφιγξης. Προϋπόθεση εφαρμογής της μεθόδου είναι μετά την επέμβαση να ικανοποιούνται οι ικανοτικοί έλεγχοι που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/Κεφ. 9 λαμβάνοντας κατάλληλα υπόψη τις αυξήσεις των αντιστάσεων λόγω αυτής.

Η τεχνική αυτή εφαρμόζεται κυρίως σε υποστυλώματα, είναι δε ευχερής σε στοιχεία με κυκλική ή ορθογωνική - σχετικά μικρών διαστάσεων και με λόγο πλευρών που δεν ξεπερνά το 2:1 - διατομή.

Ενδεικτικώς αναφέρεται ότι η επιβολή εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο μπορεί να γίνει σύμφωνα με τα παρακάτω:

- Με προσθήκη λωρίδων FRP ή επικολλητών κολλάρων από χαλύβδινο έλασμα συνήθους πάχους 1-2 mm.
- Με προσθήκη ολόσωμου μανδύα από υφάσματα FRP ή χαλύβδινα φύλλα επικολλημένα επί των πλευρών του στοιχείου<sup>14</sup>.

<sup>14</sup> Τα χαλύβδινα φύλλα μπορούν να είναι κυματοειδούς μορφής - με τις ραβδώσεις κατά την οριζόντια διεύθυνση - λόγω της αυξημένης εγκάρσιας δυσκαμψίας τους, οπότε επιτρέπεται να ληφθεί καταλλήλως υπόψη και η ευνοϊκότερη αποδοτικότητα της περίσφιγξης - αύξηση συντελεστή  $\alpha_n$  - ανάλογα με τη ροπή αδράνειας του ελάσματος. Η τεχνική αυτή μπορεί να εφαρμοστεί τοποθετώντας τα χαλύβδινα φύλλα σε μικρή

- Με χρήση χαλύβδινου κλωβού από κατακόρυφα γωνιακά ελάσματα και πυκνά οριζόντια κολλάρα είτε με πλήρη χαλύβδινα φύλλα.

Όταν η τεχνική, λοιπόν, περιλαμβάνει την προσθήκη νέων κατακόρυφων στοιχείων στα οποία ανατίθεται και η ανάληψη μέρους του αξονικού φορτίου, απαιτείται έλεγχος της ικανότητας μεταβίβασής του από τον αρχικό φορέα σε αυτά. Αν ο μηχανισμός τριβής που θα αναπτυχθεί λόγω της εξωτερικής περίσφιγξης είναι ανεπαρκής για τον σκοπό αυτό, απαιτούνται πρόσθετα μέτρα εξασφάλισης της σύνδεσης υφιστάμενου - νέου (π.χ. βλήτρα).

Η λόγω της εξωτερικής περίσφιγξης του στοιχείου αύξηση της πλαστιμότητας και της αντοχής του υφιστάμενου σκυροδέματος λαμβάνεται υπόψη όπως σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§6.2, ενώ το απαιτούμενο ογκομετρικό ποσοστό του εγκάρσιου οπλισμού  $\omega_{wd}$  υπολογίζεται βάσει της απαιτούμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας  $\mu_{1/r}$ . Σημειώνεται ότι, αν αυτή συνεπάγεται δυσανάλογα αντισοικονομικές τοπικές πλαστιμότητες  $m$  σε ορισμένα στοιχεία, θα πρέπει να εξετάζεται η δυνατότητα συνδυασμού εφαρμογής της μεθόδου με την προσθήκη νέων στοιχείων στο κτίριο.

Όταν ο στόχος ανασχεδιασμού εκφράζεται σε όρους απαιτούμενης τοπικής πλαστιμότητας  $m$  στοιχείου, ελέγχεται ότι η διαθέσιμη πλαστιμότητα των κρίσιμων περιοχών του κάθε πρωτεύοντος στοιχείου είναι επαρκής για να εξασφαλίζει την απαιτούμενη τοπική πλαστιμότητα  $m$  του υπόψη στοιχείου. Ελέγχεται, δηλαδή, ότι κάθε όροφος του κτιρίου μπορεί να επιδείξει την παραπάνω απαιτούμενη τοπική πλαστιμότητα  $m$  υπολογίζοντας τις αντίστοιχες απαιτούμενες τοπικές πλαστιμότητες  $m_i$  κάθε πρωτεύοντος στοιχείου του ορόφου αυτού. Για κάθε κρίσιμη διατομή κάθε πρωτεύοντος στοιχείου υπολογίζεται, στη συνέχεια, η απαιτούμενη πλαστιμότητα καμπυλότητας  $\mu_{1/r}$  συναρτήσει της παραπάνω απαιτούμενης τοπικής πλαστιμότητας  $m_i$  μέσω αξιόπιστων συσχετίσεων<sup>15</sup>. Τέλος, αναζητείται υπολογιστικά η απαιτούμενη τιμή του γινομένου  $\alpha\omega_{wd}$  για την οποία το διάγραμμα  $M - (1/r)$  της υπόψη διατομής λαμβάνει την τιμή  $\mu_{1/r} = (1/r)_u / (1/r)_y$ .

Στην περίπτωση κατά την οποία η εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο επιτυγχάνεται μέσω μανδύα FRP, ο μηχανισμός του προσομοιώματος αστοχεί όταν αστοχεί το περισφιγγόν υλικό, ενώ την αστοχία ακολουθεί φθιτός κλάδος πολύ μεγάλης κλίσης που δεν μπορεί να ληφθεί υπόψη. Σαν αποτέλεσμα, ως παραμόρφωση σχεδιασμού αστοχίας του περισφιγμένου σκυροδέματος λαμβάνεται η  $\epsilon_{c2,c}$ , δηλαδή η παραμόρφωση σχεδιασμού που αντιστοιχεί στην αντοχή του περισφιγμένου σκυροδέματος  $f_{cd,c}$ .

Για το λόγο αυτό, το τροποποιημένο διάγραμμα  $\sigma - \epsilon$  του περισφιγμένου σκυροδέματος ορίζεται για τιμές σχεδιασμού των μηχανικών χαρακτηριστικών του που υπολογίζονται από τις εκφράσεις:

---

απόσταση από τις παρειές του στοιχείου, ενώ κατόπιν το κενό γεμίζεται με μη συρρικνούμενο κονίαμα υπό πίεση. Η χρήση διογκούμενου κονιάματος ως υλικού γεμίσματος του κενού μπορεί να προσφέρει και κάποια αρχική ενεργητική περίσφιγξη στο στοιχείο. Τέλος, η τεχνική είναι ιδιαίτερα αποτελεσματική όταν ο χαλύβδινος μανδύας έχει ελλειπτική ή κυκλική μορφή.

<sup>15</sup> Για τον λόγο αυτό, επιτρέπεται η χρήση της έκφρασης  $(\mu_{1/r} - 1) / (\mu_\delta - 1) = 3$ . Σημειώνεται, πάντως, ότι στην περίπτωση που από διαθέσιμη πλαστιμότητα καμπυλότητας  $\mu_{1/r}$  εκτιμάται η διαθέσιμη τοπική πλαστιμότητα  $m (= q_\mu)$  στοιχείου, υπέρ της ασφαλείας χρησιμοποιείται η έκφραση  $(\mu_{1/r} - 1) / (\mu_\delta - 1) = 2$ .

$$f_{cd,c} = (1,125 + 1,25\alpha\omega_{wd})f_{cd} \quad (2.15)$$

$$\varepsilon_{c2,c} = \gamma_{FRP} \times 0,0035 \left( \frac{f_{cd,c}}{f_{cd}} \right)^2 \quad (2.16)$$

όπου:

$\alpha\omega_{wd}$  είναι το ενεργό ποσοστό περίσφιγξης,

$f_{cd}$  είναι η θλιπτική αντοχή σχεδιασμού του υφιστάμενου σκυροδέματος, όπως προκύπτει μέσα από τις διερευνητικές εργασίες που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/Κεφ. 3 και τους κατάλληλους επιμέρους συντελεστές ασφαλείας που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§4.5.3.1 και 4.5.3.3 και

$\gamma_{FRP}$  επιμέρους συντελεστής ασφαλείας του FRP που ισούται με 1,0 για FRP με ίνες άνθρακα και 2,0 για FRP με ίνες υάλου.

Εναλλακτικά, επιτρέπεται για  $\nu_d > 0,2$  και για μέσες τιμές των υφιστάμενων υλικών του υπόψη στοιχείου η χρήση της προσεγγιστικής έκφρασης:

$$\varepsilon_{cu,c} = 2,2\mu_{1/r}\varepsilon_{syd}\nu_d \geq 0,0035 \quad (2.17)$$

όπου:

$\varepsilon_{syd}$  είναι η παραμόρφωση σχεδιασμού διαρροής των ράβδων του διαμήκους οπλισμού και

$\nu_d$  είναι η ανηγμένη αξονική θλιπτική δύναμη σχεδιασμού.

Υπενθυμίζεται ότι η ενεργός τάση περίσφιγξης (εγκάρσια θλιπτική) υπολογίζεται από την έκφραση:

$$\sigma_2(= \sigma_3) \sim 0,5\alpha\omega_{wd}f_{cd} \quad (2.18)$$

όπου:

$\alpha$  είναι ο συντελεστής αποδοτικότητας της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο μέσω χαλύβδινου μανδύα και

$\omega_{wd}$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού ή του χαλύβδινου ελάσματος κατά τη διεύθυνση που εξετάζεται.

Η απαιτούμενη τιμή του γινομένου  $\alpha\omega_{wd}$ , που αντιστοιχεί στον απαιτούμενο δείκτη πλαστιμότητας καμπυλότητας  $\mu_{1/r}$  και από την οποία προκύπτει η ενεργός τάση περίσφιγξης, υπολογίζεται για μειωμένη τιμή της εφελκυστικής αντοχής  $f'_{jd}$  του FRP από την έκφραση:

$$f'_{jd} = f_{jd}\psi \quad (2.19)$$

όπου:

$\psi = k^{-1/4} < 1,0$  (ελλείπει επαρκών σχετικών στοιχείων) είναι ο συντελεστής επιρροής μεγάλου πλήθους στρώσεων του FRP, ο οποίος συνήθως εκτιμάται με βάση αξιόπιστα βιβλιογραφικά στοιχεία και

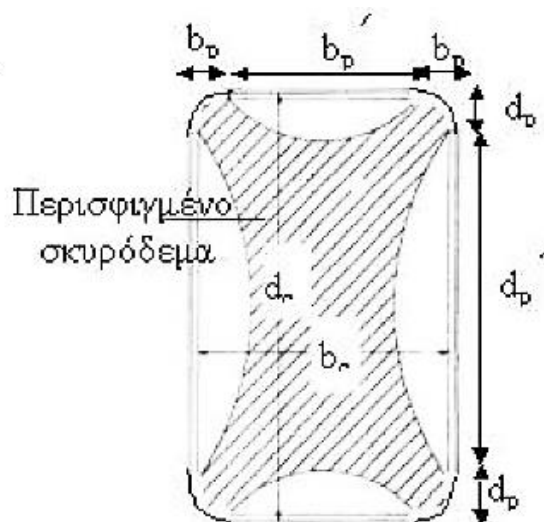
$k$  είναι το πλήθος των στρώσεων του FRP με  $k \geq 4$ , άλλως  $\psi = 1,0$ .

Τέλος, ο συντελεστής αποδοτικότητας  $\alpha$  της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο μέσω μανδύα FRP υπολογίζεται συνεκτιμώντας την ευεργετική επίδραση της στρογγύλευσης των ακμών του από τις εκφράσεις:

$$\alpha_n = 1 - \frac{1}{3A_c} [b_c^2(1 - \beta)^2 + d_c^2(1 - \gamma)^2] \quad (2.20)$$

$$\alpha_s = 0,9 \quad (2.21)$$

$$\alpha = \alpha_n \alpha_s \quad (2.22)$$



Εικόνα 5 (Πηγή: ΚΑΝΕΠΕ 2012)

όπου:

$A_c$  είναι το εμβαδό της διατομής του στοιχείου,

$b_c, d_c$  είναι τα μήκη των πλευρών του στοιχείου,

$\beta = 2b_p/b_c$ ,

$\gamma = 2d_p/d_c$  και

$b_p, d_p$  είναι τα μήκη στρογγύλευσης των πλευρών του στοιχείου αντίστοιχα.

### 2.3.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Κατά παρόμοιο τρόπο με την αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας στην περίπτωση του υποστυλώματος μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης από μανδύα FRP γίνεται και η εφαρμογή εξωτερικής περίσφιγξης από χαλύβδινο μανδύα, κατά την οποία οι τιμές σχεδιασμού των μηχανικών χαρακτηριστικών του περισφιγμένου σκυροδέματος υπολογίζονται από τις εκφράσεις:

$$f_{cd,c} = (1 + 2,5a\omega_{wd})f_{cd} \text{ για } a\omega_{wd} \leq 0,10 \quad (2.23)$$

$$f_{cd,c} = (1,125 + 1,25a\omega_{wd})f_{cd} \text{ για } a\omega_{wd} \geq 0,10 \quad (2.24)$$

$$\varepsilon_{c2,c} = 0,002 \left( \frac{f_{cd,c}}{f_{cd}} \right)^2 \quad (2.25)$$

$$\varepsilon_{cu,c} = 0,0035 + 0,1a\omega_{wd} \quad (2.26)$$

όπου:

$a\omega_{wd}$  είναι το ενεργό ποσοστό περίσφιξης,

$f_{cd}$  είναι η θλιπτική αντοχή σχεδιασμού του υφιστάμενου σκυροδέματος, όπως προκύπτει μέσα από τις διερευνητικές εργασίες που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/Κεφ. 3 και τους κατάλληλους επιμέρους συντελεστές ασφαλείας που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§4.5.3.1 και 4.5.3.3 και

$\varepsilon_{cu,c}$  είναι η ανηγμένη παραμόρφωση που αντιστοιχεί στο  $0,85f_{cd}$  μετρούμενη στον φθιτό κλάδο του διαγράμματος  $\sigma - \varepsilon$  του περισφιγμένου σκυροδέματος.

Υπενθυμίζεται ότι η ενεργός τάση περίσφιξης (εγκάρσια θλιπτική) υπολογίζεται από την έκφραση:

$$\sigma_2 (= \sigma_3) \sim 0,5a\omega_{wd}f_{cd} \quad (2.27)$$

όπου:

$a$  είναι ο συντελεστής αποδοτικότητας της εξωτερικής περίσφιξης στο στοιχείο μέσω χαλύβδινου μανδύα και

$\omega_{wd}$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού ή του χαλύβδινου ελάσματος κατά τη διεύθυνση που εξετάζεται.

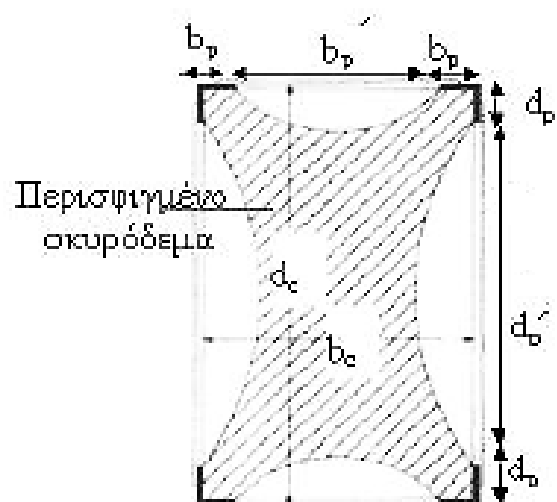
Στην περίπτωση διατομών με διαφορετικό ποσοστό εγκάρσιου οπλισμού κατά τις δύο διευθύνσεις, ο υπολογισμός των μηχανικών χαρακτηριστικών του περισφιγμένου σκυροδέματος γίνεται βάσει του μικρότερου από τα δύο ποσοστά εγκάρσιου οπλισμού.

Τέλος, ο συντελεστής αποδοτικότητας  $a$  της εξωτερικής περίσφιξης στο στοιχείο μέσω χαλύβδινου μανδύα υπολογίζεται από τις εκφράσεις:

$$\alpha_n = 1 - \frac{1}{3A_c} [b_c^2(1 - \beta)^2 + d_c^2(1 - \gamma)^2] \quad (2.28)$$

$$\alpha_s = 0,9 \quad (2.29)$$

$$\alpha = \alpha_n \alpha_s \quad (2.30)$$



Εικόνα 6 (Πηγή: ΚΑΝΕΠΕ 2012)

όπου:

$A_c$  είναι το εμβαδό της διατομής του στοιχείου,

$b_c, d_c$  είναι τα μήκη των πλευρών του στοιχείου,

$$\beta = 2b_p/b_c,$$

$$\gamma = 2d_p/d_c \text{ και}$$

$b_p, d_p$  είναι οι διαστάσεις των χαλύβδινων γωνιακών ελασμάτων (συχνά χρησιμοποιούνται ελάσματα με συνήθεις διαστάσεις  $b_p=d_p=50$  mm και ελάχιστο πάχος  $t_p=5$  mm).

### 3 Αποκατάσταση ανεπαρκών μηκών παράθεσης ράβδων οπλισμού

#### 3.1 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά EC8-P3

##### 3.1.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Η ολίσθηση των ενώσεων με υπερκάλυψη μπορεί να αποφευχθεί εφαρμόζοντας μια πλευρική πίεση  $\sigma_1$  μέσω των μανδύων FRP. Για κυκλικά υποστυλώματα, με διάμετρο  $D$ , το απαιτούμενο πάχος μπορεί να υπολογισθεί ως εξής:

$$t_f = \frac{D(\sigma_1 - \sigma_{sw})}{2E_f \times 0,001} \quad (3.1)$$

όπου  $E_f$  είναι το μέτρο ελαστικότητας του FRP,  $\sigma_{sw}$  η ενεργός πίεση από την τσιμεντένεση μεταξύ του FRP και του υποστυλώματος υπό ανηγμένη παραμόρφωση 0,001, αν υπάρχει, ενώ το  $\sigma_1$  αντιπροσωπεύει την τάση σύσφιγξης σε όλο το μήκος υπερκάλυψης  $L_s$  και δίδεται από:

$$\sigma_1 = \frac{A_s f_{yL}}{[\frac{p}{2n} + 2(d_{bL} + c)]L_s} \quad (3.2)$$

όπου:

$A_s$  είναι το εμβαδόν κάθε ράβδου του διαμήκους οπλισμού που υπερκαλύπτεται,

$f_{yL}$  είναι το όριο διαρροής του χάλυβα του διαμήκους οπλισμού, που λαμβάνεται ίσο με τη μέση τιμή που προκύπτει από επί τόπου δοκιμές και από συμπληρωματικές πηγές πληροφόρησης, κατάλληλα πολλαπλασιασμένη με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF που δίδεται στον **Πίνακα 3.1** του **EC8-P3** για το κατάλληλο επίπεδο γνώσης<sup>16</sup>,

$p$  είναι η περίμετρος της διατομής του υποστυλώματος μετρούμενη στο εσωτερικό των ράβδων του διαμήκους οπλισμού,

$n$  είναι ο αριθμός των υπερκαλυπτόμενων ράβδων του διαμήκους οπλισμού κατά μήκος του  $p$ ,

$d_{bL}$  είναι η (μεγαλύτερη διάμετρος) των ράβδων του διαμήκους οπλισμού που ενώνονται με υπερκάλυψη και

$c$  είναι το πάχος της επικάλυψης του σκυροδέματος.

Για την περίπτωση των ορθογωνικών διατομών στις οποίες οι γωνίες είναι στρογγυλεμένες με ακτίνα  $R_c$ , έτσι ώστε να επιτρέπουν την τύλιξη του FRP γύρω από αυτές, οι παραπάνω

<sup>16</sup> **Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P:** «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλαστικών και φαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές εμπιστοσύνης, οι οποίοι λαμβάνουν υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης. Ονομαστικές ιδιότητες θα χρησιμοποιούνται για νέα ή για πρόσθετα υλικά.»

σχέσεις μπορεί να χρησιμοποιούνται αντικαθιστώντας το  $D$  με το  $b_w$ , το μεγαλύτερο πλάτος της διατομής, ως εξής:

$$t_f = \frac{b_w f'_1}{2E_f \times 0,001} \quad (3.3)$$

και υπολογίζοντας την πίεση περίσφιγξης που εφαρμόζεται από το φύλλο FRP μειώνοντας ταυτόχρονα την αποτελεσματικότητά του ως:  $f'_1 = f_1/k_s$  με  $f_1 = 2E_f \varepsilon_{ju} t_f / b_w$  και  $k_s = 2R_c / b_w$ , όπου  $\varepsilon_{ju}$  είναι η οριακή ανηγμένη παραμόρφωση του μανδύα FRP που λαμβάνεται υπόψη, η οποία είναι χαμηλότερη από την οριακή ανηγμένη παραμόρφωση του FRP,  $\varepsilon_{fu}$ .

Για την περίπτωση αυτή, με την προϋπόθεση ότι το μήκος υπερκάλυψης  $l_o$  ξεκινά από την ακραία διατομή του στοιχείου, μια εναλλακτική πρόταση των προηγούμενων για τον υπολογισμό της επίδρασης της περιτύλιξης με FRP ενός μήκους το οποίο υπερβαίνει κατά όχι λιγότερο από το 25% το μήκος υπερκάλυψης είναι να υπολογιστεί το πλαστικό μέρος της συνολικής ικανότητας στροφής της χορδής υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση λαμβάνοντας υπόψη την περίσφιγξη η οποία οφείλεται μόνο σε εγκάρσιες ράβδους (εκθέτης της δύναμης του 25 πριν τον τελευταίο όρο) μέσω της έκφρασης:

$$\theta_{um}^{pl} = \frac{1}{\gamma_{el}} \times 0,0145 (0,25)^v \left[ \frac{\max(0,01; \omega')}{\max(0,01; \omega)} \right]^{0,3} f_c^{0,2} \left( \frac{L_V}{h} \right)^{0,35} 25^{(\alpha \rho_{sx} \frac{f_{yw}}{f_c})} 1,275^{(100 \rho_d)} \quad (3.4)$$

όπου:

$\gamma_{el}$  συντελεστής ασφαλείας που ισούται με 1,8 για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία και 1,0 για τα δευτερεύοντα σεισμικά στοιχεία<sup>17</sup>,

$v = N / (bh) f_c$  είναι η ανηγμένη θλιπτική αξονική δύναμη (θετική, λαμβάνεται ως μηδενική για εφελκυσμό),

$\omega, \omega'$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του εφελκυσμένου και θλιβόμενου (συμπεριλαμβανομένου του οπλισμού κορμού) διαμήκους οπλισμού αντίστοιχα,

$f_c$  (με μονάδες: MPa) είναι η θλιπτική αντοχή του σκυροδέματος, που προκύπτει απευθείας ως μέση τιμή από επί τόπου δοκιμές και από πρόσθετες πηγές πληροφόρησης διαιρεμένη κατάλληλα με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3, λαμβάνοντας υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης<sup>18</sup>. Για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία το  $f_c$  θα πρέπει

<sup>17</sup> Βλ. EC8-P3/§2.2.1(6)P: «Μερικά από τα υπάρχοντα δομικά στοιχεία μπορεί να προσδιορίζονται ως «δευτερεύοντα σεισμικά», σύμφωνα με τον ορισμό που δίδεται στο EC8-1:2004/§4.2.2(1)P, (2) και (3). Τα «δευτερεύοντα σεισμικά» στοιχεία θα ελέγχονται βάσει των ίδιων κριτηρίων συμμόρφωσης όπως και τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία, χρησιμοποιώντας όμως λιγότερο συντηρητικές εκτιμήσεις της ικανότητάς τους απ' ό,τι στα στοιχεία τα οποία θεωρούνται ως «πρωτεύοντα σεισμικά».»

<sup>18</sup> Βλ. EC8-P3/§3.5(1)P: «Για τον προσδιορισμό των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών που πρόκειται να χρησιμοποιηθούν στον υπολογισμό της ικανότητας, και δη στις περιπτώσεις στις οποίες η ικανότητα θα συγκρίνεται με την απαίτηση για ελέγχους ασφαλείας, οι μέσες τιμές οι οποίες προκύπτουν από τις επί τόπου δοκιμές και από τις πρόσθετες πηγές πληροφοριών, θα διαιρούνται με τον συντελεστή εμπιστοσύνης CF, που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3 ανάλογα με το επίπεδο γνώσης.»



επιπλέον να διαιρείται με τον επιμέρους συντελεστή εμπιστοσύνης για το σκυρόδεμα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.4,

$L_V = M/V$  είναι ο λόγος ροπής - τέμνουσας (λόγος διάτμησης) στην ακραία διατομή,

$\rho_{sx} = A_{sx}/(b_w s_h)$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του εγκάρσιου οπλισμού  $A_{sx}$  παράλληλου προς την διεύθυνση  $x$  της φόρτισης και διανεμημένου και απόσταση  $s_h$ ,

$f_{yw}$  (με μονάδες: MPa) είναι η αντοχή διαρροής των συνδετήρων του εγκάρσιου, που προκύπτει απευθείας ως μέση τιμή από επί τόπου δοκιμές και από πρόσθετες πηγές πληροφόρησης διαιρεμένη κατάλληλα με τον συντελεστή εμπιστοσύνης  $CF$  που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3, λαμβάνοντας υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης<sup>19</sup>. Για τα πρωτεύοντα σεισμικά στοιχεία το  $f_{yw}$  θα πρέπει επιπλέον να διαιρείται με τον επιμέρους συντελεστή για τον χάλυβα σύμφωνα με το EC8-P1:2004/§5.2.4 και

$\rho_d$  είναι το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του διαγώνιου οπλισμού (αν υπάρχει) σε κάθε διαγώνια διεύθυνση.

Το ελάχιστο απαιτούμενο μήκος παράθεσης των ράβδων του διαμήκου οπλισμού σε αυτήν περίπτωση υπολογίζεται μόνο βάσει του FRP ως εξής:

$$l_{ou,min} = \frac{d_{bL} f_{yL}}{(1,05 + 14,5 a_{l,f} \rho_f f_{f,e} / f_c) \sqrt{f_c}} \quad (3.5)$$

όπου:

$a_{l,f} = 4a/n$ ,

$\alpha = 1 - [(b - 2R_c)^2 + (h - 2R_c)^2]/(3bh)$  είναι ο μειωτικός συντελεστής αποδοτικότητας της περίσφιγξης για τις πλήρεις διαστάσεις της διατομής  $b$ ,  $h$ ,

$\rho_f = 2t_f/b_w$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του FRP παράλληλα προς την διεύθυνση της φόρτισης και

**Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P:** «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλάστιμων και ψαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές εμπιστοσύνης, οι οποίοι λαμβάνουν υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης. Ονομαστικές ιδιότητες θα χρησιμοποιούνται για νέα ή για πρόσθετα υλικά.»

<sup>19</sup> **Βλ. EC8-P3/§3.5(1)P:** «Για τον προσδιορισμό των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών που πρόκειται να χρησιμοποιηθούν στον υπολογισμό της ικανότητας, και δη στις περιπτώσεις στις οποίες η ικανότητα θα συγκρίνεται με την απαίτηση για ελέγχους ασφαλείας, οι μέσες τιμές οι οποίες προκύπτουν από τις επί τόπου δοκιμές και από τις πρόσθετες πηγές πληροφοριών, θα διαιρούνται με τον συντελεστή εμπιστοσύνης  $CF$ , που δίδεται στον Πίνακα 3.1 του EC8-P3 ανάλογα με το επίπεδο γνώσης.»

**Βλ. EC8-P3/§2.2.1(5)P:** «Για τον υπολογισμό των ικανοτήτων των πλάστιμων και ψαθυρών στοιχείων θα χρησιμοποιούνται μέσες τιμές των ιδιοτήτων των υπαρχόντων υλικών, όπως αυτές προκύπτουν από επί τόπου ελέγχους και από συμπληρωματικές πηγές πληροφοριών, διαιρεμένες κατάλληλα με τους συντελεστές εμπιστοσύνης, οι οποίοι λαμβάνουν υπόψη το επίπεδο της αποκτηθείσας γνώσης. Ονομαστικές ιδιότητες θα χρησιμοποιούνται για νέα ή για πρόσθετα υλικά.»

$f_{f,e} = \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu} E_f) [1 - 0,7 \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu} E_f) \rho_f / f_c]$  είναι η ενεργός τάση του FRP για οριακή ανηγμένη παραμόρφωση  $\varepsilon_{fu} = 0,015$  για CFRP ή AFRP και  $\varepsilon_{fu} = 0,020$  για GFRP και  $f_{tu}$  να είναι η οριακή τιμή της αντοχής του.

### 3.1.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Οι χαλύβδινοι μανδύες γύρω από ορθογωνικά υποστυλώματα συνήθως αποτελούνται από τέσσερις μεταλλικές γωνίες στις οποίες συγκολλούνται είτε συνεχείς χαλύβδινες πλάκες ή πιο χοντρά οριζόντια χαλύβδινα κολλάρα. Οι γωνίες μπορεί να συνδέονται με εποξική ρητίνη στο σκυρόδεμα ή απλά να εξαναγκάζονται σε προσκόλληση χωρίς κενά κατά μήκος ολόκληρου του ύψους. Τα κολλάρα μπορεί να προθερμαίνονται πριν τη συγκόλληση προκειμένου να δημιουργήσουν μια θετική περίσφιγξη στο υποστυλώμα.

Οι χαλύβδινοι μανδύες μπορούν να προσφέρουν αποτελεσματική σύσφιξη στις περιοχές των ενώσεων με υπερκάλυψη και να βελτιώσουν την ικανότητα παραμόρφωσης των υποστυλωμάτων υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση. Προκειμένου να προκύψει το αποτέλεσμα αυτό είναι απαραίτητα τα ακόλουθα:

- Το μήκος του χαλύβδινου μανδύα να υπερβαίνει κατά όχι λιγότερο από 50 % το μήκος υπερκάλυψης.
- Ο μανδύας να πιέζει τις πλευρές των υποστυλωμάτων με τη βοήθεια δύο τουλάχιστον σειρών κοχλιών σε κάθε πλευρά κάθετων προς την διεύθυνση της φόρτισης.
- Όταν πρόκειται για ένωση στη βάση του υποστυλώματος, οι σειρές των κοχλιών να βρίσκονται η μία στο άκρο του μήκους υπερκάλυψης και η άλλη στο 1/3 του μήκους αυτού ξεκινώντας από τη βάση του υποστυλώματος.

## 3.2 Θεωρητικό υπόβαθρο κατά ΚΑΝΕΠΕ

Όταν το διατιθέμενο μήκος παράθεσης  $l_s$  των ράβδων του διαμήκους οπλισμού είναι ανεπαρκές, είναι δυνατή η βελτίωση των συνθηκών μεταφοράς των δυνάμεων τους μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο είτε από μανδύα FRP είτε από χαλύβδινο μανδύα, υπολογίζεται δε βάσει αξιόπιστων μεθόδων.

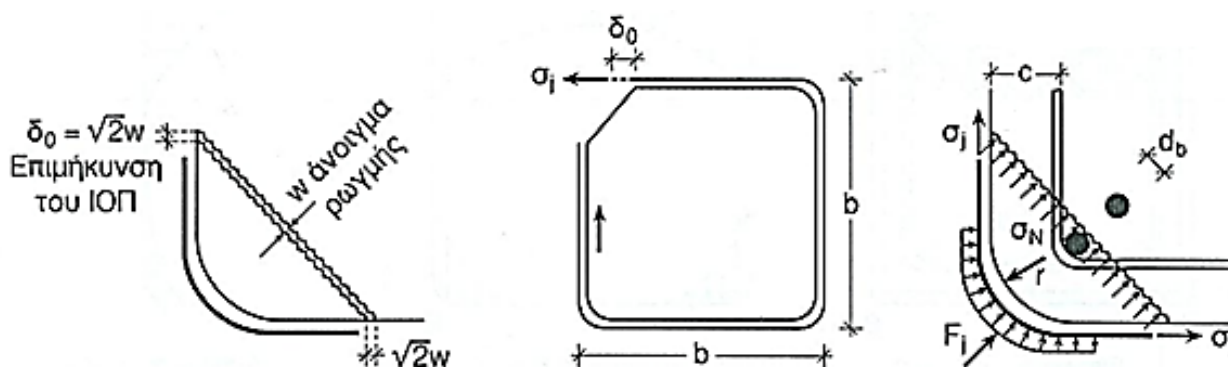
Απαραίτητη κατασκευαστική προϋπόθεση είναι η εξασφάλιση της πλήρους συνάφειας του υλικού περίσφιγξης με την επιφάνεια του στοιχείου. Για κάθε περίπτωση εφαρμογής της τεχνικής αυτής, οι εργασίες εκτελούνται σύμφωνα με σχετικές τεχνικές προδιαγραφές. Η συμμετοχή των υφιστάμενων συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού του στοιχείου στην περίσφιγξη αγνοείται, εκτός αν οι συνδετήρες είναι πυκνοί και καλά αγκυρωμένοι με άγκιστρα ή με άλλη κατασκευαστική διάταξη σύμφωνα με το EC8-P1:2005/§5.6.1(2).

Σκοπός της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο είναι η παρεμπόδιση της πρόωρης αστοχίας της περιοχής των ματιζόμενων ράβδων από διάρρηξη του περιβάλλοντος

σκυροδέματος, κι επομένως αστοχίας του μηχανισμού μεταφοράς των δυνάμεων μεταξύ αυτών, και τελικά από σχετική ολίσθηση κατά μήκος της κρίσιμης ρωγμής που θα έχει δημιουργηθεί εκεί πριν οι ματιζόμενες ράβδοι φτάσουν στο όριο διαρροής τους.

Η εξωτερική περίσφιγξη στο στοιχείο ενεργοποιείται κυρίως λόγω της εγκάρσιας διόγκωσης του συστήματος, η οποία προκαλείται από τη σχετική ολίσθηση των ματιζόμενων ράβδων.

Έναν προσεγγιστικό μηχανισμό ενεργοποίησης της εξωτερικής περίσφιγξης στην περιοχή γωνιακής ματιζόμενης ράβδου στοιχείου αποτελούν τα παρακάτω. Αρχικά, η σχετική ολίσθηση των ματιζόμενων ράβδων προκαλεί την εμφάνιση μιας ρωγμής ανοίγματος  $w$ . Το εμποδιζόμενο άνοιγμα αυτής της ρωγμής προκαλεί με τη σειρά του την ανάπτυξη εφελκυστικών τάσεων  $\sigma_j$  στο υλικό περίσφιγξης, οι οποίες οδηγούν σε θλιπτικές τάσεις  $\sigma_n$  επί του σκυροδέματος στην περιοχή των ράβδων βελτιώνοντας τις εκεί συνθήκες συνάφειας.



Εικόνα 7 (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Το πάχος της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο υπολογίζεται από την έκφραση:

$$t_j \left( = \frac{A_j}{s_j} \right) = \gamma_{Rd} \frac{(1 - \lambda_s) 1}{\beta} \frac{f_{sy} A_b}{\mu \sigma_{jd} l_s} \quad (3.6)$$

όπου:

$A_j$  =  $t_j w_j$  είναι το εμβαδόν διατομής του υλικού περίσφιγξης υπό μορφή κολλάρων με  $w_j$  να είναι το πλάτος της διατομής τους, ενώ στην περίπτωση ολόσωμου μανδύα FRP ή χαλύβδινου  $w_j = s_j$ ,

$s_j$  είναι η αξονική απόσταση των κολλάρων,

$\gamma_{Rd}$  = 1,5 συντελεστής αβεβαιότητας του προσομοιώματος,

$\lambda_s$  = 0 (συνιστώμενη τιμή) συντελεστής που εκφράζει τη συνεισφορά της συνάφειας του ήδη διατιθέμενου μήκους παράθεσης<sup>20</sup>,

<sup>20</sup> Ο συνυπολογισμός αυτής της συνεισφοράς λαμβάνεται υπόψη εφόσον στην περιοχή της μάτισης διατίθεται τουλάχιστον το 50% των συνδετήρων του εγκάρσιου οπλισμού που απαιτούνται σύμφωνα με τα προβλεπόμενα του EC8-P1:2004/§5.6.3.

- $\beta = b_f/B \leq 1$  (Η τιμή του  $\beta$  είναι κοντά στη μονάδα ιδίως όταν  $c/d_s \leq 2$ , όπου  $c$  είναι η μικρότερη επικάλυψη των ματιζόμενων ράβδων.) με  $b_f$  να είναι το πλάτος της ζώνης τριβής πάνω στη ρωγμή κατά μήκος των ματιζόμενων ράβδων και  $B$  να είναι το πλάτος κατανομής της συνολικής θλιπτικής δύναμης που εισάγεται από την επιστρατευόμενη αξονική δύναμη του υλικού περίσφιγξης πάνω στην ίδια ρωγμή,
- $\mu = 1$  (αδρομερής τιμή ελλείπει άλλων στοιχείων - Η τιμή του  $\mu$  κυμαίνεται πρακτικά μεταξύ 0,4 και 2,0 και δεν είναι εύκολο να οριστεί εμπειρικά με ακρίβεια.) συντελεστής τριβής που μπορεί να επιστρατευθεί στη δυνητική διεπιφάνεια σχετικής ολίσθησης στο σημείο εμφάνισης της αναμενόμενης ρωγμής<sup>21</sup>,
- $f_{sy}$  είναι το όριο διαρροής του υφιστάμενου χάλυβα των ματιζόμενων ράβδων του διαμήκους οπλισμού, όπως προκύπτει μέσα από τις διερευνητικές εργασίες που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/Κεφ. 3 και τους κατάλληλους επιμέρους συντελεστές ασφαλείας που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§4.5.3.1 και 4.5.3.3,
- $\sigma_{jd} = E_j \varepsilon_{jd}$  είναι η επιστρατευόμενη αξονική τάση σχεδιασμού του υλικού περίσφιγξης<sup>22</sup> με  $E_j$  να είναι το μέτρο ελαστικότητας και  $\varepsilon_{jd}$  η παραμόρφωση σχεδιασμού του υλικού περίσφιγξης<sup>23</sup> και
- $A_b = \pi d_s^2/4$  είναι το εμβαδόν μιας εκ των ματιζόμενων ράβδων με  $d_s$  να είναι η μικρότερη διάμετρος τους.

Στην περίπτωση που το υλικό περίσφιγξης είναι FRP κ επάλληλων στρώσεων πάχους  $t_{j1}$  η καθεμία, το τελικό πάχος της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο υπολογίζεται από την έκφραση:

$$t_j = \psi k t_{j1} \quad (3.7)$$

όπου:

- $\psi = k^{-1/4} < 1,0$  (ελλείπει επαρκών σχετικών στοιχείων) είναι ο συντελεστής επιρροής μεγάλου πλήθους στρώσεων του FRP, ο οποίος συνήθως εκτιμάται με βάση αξιόπιστα βιβλιογραφικά στοιχεία και
- $k$  είναι το πλήθος των στρώσεων του FRP με  $k \geq 4$ , άλλως  $\psi = 1,0$ .

<sup>21</sup> Ο συντελεστής τριβής  $\mu$  εξαρτάται από τη θλιπτική τάση  $\sigma_N$  επί του σκυροδέματος, καθώς και από την ανεκτή σχετική ολίσθηση σχεδιασμού των ματιζόμενων ράβδων, μειώνεται δε κατά την ανακύκλιση.

<sup>22</sup> Η επιστρατευόμενη τάση σχεδιασμού  $\sigma_{jd}$  δεν μπορεί να υπερβαίνει την τιμή  $\sigma_{j,max} = f_{syd}$  όταν η εξωτερική περίσφιγξη γίνεται με χαλύβδινο μανδύα, με  $f_{syd}$  να είναι το όριο διαρροής σχεδιασμού του υλικού περίσφιγξης. Όταν η εξωτερική περίσφιγξη γίνεται με μανδύα FRP, η διαθέσιμη αντοχή του FRP θεωρείται μειωμένη κατά 25% ( $\sigma_{j,max} = 0,75 E_j \varepsilon_{jd}$ ) προκειμένου να ληφθεί υπόψη η πρόσθετη τοπική επιπόνησή του λόγω της καμπύλωσής του και της προς τα έξω παραμόρφωσης της γωνιακής ματιζόμενης ράβδου (ασυμβατότητα τελικού μήκους της ράβδου και του σκυροδέματος που την περιβάλλει).

<sup>23</sup> Ελλείπει ακριβέστερων στοιχείων η παραμόρφωση σχεδιασμού του υλικού περίσφιγξης  $\varepsilon_{jd}$  μπορεί να υπολογίζεται από την έκφραση  $\varepsilon_{jd} = \sqrt{2} w_d / \bar{b}$ , όπου  $\bar{b} \cong (b_1 + b_2) / 2$  με  $b_1$  και  $b_2$  να είναι οι διαστάσεις της διατομής.

Για την περίπτωση γωνιακής ματιζόμενης ράβδου στοιχείου ορθογωνικής διατομής, υπό την προϋπόθεση ότι η τάση του υλικού περίσφιγξης δεν ξεπερνά τότε το όριο διαρροής του (ουσιαστικά δηλαδή για την περίπτωση εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP), το πάχος αυτής υπολογίζεται από την έκφραση:

$$t_j \left( = \frac{A_j}{s_j} \right) = 1,3d_s \frac{\left[ \frac{f_{sy}/f_c}{(2,2 s_d/s_u + 0,25) l_s/d_s} - 0,2(2c/d_s + 1,5) \right]^2}{(w_d/d_s)(E_j/f_c)(f_{ctm}/f_c)} \quad (3.8)$$

όπου:

$f_c$  είναι η θλιπτική αντοχή του υφιστάμενου σκυροδέματος, όπως προκύπτει μέσα από τις διερευνητικές εργασίες που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/Κεφ. 3 και τους κατάλληλους επιμέρους συντελεστές ασφαλείας που προβλέπονται σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§4.5.3.1 και 4.5.3.3,

$s_d$  είναι η ανεκτή σχετική ολίσθηση σχεδιασμού των ματιζόμενων ράβδων ανάλογα με τη στάθμη επιτελεστικότητας σύμφωνα με το ΚΑΝΕΠΕ:2012/§8.2.1.2 (Επιλέγεται ίσο με 0,3 mm για τη στάθμη επιτελεστικότητας Α και ίσο με 0,4 mm για τις στάθμες επιτελεστικότητας Β και Γ.),

$s_u$  (της τάξης των 2 mm) είναι η σχετική ολίσθηση αστοχίας των ματιζόμενων ράβδων,

$w_d = 0,6s_d^{2/3}$  (με μονάδες: mm) είναι η ανεκτή τιμή σχεδιασμού του ανοίγματος της ρωγμής και

$f_{ctm}$  είναι η μέση εφελκυστική αντοχή του υφιστάμενου σκυροδέματος.

Αν το υλικό περίσφιγξης φτάνει στο όριο διαρροής του για ολίσθηση μικρότερη της ανεκτής (ουσιαστικά δηλαδή για την περίπτωση εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα), το πάχος αυτής υπολογίζεται από την έκφραση:

$$t_j \left( = \frac{A_j}{s_j} \right) = \frac{12}{(s_d/s_u)} \left( \frac{f_{sy}^3}{f_j d f_c^2} \right) \left( \frac{d_s^2}{a_N l_s} \right)^3 a_N \quad (3.9)$$

όπου  $a_N = \sqrt{2}(2c + 1,5d_s)$ .

Στις παραπάνω εκφράσεις η τιμή του λόγου  $c/d_s$  δεν απαιτείται να τίθεται μεγαλύτερη του 1,5, ενώ τα μηχανικά χαρακτηριστικά των υφιστάμενων υλικών εισάγονται με τις διαπιστωμένες μέσες τιμές τους.

Για  $s_u = 2,0 \text{ mm}$  οι παραπάνω εκφράσεις μετατρέπονται αντίστοιχα στις εξής:

$$t_j \left( = \frac{A_j}{s_j} \right) = 1,3 \left[ k_1 \left( \frac{f_{sy} d_s}{f_c l_s} \right) - 0,4 \frac{c}{d_s} - 0,30 \right]^2 \frac{f_c^2 d_s^2}{k_2 E_j f_{ctm}} \quad (3.10)$$

$$t_j \left( = \frac{A_j}{s_j} \right) = \frac{12}{(s_d/s_u)} \left( \frac{f_{sy}^3}{f_{jd}f_c^2} \right) \left( \frac{d_s^2}{a_N l_s} \right)^3 a_N \quad (3.11)$$

όπου:

$k_1$  συντελεστής που εκφράζει τον αποδεκτό βαθμό βλάβης πριν την αστοχία και επιλέγεται ίσος με 1,7 για τη στάθμη επιτελεστικότητας Α και ίσος με 1,5 για τις στάθμες επιτελεστικότητας Β και Γ και

$k_2 = 0,3$  (για κάθε στάθμη επιτελεστικότητας).

Αν δεν εκτελεστούν ειδικότεροι έλεγχοι για την εκτίμηση της επιστρατευόμενης τάσης του υλικού περίσφιγξης, επιλέγεται η μεγαλύτερη τιμή που προκύπτει από τις παραπάνω εκφράσεις. Στην περίπτωση που η εφαρμογή της εξωτερική περίσφιγξη στο στοιχείο γίνεται μέσω μανδύα FRP, το ονομαστικό πάχος των ινών του πρέπει να είναι τουλάχιστον 0,25 mm, ενώ στην περίπτωση που γίνεται μέσω χαλύβδινου μανδύα το πάχος του πρέπει να είναι τουλάχιστον 1 mm.

Για μη γωνιακή ματιζόμενη ράβδο που βρίσκεται σε απόσταση μεγαλύτερη του  $3d_s$  από τη γωνία του στοιχείου, η εξωτερική περίσφιγξη μπορεί να εκτιμηθεί θεωρούμενη ως σπλισμός συρραφής της κρίσιμης ρωγμής. Η επιλογή του κατάλληλου προσομοιώματος γι' αυτή την περίπτωση και ο εξ αυτού υπολογισμός της απαιτούμενης εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο γίνεται μετά από κατάλληλη και εμπειριστατωμένη βιβλιογραφική τεκμηρίωση που περιλαμβάνει και έλεγχο αξιοπιστίας με διαθέσιμα πειραματικά αποτελέσματα. Διαφορετικά, στην περίπτωση αυτή, η θετική επιρροή της εξωτερικής περίσφιγξης θα αγνοείται λόγω της αδυναμίας διατύπωσης αξιόπιστου προσομοιώματος και των εξαιρετικά περιορισμένων διατιθέμενων στοιχείων.

Η εφαρμογή της εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο μπορεί να εξασφαλίσει αποφυγή της αστοχίας των ματιζόμενων ράβδων, εφόσον το διατιθέμενο μήκος παράθεσης  $l_s$  των ράβδων του διαμήκους σπλισμού είναι μεγαλύτερο από  $0,30l_{so}$ , όπου  $l_{so}$  είναι το αναγκαίο μήκος παράθεσης που υπολογίζεται από τα παραπάνω, και  $15d_s$ . Διαφορετικά, θεωρείται ότι η εξωτερική περίσφιγξη δεν μπορεί να προσφέρει σε αυτή την περίπτωση, η δε τοπική πλαστιμότητα  $m$  του στοιχείου λαμβάνεται ίση με τη μονάδα.

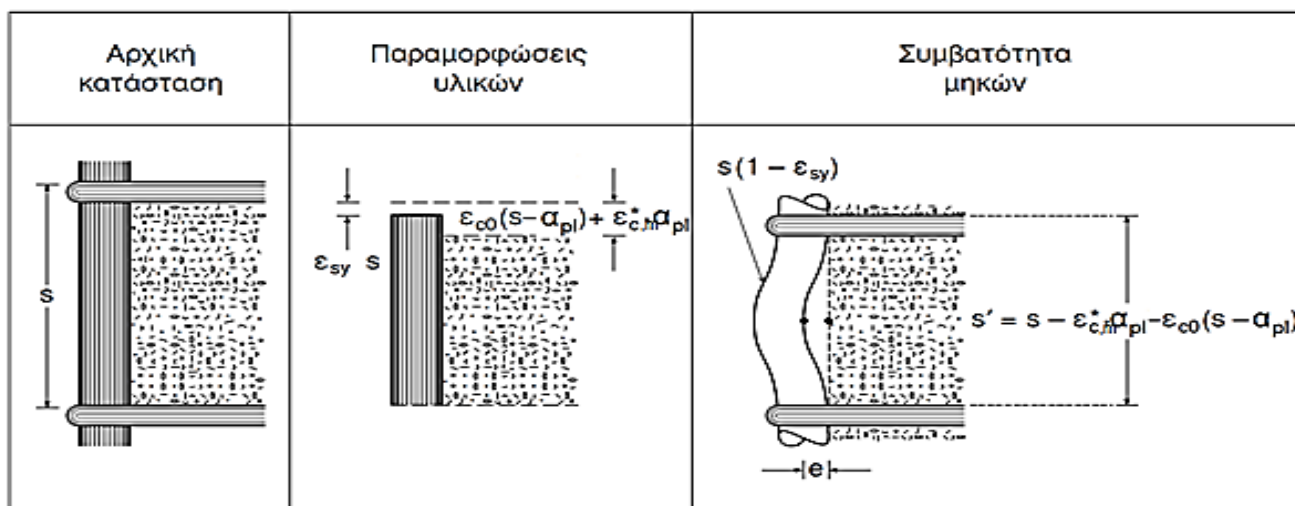
Το μήκος του στοιχείου στο οποίο εφαρμόζεται η εξωτερική περίσφιγξη πρέπει κατ' ελάχιστον να είναι ίσο με το ύψος της κρίσιμης περιοχής και όχι λιγότερο από  $1,3l_s$  ή 0,60 m, ενώ προκύπτει σε συνάρτηση και με την απαιτούμενη τοπική πλαστιμότητα του στοιχείου. Επιλέγεται, τέλος, ώστε να εξασφαλίζονται τα παρακάτω:

- Η πλαστική άρθρωση δεν δημιουργείται ακριβώς πάνω από το τέλος του υλικού περίσφιγξης.
- Το απερίσφιγκτο τμήμα του στοιχείου δεν αστοχεί σε διάτμηση.

#### 4 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου

Κατά την άσκηση θλίβουσας δύναμης στη θλιβόμενη ζώνη μιας διατομής η κατά Poisson διόγκωση του σκυροδέματος διεγείρει μια παράπλευρη πίεση που προκαλείται από το υλικό της περίσφιγξης. Η πίεση αυτή στις γωνίες της διατομής είναι ίση με  $\sigma_2 = 1/2 \omega_w f_c$ , χωρίς τη συμμετοχή του συντελεστή αποδοτικότητας  $\alpha$  της περίσφιγξης, αφού ουσιαστικά πρόκειται αρχικά για μια τοπική δύναμη προτού διανεμηθεί μέσα στη διατομή. Η πίεση αυτή, όπως είναι αναμενόμενο, μεταφέρεται και πάνω στη γωνιακή ράβδο του στοιχείου κατά μήκος της ως ομοιόμορφα κατανεμημένο φορτίο  $p$  και όταν αυτή αρχίσει να λυγίζει, το ούτως ή άλλως παρόν φορτίο  $\sigma_2 = p$  αντιδρά σε αυτή τη διάθεσή της και την περιορίζει.

Πριν από την εκδήλωση φαινομένων δευτέρας τάξεως στην κεντρικά φορτιζόμενη ράβδο υπάρχει και άλλη μια αιτία που την προκαλεί να λυγίσει προς τα έξω. Πρόκειται για την ασυμβατότητα των μηκών του θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού και του σκυροδέματος που τον περιβάλλει - ασυμβατότητα που προκαλείται λόγω των μεγάλων πλαστικών παραμορφώσεων του σκυροδέματος επί μήκους περίπου ίσου με το πλαστικοποιημένο μήκος  $\alpha_{pl}$  στην περιοχή αυτή, όπου  $\sigma_s \geq f_{sy}$ .



Εικόνα 8 (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

όπου:

$\epsilon_s \approx \epsilon_{sy}^{24}$  είναι η παραμόρφωση του θλιβόμενου διαμήκους χάλυβα,

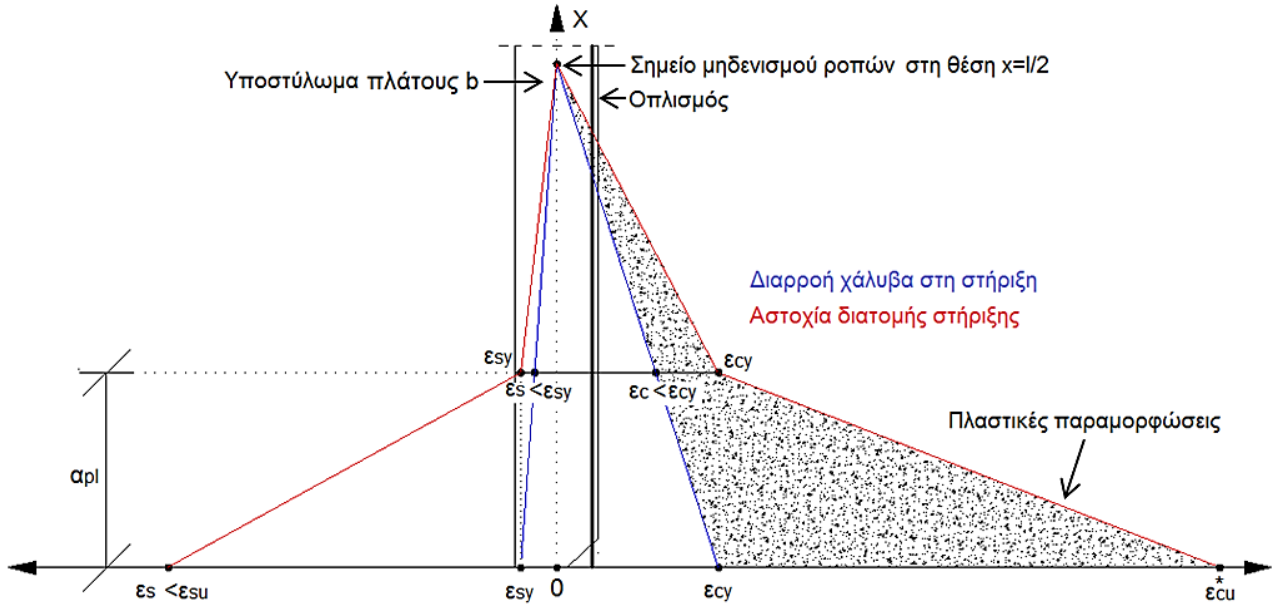
$\epsilon_{c,m}^* = (\epsilon_c^* + \epsilon_{cy})/2$  είναι η μέση παραμόρφωση μεταξύ της ακραίας πλαστικής παραμόρφωσης του σκυροδέματος  $\epsilon_c^*$  λόγω της παράπλευρης πίεσης  $\sigma_2 = 1/2 \omega_w f_c$

<sup>24</sup> Υπέρ της ασφαλείας, δεν λαμβάνονται υπόψη μεγαλύτερες παραμορφώσεις του θλιβόμενου διαμήκους χάλυβα για τους παρακάτω λόγους:

- Μόλις αρχίσει η εκτροπή της κεντρικά φορτιζόμενης γωνιακής ράβδου η παραμόρφωσή της ανεξαρτητοποιείται από την πλαστική παραμόρφωση του σκυροδέματος.
- Λόγω των μεγάλων εφελκυστικών παραμορφώσεων της ράβδου κατά την προηγούμενη φάση της ανακύκλησης εισάγονται σε αυτήν παραμένουσες εφελκυστικές παραμορφώσεις που μειώνουν τις οποιεσδήποτε αρχικές θλιπτικές παραμορφώσεις της.

από την περίσφιγξη και της ακραίας παραμόρφωσης του σκυροδέματος  $\epsilon_{cy}$  τη στιγμή της διαρροής του εφελκόμενου διαμήκου οπλισμού και

$\epsilon_{co}$  είναι η μέγιστη παραμόρφωση του σκυροδέματος εκτός του πλαστικοποιημένου μήκους  $\alpha_{pl}$ .



**Εικόνα 9**

Σύμφωνα με τα παραπάνω, η ράβδος λυγίζει, δηλαδή εκτρέπεται από την αρχική της θέση κατά βέλος  $e$ , προκειμένου να βολέψει το μεγαλύτερο μήκος της  $s(1 - \epsilon_{sy})$  μέσα στο μικρότερο μήκος της αντίστοιχης ίνας του σκυροδέματος. Η απόσταση του εγκάρσιου οπλισμού  $s'$  σε αυτή την περίπτωση υπολογίζεται από την έκφραση:

$$s' = s - [\epsilon_{c,m}^* \alpha_{pl} + \epsilon_{co}(s - \alpha_{pl})] = s \left[ 1 - \epsilon_{c,m}^* \frac{\alpha_{pl}}{s} - \epsilon_{co} \left( 1 - \frac{\alpha_{pl}}{s} \right) \right] \quad (4.1)$$

Αν θεωρηθεί ότι η εκτρεπόμενη ράβδος λαμβάνει το σχήμα τεσσάρων ίδιων τόξων παραβολής, το συνολικό μήκος της τότε υπολογίζεται από τις εκφράσεις:

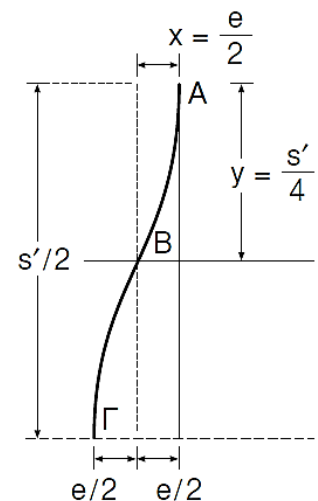
$$AB = B\Gamma = \dots$$

$$(AB) = (B\Gamma) = \dots = \frac{s}{4}(1 - \epsilon_{sy}) \left[ 1 + \frac{2}{3} \left( \frac{x}{y} \right)^2 \right] = \frac{s'}{4} \left[ 1 + \frac{2}{3} \left( \frac{2e}{s'} \right)^2 \right] \rightarrow$$

$$\frac{1 - \epsilon_{sy}}{1 - \epsilon_{c,m}^* \frac{\alpha_{pl}}{s} - \epsilon_{co} \left( 1 - \frac{\alpha_{pl}}{s} \right)} = 1 + \frac{2}{3} \left( \frac{2e}{s'} \right)^2 \rightarrow$$

$$1 + \epsilon_{c,m}^* \frac{\alpha_{pl}}{s} + \epsilon_{co} \left( 1 - \frac{\alpha_{pl}}{s} \right) - \epsilon_{sy} \cong 1 + \frac{2}{3} \left( \frac{2e}{s'} \right)^2 \rightarrow$$

$$\frac{2e}{s'} = \sqrt{1,5 \left[ \epsilon_{c,m}^* \frac{\alpha_{pl}}{s} + \epsilon_{co} \left( 1 - \frac{\alpha_{pl}}{s} \right) - \epsilon_{sy} \right]} \rightarrow$$



**Εικόνα 10.**(Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

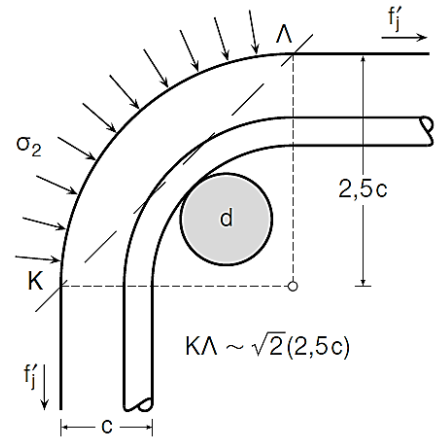


$$e = 0,61 \sqrt{\varepsilon_{c,m}^* \frac{\alpha_{pl}}{s} + \varepsilon_{co} \left(1 - \frac{\alpha_{pl}}{s}\right) - \varepsilon_{sy}} \times s' \rightarrow$$

$$e \sim 0,6 \sqrt{\varepsilon_{c,m}^* \frac{\alpha_{pl}}{s} + \varepsilon_{co} \left(1 - \frac{\alpha_{pl}}{s}\right) - \varepsilon_{sy}} \times s \quad (4.2)$$

Η εκτροπή αυτή της ράβδου εμποδίζεται τοπικά, σύμφωνα με τα παραπάνω, από την παράπλευρη πίεση της περίσφιγξης  $\sigma_2 = 1/2 \omega_w f_c$  που έχει ήδη αναπτυχθεί, ενώ το ομοιόμορφα καταμεμημένο φορτίο  $p$  που αυτή προκαλεί κατά μήκος της ράβδου υπολογίζεται από την έκφραση:

$$p = \sigma_2(K\Lambda) = \frac{\sqrt{2}}{2} \omega_w \times 2,5c f_c \quad (4.3)$$

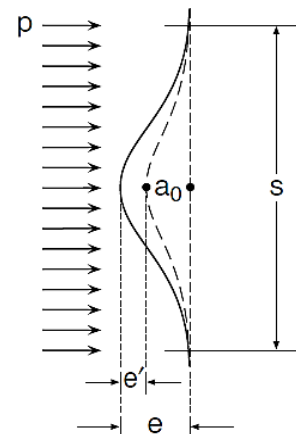


Εικόνα 11 (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Το αντιβέλος  $e'$  που το φορτίο αυτό προκαλεί με τη σειρά του στην εκτρεπόμενη ράβδο (αμφίπακτη συνολικού μήκους  $s$ ) υπολογίζεται από την έκφραση:

$$e' = \frac{1}{354} \times \frac{ps^4}{E_s J} \xrightarrow{J=\pi d^4/64}$$

$$e' = 0,10 \omega_w \left(\frac{s}{d}\right)^4 \left(\frac{f_c}{E_s}\right) c \quad (4.4)$$

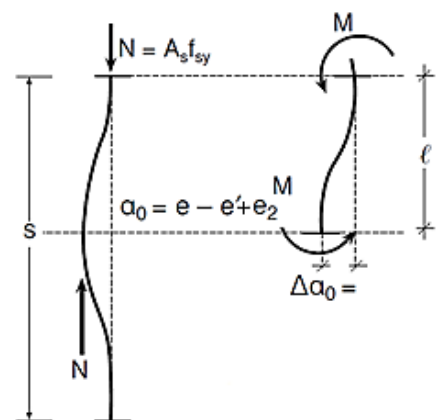


Εικόνα 12 (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Για σχετικά μεγάλες αποστάσεις εγκάρσιου οπλισμού είναι απαραίτητο να ληφθεί υπόψη στους υπολογισμούς και το προς τα έξω βέλος  $e_2$  λόγω ροπών 2<sup>ης</sup> τάξεως  $M = N(\alpha_0/2)$ , το οποίο για την αμφίπακτη συνολικού μήκους  $l = s/2$  υπολογίζεται από την έκφραση:

$$e_2 = \frac{Ml^2}{6E_s J} \xrightarrow{J=\pi d^4/64}$$

$$e_2 = \frac{1}{3} \left(\frac{s}{d}\right)^2 \left(\frac{f_{sy}}{E_s}\right) (e - e') \quad (4.5)$$



Εικόνα 13 (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Τέλος, μέχρι κάποια τιμή ακραίας παραμόρφωσης του σκυροδέματος  $\varepsilon'_c$ , το ομοιόμορφα κατανεμημένο φορτίο  $p$  είναι αρκετό για να προκαλεί στην εκτρεπόμενη ράβδο αντιβέλος  $e'$  τουλάχιστον ίσο με το εξ ασυμβατότητας βέλος της  $e$ , αυξημένο έστω με το λόγω ροπών  $2^{α5}$  τάξεως βέλος της  $e_2$ . Μέχρι τότε, λοιπόν, η ράβδος δεν λυγίζει προς τα έξω. Αν, όμως, η ακραία πλαστική παραμόρφωση του σκυροδέματος  $\varepsilon_c^*$  είναι μεγαλύτερη της  $\varepsilon'_c$ , για κάποια τιμή παραμόρφωσης του σκυροδέματος  $\varepsilon_c > \varepsilon'_c$  η ράβδος θα αρχίσει να λυγίζει προς τα έξω «ενοχλώντας» τοπικά την περίσφιγξη.

#### 4.1 Πρόσθετες παραδοχές

Το πλαστικοποιημένο μήκος  $\alpha_{pl}$  στο άκρο του στοιχείου συνολικού μήκους  $l$  υπολογίζεται από την έκφραση:

$$\alpha_{pl} \cong \frac{l}{2} \left( 1 - \frac{f_{sy}}{\sigma_s} \right) \quad (4.6)$$

Σημειώνεται ότι η τάση αυτή του διαμήκους οπλισμού υπολογίζεται σε κάθε περίπτωση επί της αποφλοιωμένης διατομής του στοιχείου πριν την επιβολή εξωτερικής περίσφιγξης ή επί της πλήρους διατομής του μετά την περίσφιγξή της, λαμβάνοντας υπόψη και την πιθανή εξασθένιση των υλικών του λόγω της ετερόσημης ανακύκλωσης της επιβαλλόμενης σε αυτό έντασης. Σαν αποτέλεσμα, δεν είναι εφικτή η διατύπωση μιας «κλειστής έκφρασης» με γενικότερη ισχύ για το πλαστικοποιημένο μήκος  $\alpha_{pl}$ .

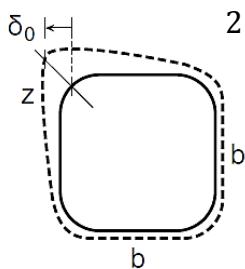
Τελική εκτροπή ράβδου:  $\alpha_0 = e - e' + e_2$  (4.7)

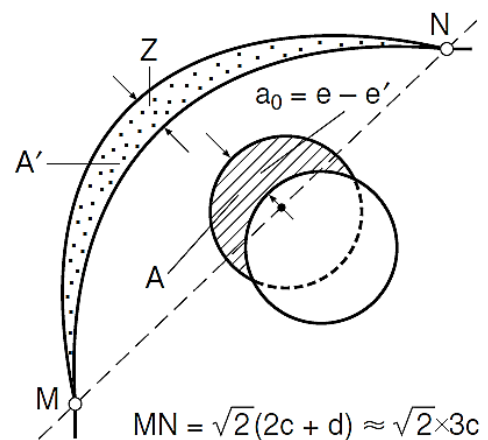
Η προς τα έξω μετακίνηση  $z$  της στρογγυλεμένης γωνίας του στοιχείου, υποθέτοντας «ίσο όγκο» ακραίας πλαστικής παραμόρφωσης του σκυροδέματος, υπολογίζεται από τις εκφράσεις:

$$(εμβαδόν \text{ μνηίσκου } A) = (εμβαδόν \text{ μνηίσκου } A') \rightarrow$$

$$2 \left( \frac{3}{4} d \alpha_0 \right) \sim 2[(MN)z] \rightarrow$$

$$z = \frac{3/4}{3\sqrt{2}} \times \frac{d}{c} \alpha_0 \rightarrow$$

$$z \approx 0,17 \frac{d}{c} \alpha_0 \quad (4.8)$$




Εικόνα 14 (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Εξόλκευση υλικού περίσφιγξης:  $\delta_0 = z/\sqrt{2} = 0,17/\sqrt{2} \times d/c \times \alpha_0$  (4.9)

Επιστρατευόμενη τάση υλικού περίσφιγξης<sup>25</sup>:

$$\sigma_{j0} = \sqrt{2E_j f_{ctm} \delta_0 / t_j} \approx 1/2 \sqrt{[E_j f_{ctm} d(e - e' + e_2)] / (c t_j)} \quad (4.10)$$

Τέλος, το συνολικό ογκομετρικό ποσοστό του υλικού περίσφιγξης<sup>26</sup> υπολογίζεται, λαμβάνοντας υπόψη και αυτή τη μείωση της διαθέσιμης αντοχής του  $f'_{jd} = f_{jd} - \sigma_{j0}$ , από την έκφραση:

$$\omega_w = \frac{4t_j f'_{jd}}{b f_c} \quad (4.11)$$

όπου  $t_j = k t_1$  με  $k$  να είναι το πλήθος των επάλληλων στρώσεων του υλικού περίσφιγξης και  $t_1$  το πάχος κάθε στρώσης για  $k \leq 6$ .

## 4.2 Σημειώσεις πρακτικού υπολογισμού

Η απαιτούμενη τιμή της ακραίας πλαστικής παραμόρφωσης του σκυροδέματος  $\varepsilon_{cu}^*$  υπολογίζεται από την έκφραση:

$$\varepsilon_{cu}^* = \gamma_{Rd} \mu_{1/r} \nu_d (\varepsilon_{syd} + 0,0015) \quad (4.12)$$

όπου:

$\gamma_{Rd}$  = 1,25 συντελεστής αβεβαιότητας και

$\mu_{1/r} \cong 2,8 \mu_d - 1,8$  είναι η απαιτούμενη τιμή της πλαστιμότητας καμπυλότητας<sup>27</sup> συναρτήσει της απαιτούμενης τιμής πλαστιμότητας μετακίνησης  $\mu_d$ .

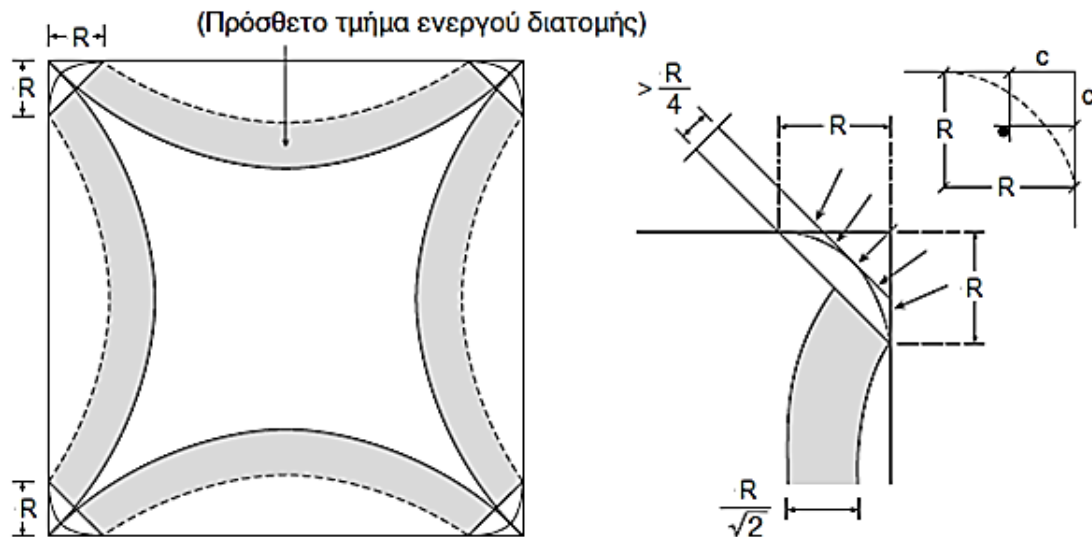
Ο συντελεστής αποδοτικότητας  $\alpha$  της περίσφιγξης για στρογγύλευση των γωνιών του υποστρώματος υπό ακτίνα  $R = 2,5c$  υπολογίζεται από την έκφραση:

$$\alpha = 1 - \left[ \frac{2}{3} \left( 1 - 2 \frac{R}{b} \right)^2 + 0,9 \left( \frac{R}{b} \right)^2 \right] \approx 0,33 + 2,0 \frac{R}{b} \geq 1 \quad (4.13)$$

<sup>25</sup> Η αντοχή σε συνάφεια του υλικού περίσφιγξης και του σκυροδέματος λαμβάνεται για τις ανάγκες του προσομοιώματος αυτού ίση με τη μέση εφελκυστική αντοχή του σκυροδέματος  $f_{ctm}$ .

<sup>26</sup> Για  $e - e' + e_2 = 0$ , όπως αναμένεται, προκύπτει  $t_j = \omega_w b f_c / (4 f_{jd})$ .

<sup>27</sup> Βλ. Α. Σταθάτος, Ε. Βιντζηλαίου, Μ.Ε. «Σεισμική Συμπεριφορά και Διαθέσιμη Πλαστική Γωνία Στροφής Υποστρωμάτων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα», Εθνικό Μετσόβιο Πολυτεχνείο (ΕΜΠ), 2005: Η τιμή 2,8 αντιστοιχεί στη μέση γραμμή των πειραματικών δεδομένων (με τη βοήθεια τράπεζας δεδομένων 150 υποστρωμάτων δοκιμαζόμενων υπό ανακυκλιζόμενες επιβαλλόμενες μετακινήσεις) κατά τον 1<sup>ο</sup> σεισμικό κύκλο παραμόρφωσης, ενώ κατά τον 3<sup>ο</sup> κύκλο η τιμή αυτή ανεβαίνει στο 3,7. Επειδή η συνήθης θέση των Αντισεισμικών Κανονισμών δεν λαμβάνει υπόψη αριθμητικά το πλήθος των μεγάλου εύρους επιβαλλόμενων μετακινήσεων, υιοθετείται η οικονομικότερη άποψη και συνιστάται η χρήση της τιμής 2,8.



**Εικόνα 15** (Πηγή: Θ. Π. Τάσιος)

Τέλος, αφού επιλεγεί το υλικό περίσφιγξης με βάση τα γνωστά μηχανικά χαρακτηριστικά του  $f_j$ ,  $E_j$ ,  $\epsilon_{ju}$  και  $t_1$ , το συνολικό πάχος του προκύπτει από την δευτεροβάθμια εξίσωση:

$$\left(\frac{1}{\sqrt{t_j}}\right)^2 + A \times \left(\frac{1}{\sqrt{t_j}}\right) - B = 0 \quad (4.14)$$

όπου:

$$A = 2 \times \sqrt{E_j f_{ctm} (e - e' + e_2) (d/c) / (\omega_w b f_c)} \quad (4.15)$$

$$B = 3,64 f_j / (\omega_w b f_c) \quad (4.16)$$

Ενώ στη συνέχεια γίνεται έλεγχος των τάσεων  $f_{jd}$  και  $\sigma_{j0}$  σύμφωνα με τα παραπάνω.

Στις παραπάνω εκφράσεις τα μηχανικά χαρακτηριστικά των υφιστάμενων υλικών εισάγονται με τις διαπιστωμένες μέσες τιμές τους.

# ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ Ι

## 1 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας

### 1.1 Απόσπασμα του Model Code 2010 (fib) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

#### 7.4.3 Seismic design

##### 7.4.3.4 Cyclic plastic chord rotation capacity

The extended (mean) value of the plastic part of the ultimate chord rotation at a member end may be estimated as:

$$\theta_{u,m}^{pl} = (\varphi_u - \varphi_y)L_{pl} \left(1 - \frac{L_{pl}}{2L_s}\right) + \Delta\theta_{slip,u-y} \quad (7.4-28)$$

where:

$\varphi_u, \varphi_y$  are the ultimate and the yield curvature, respectively, of the end section.

$L_s$  is the shear span (M/V ratio) at the member end.

$L_{pl}$  is the “plastic hinge length”.

$\Delta\theta_{slip,u-y}$  is the post-yield part of the fixed-end-rotation due to slippage of longitudinal bars from their anchorage zone outside the member length.

$\varphi_u$  and  $\varphi_y$  are determined from plane section analysis.

- For  $\varphi_y$ , linear-elastic stress-strain relations may be assumed until yielding of the tension or the compression chord.
- For  $\varphi_u$ , the parabola-rectangle diagram of subclause 7.2.3.1.5 and Figure 7.2-9 should be used for concrete in compression and the idealized one of the subclause

7.2.3.2 and Figure 7.2-15 (with linear strain-hardening) for the reinforcing steel. Calculation of  $\varphi_u$  should take into account all possible failure modes:

- (a) rupture of tension reinforcement in the full, unspalled section;
- (b) exceedance of the concrete ultimate strain  $\varepsilon_{cu2}$  at the extreme compression fibres of the unspalled section;
- (c) rupture of tension reinforcement in the confined core after spalling of the cover;
- (d) exceedance of the ultimate strain  $\varepsilon_{cu2,c}$  of the confined core after spalling.

Failure mode (b) governs over (c) or (d) if the moment resistance of the confined cored exceeds 80% of that of the full unspalled and unconfined section.

Owing to the large local inelastic strains and surface cracking that develop in a bar when it buckles in one half-cycle of loading, the bar may rupture during the subsequent tensile half-cycle under a strain much lower than its nominal elongation at maximum force (which in practical applications may be taken equal to its characteristic value,  $\varepsilon_{u,k}$ ). Moreover, being erratic and unpredictable under cyclic loading, bar buckling of one of several bars in a section may take place early, leading then to bar rupture.

Bonded tendons of prestressed components do not buckle under cyclic loading. It is safe-sided to take their strain at rupture as equal to that applying in monotonic loading, namely:

For the purposes of the determination of  $\varphi_u$  under cyclic loading, the strain at rupture of ribbed tension bars should be taken equal to:

$$\varepsilon_{su,cyc} = (3/8)\varepsilon_{u,k} \quad (7.4-29)$$

$$\varepsilon_{su,nom} = \left(1 - \frac{1}{3} \sqrt{\ln N_{t,tension}}\right) \varepsilon_{su,nominal} \quad (7.4-30)$$

where  $N_{t,tension}$  is the number of prestressing tendons in the tension zone.

There is tendency for the ultimate strain of the extreme fibres of the confined core after spalling of the cover under cyclic loading to increase with decreasing neutral axis depth,  $x_o$ , or depth,  $h_o$ , of the confined core of the section as:

$$\varepsilon_{cu2,c} = 0,0035 + \left(\frac{1}{x_o(mm)}\right)^{3/2} + 0.4 \frac{\alpha \rho_w f_{yw}}{f_{cc}} \quad (7.4-32)$$

or:

$$\varepsilon_{cu2,c} = 0.0035 + \left(\frac{10}{h_o(mm)}\right)^{3/2} + 0.4 \frac{\alpha \rho_w f_{yw}}{f_{cc}} \quad (7.4-33)$$

For the full, unspalled section the confinement term does not apply and the dimensions  $x$  and  $h$  of the full section are used, in lieu of those of the confined core.

while the ultimate strain of the extreme compression fibres of a concrete core confined by closed ties with 135°-hooks may be taken as:

$$\varepsilon_{cu2,c} = 0.0035 + 0.4 \frac{\alpha \rho_w f_{yw}}{f_{cc}} \quad (7.4-31)$$

where:

$\rho_w$  is the ratio of transverse reinforcement in the direction of bending (or the minimum in the two transverse directions for biaxial bending)

$f_{yw}$  is yield stress of transverse reinforcement

$\alpha$  is the confinement effectiveness factor which may be estimated as:

- for rectangular sections:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s_h}{2b_o}\right) \left(1 - \frac{s_h}{2h_o}\right) \left(1 - \frac{\sum b_i^2/6}{b_o h_o}\right) \quad (7.4-34)$$

- for circular sections with circular hoops:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s_h}{2D_o}\right)^2 \quad (7.4-35)$$

- for circular sections with spiral reinforcement:

$$\alpha = \left(1 - \frac{s_h}{2D_o}\right) \quad (7.4-36)$$

where:

$s_h$  denotes the centerline spacing of stirrups,

$D_o, b_o, h_o$  are the confined core dimensions to

the centerline of the hoop,

- $b_i$  is the centerline spacing along the section perimeter of longitudinal bars (indexed by  $i$ ) engaged by a stirrup corner or a cross-tie.

Between yielding of the end section and the ultimate curvature there under cyclic loading, the yielding of the tension bars penetrates into their anchorage zone, increasing the fixed-end-rotation of the end due to slippage of longitudinal bars from their anchorage by:

$$\Delta\theta_{slip,u-y} = 5.5d_{bL}\varphi_u \quad (7.4-37)$$

For  $\varphi_u$ ,  $\varphi_y$  and  $\Delta\theta_{slip,u-y}$  determined as above, the “plastic hinge length”  $L_{pl}$  for cyclic loading may be estimated as:

- for beams, rectangular columns or walls and members of T-, H-, U- or hollow rectangular section:

$$L_{pl} = 0.2h \left[ 1 + \frac{1}{3} \min \left( 9; \frac{L_s}{h} \right) \right] \quad (7.4-38)$$

- for circular columns or piers with diameter  $D$ :

$$L_{pl} = 0.6D \left[ 1 + 0.15 \min \left( 9; \frac{L_s}{D} \right) \right] \quad (7.4-39)$$

With  $\theta_{u,m}^{pl}$  from Eqs. (7.4-18) to (7.4-38), the safety factor for its conversion to a characteristic value via Eq. (7.4-17) is  $\gamma_{Rd} = 2$ .

Two practically equivalent purely empirical expressions for beams, rectangular columns or walls and members of T-, H-, U- or hollow rectangular section, are

$$\theta_{u,m}^{pl} = \alpha_{st}^{pl} (1 - 0.4\alpha_{w,r}) \left( 1 - \frac{\alpha_{w,nr}}{4} \right) (0.25)^v$$

$$\left( \frac{\max(0.01; \omega_2)}{\max(0.01; \omega_1)} \right)^{0.3} f_c^{0.2} \left( \frac{L_s}{h} \right)^{0.35} 25^{\left( \frac{\alpha_{\rho_w f_{yw}}}{f_c} \right)}$$

$$1.275^{100\rho_d} \quad (7.4-40a)$$

$\theta_{u,m}^{pl}$  may be also estimated through purely empirical expressions, which have – or can extend to – a wider scope and are associated with smaller model uncertainty and lower values of the  $\gamma_{Rd}$  safety factor.



$$\theta_{u,m}^{pl} =$$

$$\alpha_{st}^{hbw} \left( 1 - 0.05 \max \left( 1.5; \min \left( 10; \frac{h}{b_w} \right) \right) \right)$$

$$(0.2)^v \left( \frac{\max(0.01; \omega_2) L_s}{\max(0.01; \omega_1) h} \right)^{\frac{1}{3}} f_c^{0.2} 25^{\left( \frac{\alpha \rho_w f_{yw}}{f_c} \right)}$$

$$1.225^{100 \rho_d} \quad (7.4-40b)$$

where  $\theta_{u,m}^{pl}$  is in rads,  $f_c$  in MPa, and:

$\alpha_{st}^{pl}$ ,  $\alpha_{st}^{hbw}$  are coefficients for the type of steel:

- for Class B, C or D steel:  
 $\alpha_{st}^{pl} = 0.0143$ ,  $\alpha_{st}^{hbw} = 0.017$ ;
- for Class A:  $\alpha_{st}^{pl} = 0.0069$ ,  
 $\alpha_{st}^{hbw} = 0.0073$ .

$\alpha_{w,r}$  is zero-one variable for rectangular walls:

- $\alpha_{w,r} = 1$  for rectangular walls;
- $\alpha_{w,r} = 0$  otherwise.

$\alpha_{w,m}$  is zero-one variable for non-rectangular sections:

- $\alpha_{w,m} = 1$  for members of T-, H-, U- or hollow rectangular section;
- $\alpha_{w,m} = 0$  for rectangular members.

$$v = N/bhf_c$$

where:

$b$  is width of compression zone;

$N$  is axial force, positive for compression;

$\omega_1 = (\rho_1 f_{y1} + \rho_v f_{yv})/f_c$  is mechanical reinforcement ratio for the entire

tension zone,  
including the  
tension chord  
(index 1) and the  
web longitudinal  
bars (index v);

$\omega_2 = \rho_2 f_{y2} / f_c$  is mechanical  
reinforcement ratio for the  
compression zone;

$L_s/h = M/Vh$  is shear-span-to-depth ratio  
at the section of maximum  
moment;

$\alpha$  is confinement effectiveness factor  
from Eq. (7.4-34);

$\rho_w = A_{sh}/b_w s_h$  is ratio of transverse steel  
parallel to the plane of  
bending;

$\rho_d$  is steel ratio of diagonal bars (if  
any) in each diagonal direction of  
the member;

$b_w$  is width of one web, even in cross-  
sections with two or more parallel  
webs.

With  $\theta_{u,m}^{pl}$  from these expressions, the  
safety factor for its conversion to  
characteristic value via Eq. (7.4-27) is  
 $\gamma_{Rd} = 1.75$ .

For prestressed components with bonded  
tendons Eq. (7.4-40) and Eq. (7.4-41) may  
be applied (as a matter of fact, they are  
safe-sided), if the prestressing tendons  
are included in the calculation of  $\omega_1$  and  
 $\omega_2$  and the prestressing force in N.

**1.2. Απόσπασμα του Structural Concrete Building Code 318M-11 (ACI) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα**

**CODE**

**21.6.4.4** – The amount of transverse reinforcement required in (a) or (b) shall be provided unless a larger amount is required by 21.6.5.

- (a) The volumetric ratio of spiral or circular hoop reinforcement,  $\rho_s$ , shall not be less than required by Eq. (21-3)

$$\rho_s = 0.12 f'_c / f_{yt} \quad (21-3)$$

and shall not be less than required by Eq. (10-5).

- (b) The total cross-sectional area of rectangular hoop reinforcement,  $A_{sh}$ , shall not be less than required by Eq. (21-4) and (21-5)

$$A_{sh} = 0.3 \frac{s b_c f'_c}{f_{yt}} \left[ \left( \frac{A_g}{A_{ch}} \right) - 1 \right] \quad (21-4)$$

$$A_{sh} = 0.09 \frac{s b_c f'_c}{f_{yt}} \quad (21-5)$$

**COMMENTARY**

**R.21.6.4.4** – The effect of helical (spiral) reinforcement and adequately configured rectilinear hoop reinforcement on strength and ductility of columns is well established.<sup>21.26</sup>

While analytical procedures exist for calculation of strength and ductility capacity of columns under axial and moment reversals,<sup>21.27</sup> the axial load and deformation demands during earthquake loading are not known with sufficient accuracy to justify calculation of required transverse reinforcement as a function of design earthquake demands. Instead, Eq. (10-5) and (21-4) are required, with the intent that spalling of shell concrete will not result in a loss of axial load strength of the column. Equations (21-3) and (21-5) govern for large-diameter columns, and are intended to ensure adequate flexural curvature capacity in yielding regions.

Equations (21-4) and (21-5) are to be satisfied in both cross-sectional directions of the rectangular core. For each direction,  $b_c$  is the core dimension perpendicular to the tie legs that constitute  $A_{sh}$ , as shown in Fig. R21.6.4.2.

Research results indicate that yield strengths higher than those specified in 11.4.2 can be used effectively as confinement reinforcement. A  $f_{yt}$  of 700 MPa is permitted in Eq. (21-3), (21-4), and (21-5) where ASTM A1035M is used as confinement reinforcement.

### 1.3 Απόσπασμα του Standard Specifications for Concrete Structures JGC-15 2007 (JSCE) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

**Standard methods > Part 5: General structural details > Chapter 12: Re-bar arrangement in rigid frame > [Commentary] (2)** Shear reinforcement in a beam or column of a rigid-frame structure required for checking should be arranged throughout the length of the member. In the element at the end of the member or at other locations where a plastic hinge is formed, transverse restraining reinforcement should be arranged to control the buckling of the longitudinal reinforcement. Stirrups for beams or ties for columns are arranged as shear and transverse confining reinforcement, respectively. At the columns and beams of rigid frame bridges, large moments and shear forces occur at the same time during earthquakes, and moreover they act to the columns and beams in alternate directions, so it often results in intersected diagonal cracks of members. In cases where inadequate shear reinforcement is arranged, cracks rapidly cause failure. In order to increase ductility near the connection, therefore, adequate ties or stirrups should be arranged effectively. Especially, sufficient lateral ties shall preferably be provided near the upper portion of the column because construction joints for successive pours are often provided there, resulting in a decrease of strength of concrete due to bleeding and so forth. Especially for the columns, the ratio of lateral ties to be provided in the region from the under part of the beam haunch, of the connection with column and beam, shall preferably be not less than 0.25%, and the spacing of lateral ties shall preferably be not greater than 1/4 of the minimum size of member (See Fig. C12.12). And also, the ratio of lateral ties to be provided from the top of footing to the upper point on column, shall preferably be not less than 0.2%. In the range of beam, the quantity of stirrups shall preferably be not less than 0.2% or 1.2 times the value obtained through calculations, whichever is larger. And also, the maximum spacing of lateral ties shall preferably be not greater than 1/4 of the effective height of member. The same volume of reinforcement steel should be arranged also in the connection for the anchorage of primary reinforcement and for the reinforcement of the joint.

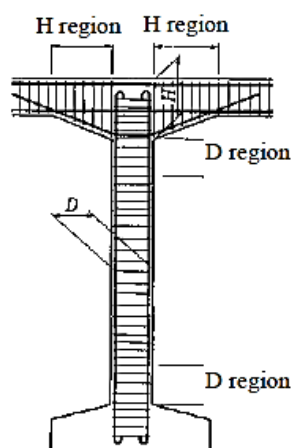


Fig. C12.12 Reinforcement arrangement at inter support of rigid frame structure

## 2 Αποκατάσταση ανεπαρκών μηκών παράθεσης ράβδων οπλισμού

### 2.1 Απόσπασμα του Model Code 2010 (fib) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Only one of the additional components may be considered to contribute to anchorage at a particular location.

Note that the resistance of two components acting in combination will generally be less than the sum of their resistances determined individually. The rules provided here make allowance for interaction effects.

Anchorage at support reactions and under concentrated loads may be considered to be subject to transverse compression.

As straight bars are less effective than links in restraining splitting a higher bar spacing is required.

### 6.1.3 Anchorage and lapped joints of reinforcement

Reinforcement may be anchored by bond alone, or by a combination of bond along the straight portion of a bar together with a resistance provided by one of:

- a hook or bend (but only for bars in tension);
- welded transverse bar(s);
- a head welded to the end of the bar;
- bearing of the end of the bar on the concrete (only for bars in compression).

Lapped joints may alternatively be made by welding or by mechanical couplers.

#### 6.1.3.1 Minimum detailing requirements

Minimum anchorage lengths are specified in subclause 6.1.3.4, in Eq. (6.1-26). Minimum lap lengths are specified in subclause 6.1.3.7, in Eq. (6.1-29).

Minimum cover is equal to one bar diameter. For anchorage of a bundle, minimum cover is the equivalent diameter of the bundle, Eq. (6.1-32).

Clear spacing  $c_{s,min}$  between bars confined by links shall be at least two times bar diameter except in zones subject to transverse compression, where the minimum clear spacing may be reduced to one bar diameter. In walls and slabs where confining reinforcement comprises straight bars clear spacing  $c_{s,min}$  shall be at least three times bar diameter, except in zones subject to transverse compression, where

Minimum transverse reinforcement at laps and anchorages is to be provided to restrain a brittle mode of failure. Reinforcement provided for other purposes (e.g. for shear resistance) may be included in computation of  $\Sigma A_{st}$ .

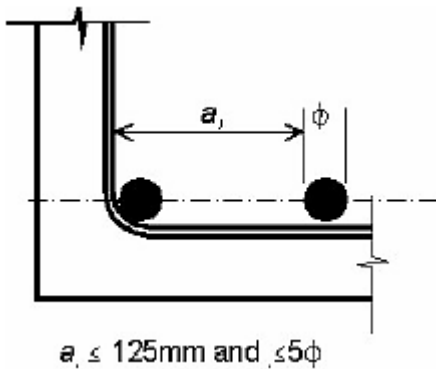


Figure 6.1-9: Confinement of beam and column bars by links

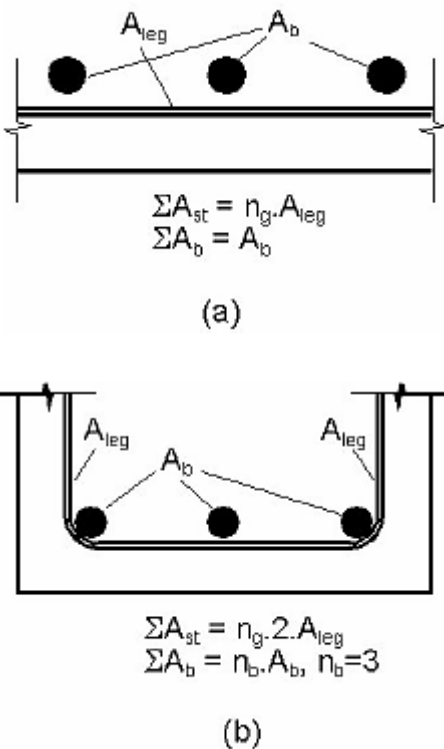


Figure 6.1-10: Calculation of minimum reinforcement: examples

the minimum clear spacing may be reduced to one bar diameter.

Unless the bond zone is subjected to transverse compression, a minimum quantity of transverse reinforcement is to be provided within the anchorage or lap length.

Where the diameter  $\phi$  of the anchored bars is less than 20 mm and concrete is of Grade C60/75 or below, transverse reinforcement or links provided for other reasons may be assumed sufficient to satisfy minimum requirements for confining reinforcement without further justification.

In other circumstances, Eq. (6.1-17) should be satisfied. In beams and columns, no lapped or anchored bar should be further than the lesser of  $5\phi$  or 125 mm from a leg of a link which lies perpendicular to the plane passing through the bar axes, Figure 6.1-9.

$$\Sigma A_{st} \geq \alpha_t \cdot \alpha_1 \cdot \Sigma A_b \quad (6.1-17)$$

where for confinement by straight bars,  $\Sigma A_b$  is the area of a single bar, (Figure 6.1-10a), or  $\Sigma A_b =$  the total cross sectional area of all bars lapped or anchored at the section where confinement is provided by links, (Figure 6.1-10b).

$$\Sigma A_{st} = n_g \cdot n_t \cdot A_{st} \quad (6.1-18)$$

$n_g$  is the number of items of confining reinforcement within the bond length

$n_t = 1$  for straight transverse reinforcement (Figure 6.1-10a), or

$n_t =$  the number of legs of links crossing a potential splitting failure surface at a section (Figure 6.1-10b)

$A_{st}$  is the cross sectional area of one leg of a confining bar

For ribbed bars in a 'good' casting position, reinforcement stress  $f_{stm}$  is derived from the semi-empirical expression of Eq. (6.1-19), which has been calibrated using results from over 800 tests.

$$f_{stm} = 54 \left( \frac{f_{cm}}{25} \right)^{0.25} \left( \frac{25}{\emptyset} \right)^{0.2} \left( \frac{l_b}{\emptyset} \right)^{0.55} \left[ \left( \frac{c_{min}}{\emptyset} \right)^{0.33} \left( \frac{c_{max}}{c_{min}} \right)^{0.1} + k_m K_{tr} \right] \quad (6.1-19)$$

with  $f_{stm} \leq f_y$  and  $f_{stm} \leq 2.5\sqrt{f_c}4(l_b/\emptyset)$  or  $f_{stm} \leq 1.25\sqrt{f_c}4(l_b/\emptyset)$  in good and poor bond conditions respectively.

Eq. (6.1-19) is valid for  $15 \text{ MPa} < f_{cm} < 110 \text{ MPa}$ ,  $0.5 < c_{min}/\emptyset < 3.0$ ,  $1.0 < c_{max}/c_{min} < 5.0$  and  $K_{tr} < 0.05$ . The parameters are defined in Eq. (6.1-5).

$f_{stm}$  is a mean value, and may not be directly used in design.

Eq. (6.1-19) has been derived from tests on bars with a relative rib area  $f_r$  within the range 0.05 - 0.14. Other rib patterns may be capable of developing higher bond

$\alpha_t = 0.5$  for bars up to and including size 25

$\alpha_t = 1.0$  for bars of size 50

$\alpha_t = 0$  for distribution reinforcement in walls and slabs

Linear interpolation may be used to determine  $\alpha_t$  for intermediate sizes.

$\alpha_1 = A_{s,cal}/A_{s,ef}$  for anchorages zones subject to transverse compression,  $A_{s,cal}$  is the calculated area of reinforcement required by the design and  $A_{s,ef}$  is the area of reinforcement provided

$\alpha_1 = 1.0$  in other circumstances

### 6.1.3.2 Basic bond strength

Bond strength  $f_{bd,0}$  is considered as an average stress on the nominal surface of a straight length of bar over the bond length  $l_b$ . The basic bond strength  $f_{bd,0}$  is:

$$f_{bd,0} = \eta_1 \eta_2 \eta_3 \eta_4 (f_{ck}/25)^{0.5} / \gamma_c \quad (6.1-20)$$

where:

$\eta_1$  is a coefficient taken as 1.75 for ribbed bars (included galvanised and stainless reinforcement), 1.4 for fusion bonded epoxy coated ribbed bars and 0.90 for plain surface bars.

$\eta_2$  represents the casting position of the bar during concreting:  $\eta_2 = 1.0$  when good bond conditions are obtained, as for:

- all bars with an inclination of  $45^\circ$  -  $90^\circ$  to the horizontal during concreting and
- all bars with an inclination less than  $45^\circ$  to the horizontal which are up to 250 mm from the bottom or at least 300 mm from the top of the concrete layer during concreting (but see also 'special circumstances' section later).

strengths. The appropriate  $\eta_1$  value should be calibrated from tests.

The basic design bond strength expression Eq. (6.1-20) has been derived from Eq. (6.1-19) as follows:

- a) A characteristic strength expression is obtained by altering the lead coefficient of 54 in the mean strength expression of Eq. (6.1-19) to 41 through analysis of the statistical accuracy of the expression.
- b) Eq. (6.1-19) is rearranged to allow bond length  $l_b$  to develop design strength of reinforcement  $f_{yd} = f_{yk}/\gamma_c$  to be determined.
- c) The basic bond strength  $f_{bd,0}$  is then obtained by setting the part of Eq. (6.1-19) in square brackets to a value of 1.0 and dividing bar force  $f_{yd} \cdot A_s$  by  $\pi\phi l_b$ , the nominal bar surface over which  $f_{yd}$  is developed.
- d) Values for cover and confining reinforcement corresponding to minimum detailing requirements are inserted, and indices and coefficients rounded to more convenient values.

More detailed background information may be found in Structural Concrete, Journal of the fib, "Derivation of design rules for embedded reinforcement in the Model Code 2010" (to be published).

Bond of bars that are not in a 'good' casting position may be impaired by consolidation of the fluid concrete under the bar. Greater reductions in bond strength tend to be measured in deeper pours. Measures to minimize plastic settlement cracking will also be effective in minimizing the reduction in bond where the casting position is not classified as 'good'. The coefficient proposed for  $\eta_2$  lies towards the

$\eta_2 = 0.7$  for all other cases where ribbed bars are used, or

$\eta_2 = 0.5$  where plain bars are used

$\eta_3$  represents the bar diameter.

$$\eta_3 = 1.0 \text{ for } \phi \leq 25 \text{ mm}$$

$$\eta_3 = (25/\phi)^{0.3} \text{ for } \phi > 25 \text{ mm } (\phi \text{ in mm})$$

$\eta_4$  represents the characteristic strength of steel reinforcement being anchored or lapped.

$$\eta_4 = 1.0 \text{ for } f_{yk} = 500 \text{ MPa}$$

$$\eta_4 = 1.2 \text{ for } f_{yk} = 400 \text{ MPa}$$

$$\eta_4 = 0.85 \text{ for } f_{yk} = 600 \text{ MPa}$$

$$\eta_4 = 0.75 \text{ for } f_{yk} = 700 \text{ MPa}$$

$$\eta_4 = 0.68 \text{ for } f_{yk} = 800 \text{ MPa}$$

Intermediate values may be obtained by interpolation.

The partial safety coefficient for bond  $\gamma_{cb}$  is taken as 1.5.



conservative end of the range of values measured in laboratory tests.

Confinement from cover, transverse reinforcement and transverse pressure in excess of that specified in 6.1.3.1 has a beneficial influence on bond strength. Conversely, lower cover, lesser confinement from secondary reinforcement and transverse tension reduce bond strength.

Confinement from transverse pressure initially has a strongly beneficial influence on bond strength where it restrains a splitting failure mode. Once confinement is sufficient to restrain splitting, the rate of increase reduces. It will usually be beneficial to include the influence of transverse pressure when considering anchorage of reinforcement in deep beams and corbels.

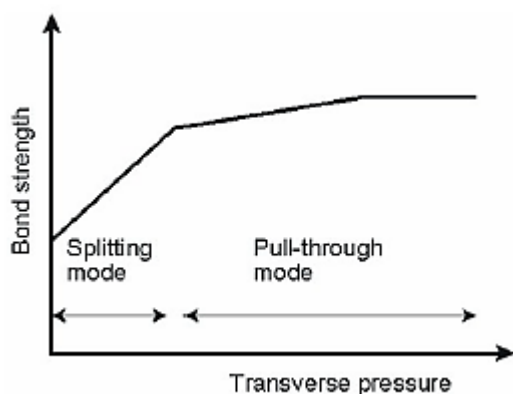


Figure 6.1-11: Influence of transverse pressure

Tensions generated by the anchorage of the bar itself should not be included as 'transverse tension' here.

### 6.1.3.3 Design bond strength

The design ultimate bond strength  $f_{bd}$  of ribbed bars may be modified from the basic value where concrete cover, bar spacing of transverse reinforcement differ from their respective minima as stated in 6.1.3.1, where the bar is subjected to transverse compression or where cracking parallel to the bar axes occurs.

$$f_{bd} =$$

$$(\alpha_2 + \alpha_3)f_{bd,0} - 2p_{tr} \geq 2.0f_{bd,0} - 0.4p_{tr} \geq 1.5/\gamma_{cb}\sqrt{f_{ck}} \quad (6.1.-21)$$

where:

$\alpha_2$  and  $\alpha_3$  represent the influence of passive confinement from cover ( $\alpha_2$ ) and from transverse reinforcement ( $\alpha_3$ ). Provided minimum detailing provisions in 6.1.3.1 are satisfied,  $\alpha_2$  and  $\alpha_3$  may conservatively be taken as 1.0.

$p_{tr}$  is the mean compression stress perpendicular to the potential splitting failure surface at the ultimate limit state; where transverse compression perpendicular to the bar axis acts over a portion of the bond length, bond strength may be increased over the portion.  $p_{tr}$  is negative when transverse stress is compressive.

#### Transverse tension

Transverse tensile stress reduces bond strength. Good detailing practice will provide transverse reinforcement to resist tension perpendicular to potential splitting failure planes. No reduction need be

Cover parameters  $c_{max}$  and  $c_{min}$  are shown in Figure 6.1-2. Parameter  $c_{s,min}$  is specified in subclause 6.1.3.1.

Reinforcement provided for other purposes (e.g. for shear resistance) may be included in computation of  $K_{tr}$ .

The factor  $\alpha_t/50$  in Eq. (6.1-23) approximates the minimum transverse reinforcement according to 6.1.3.1, and results in a conservative value for  $\alpha_3$ .  $\alpha_t$  is defined in 6.1.3.1.

At least 1 item of transverse reinforcement should be positioned within a lap length no further than 50 mm from the end of the bar, Figure (6.1-12). This requirement should be observed even if  $\alpha_3$  is conservatively taken as 1.0. Other items of transverse reinforcement should be spaced evenly throughout the lap length.

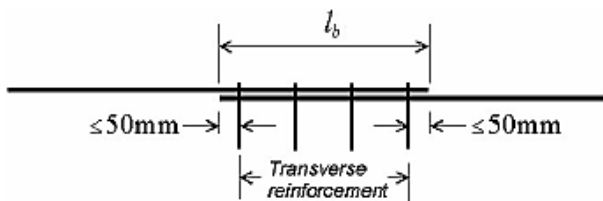


Figure 6.1-12: Location of links near ends of lap

considered, however, provided additional transverse reinforcement is provided to resist the applied transverse force. Otherwise the reduction may be conservatively be taken as linearly proportional to  $p_{tr}/f_{ct*}$ .

#### Passive confinement from cover: straight reinforcing bars

Ribbed bars:

$$\alpha_2 = (c_{min}/\emptyset)^{0.5} \cdot (c_s/2c_{min})^{0.15} \quad (6.1-22a)$$

Epoxy coated bars:

$$\alpha_2 = (c_{min}/\emptyset)^{0.7} \cdot (c_s/2c_{min})^{0.15} \quad (6.1-22b)$$

$$0.5 \leq c_{min}/\emptyset \leq 3, c_s/2c_{min} \leq 5$$

$\alpha_2$  is taken as 1.0 for plain surface bars.

#### Passive confinement from transverse reinforcement

$$\alpha_3 = k_d(K_{tr} - \alpha_t/50) \geq 0.0, K_{tr} \leq 0.05 \quad (6.1-23)$$

where:

$K_{tr} = n_t A_{st} / (n_b \emptyset s_t)$  is the density of transverse reinforcement

$n_t$  is the number of legs of confining reinforcement crossing a potential splitting failure surface at a section

$A_{st}$  is the cross sectional area of one leg of a confining bar ( $\text{mm}^2$ )

$s_t$  is the longitudinal spacing of confining reinforcement (mm)

$n_b$  is the number of anchored bars or pairs of lapped bars in the potential splitting failure surface

$\emptyset$  is the diameter of the anchored bar or of the smaller of a pair of lapped bars (mm)

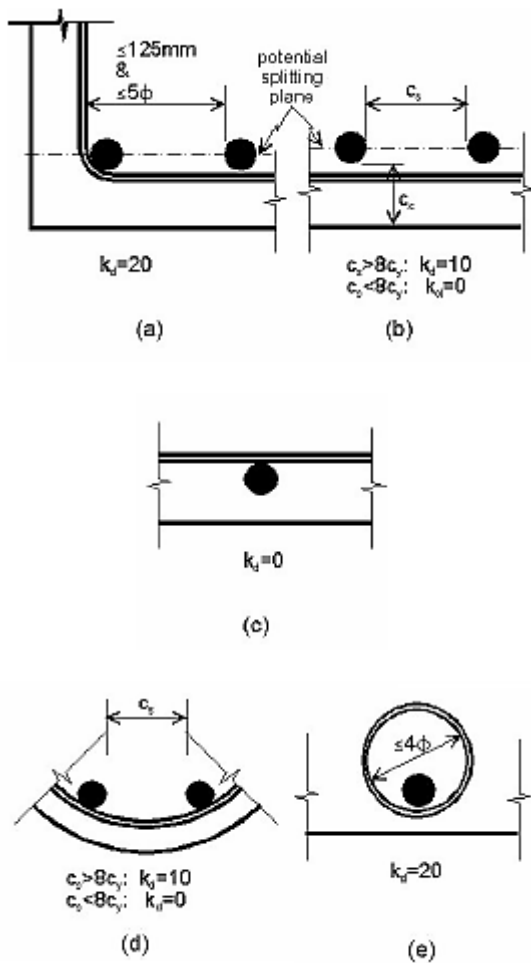


Figure 6.1-13: Transverse reinforcement factor  $k_d$

Bond length  $l_b$  is measured to the end of a straight bar or to the outside of a hook or bend.

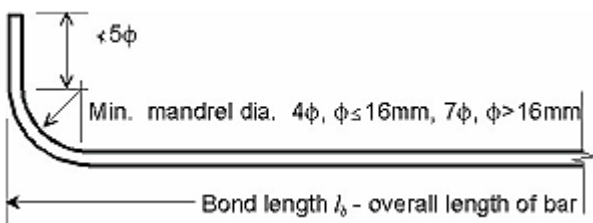


Figure 6.1-14: Bond length, bar terminating in hook or bend

$k_d$  is an effectiveness factor dependent of the reinforcement detail, Figure 6.1-13.

$k_d = 20$  where the legs of a link are perpendicular to the splitting plane provided no anchored bar or pair of lapped are further than either  $5\phi$  or 125 mm from where the leg crosses the splitting plane, Figure 6.1-13a

$k_d = 20$  where an individual bar or pair of lapped bars are wholly confined within a helix of internal diameter not exceeding 4 times the diameter of the lapped or anchored bar, Figure 6.1-13e

$k_d = 10$  where bars are confined by straight bars or helix within the cover thickness, provided clear spacing between main bars is at least 8 times cover. (Figures 6.1-13b and 6.1-13d)

$k_d = 0$  in other circumstances

### 6.1.3.4 Design anchorage length

The stress in reinforcement to be anchored by bond over the distance  $l_b$ , Figure 6.1-14, is:

$$\sigma_{sd} = \alpha_1 f_{yd} - (F_h/A_b) \quad (6.1-24)$$

where:

$F_h$  is the force developed by the other measures listed in 6.1.3.  $F_h = 0$  in the case of straight tension bars

$A_b$  is the cross sectional area of the bar considered

$\alpha_1$  is defined in 6.1.3.1

The design anchorage length  $l_b$  may be calculated from:

$$l_b = \frac{\sigma_{sd}}{4f_{bd}} \geq l_{b,min} \quad (6.1-25)$$

Minimum anchorage length:

$$l_{b,min} > \max\{0.3 \sigma_{sd} / 4f_{bd}; 10\emptyset; 100 \text{ mm}\} \quad (6.1-26)$$

### 6.1.3.7 Laps of bars in tension

Lapped joints should be located away from regions of high stress whenever possible. If this is not possible, particular attention should be paid to ensuring robustness of the joint by confining reinforcement.

Recent research demonstrates the  $\alpha_6$  factor provided in MC90 for the proportion of bars lapped at a section to be invalid.

Where bars are lapped in regions of low stress, for example in the vicinity of points of contraflexure in continuous beams, the lap will never be required to develop yield under normal loading conditions, although it might be required to do so under accidental loadings for which a lower partial safety factor would be appropriate. The factor  $\alpha_4$  is intended to allow for a lower partial safety factor of  $\gamma_{cb} = 1.0$  in such circumstances.

The design lap length may be calculated from:

$$l_b = \alpha_4 \frac{\sigma_{sd}}{4f_{bd}} \geq l_{b,min} \quad (6.1-28)$$

where:

$\alpha_4$  may be taken as 0.7 where the calculated stress in reinforcement at the ultimate limit state throughout the lap length does not exceed 50% of the characteristic strength of the reinforcement, or no more than 34% of bars are lapped at the section, otherwise  $\alpha_4 = 1.0$ .

Minimum lap length:

$$l_{b,min} > \max\left\{0.7 \frac{\sigma_{sd}}{4f_{bd}}; 15\emptyset; 200 \text{ mm}\right\} \quad (6.1-29)$$

## 2.2 Απόσπασμα του Structural Concrete Building Code 318M-11 (ACI) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

### CODE

#### 12.1 – Development of reinforcement - General

**12.1.1** – Calculated tension or compression in reinforcement at each section of structural concrete members shall be developed on each side of that section by embedment length, hook, headed deformed bar or mechanical device, or a combination thereof. Hooks and heads shall not be used to develop bars in compression.

**12.1.2** – The values of  $\sqrt{f'_c}$  used in this chapter shall not exceed 8.3 MPa.

**12.1.3** – In addition to requirements in this chapter that affect detailing of reinforcement, structural integrity requirements of 7.13 shall be satisfied.

### COMMENTARY

#### R12.1 – Development of reinforcement - General

The development length concept for anchorage of reinforcement was first introduced in the 1971 Code, to replace the dual requirements for flexural bond and anchorage bond contained in earlier editions. It is no longer necessary to consider the flexural bond concept, which placed emphasis on the computation of nominal peak bond stresses. Consideration of an average bond resistance over a full development length of the reinforcement is more meaningful, partially because all bond tests consider an average bond resistance over a length of embedment of the reinforcement, and partially because uncalculated extreme variations in local bond stresses exist near flexural cracks.<sup>12.1</sup>

The development length concept is based on the attainable average bond stress over the length of embedment of the reinforcement. Development lengths are required because of the tendency of highly stressed bars to split relatively thin sections of restraining concrete. A single bar embedded in a mass of concrete should not require as great a development length; although a row of bars, even in mass concrete, can create a weakened plane with longitudinal splitting along the plane of the bars.

In application, the development length concept requires minimum lengths or extensions of reinforcement beyond all points of peak stress in the reinforcement. Such peak stresses generally occur at the points in 12.10.2.

Structural integrity requirements of 7.13 may control detailing of reinforcement at splices and terminations. The strength reduction factor  $\phi$  is not used in the development length and lap splice equations. An allowance for strength reduction is already included in the expressions for determining

## CODE

## COMMENTARY

## 12.2 – Development of deformed bars and deformed wire in tension

**12.2.1** – Development length for deformed bars and deformed wire in tension,  $l_d$ , shall be determined from either 12.2.2 or 12.2.3 and applicable modification factors of 12.2.4 and 12.2.5, but  $l_d$  shall not be less than 300 mm.

**12.2.2** – For deformed bars or deformed wire,  $l_d$  shall be as follows:

Spacing and cover	No. 19 and smaller bars and deformed wires	No. 22 and larger bars
Clear spacing of bars or wires being developed or spliced not less than $d_b$ , clear cover not less than $d_b$ , and stirrups or ties throughout $l_d$ not less than the Code minimum or Clear spacing of bars or wires being developed or spliced not less than $2d_b$ and clear cover not less than $d_b$	$\left(\frac{f_y \psi_t \psi_e}{2.1 \lambda \sqrt{f'_c}}\right) d_b$	$\left(\frac{f_y \psi_t \psi_e}{1.7 \lambda \sqrt{f'_c}}\right) d_b$
Other cases	$\left(\frac{f_y \psi_t \psi_e}{1.4 \lambda \sqrt{f'_c}}\right) d_b$	$\left(\frac{f_y \psi_t \psi_e}{1.1 \lambda \sqrt{f'_c}}\right) d_b$

**12.2.3** – For deformed bars or deformed wire,  $l_d$  shall be

development and splice lengths. Units of measurement are given in the Notation to assist the user and are not intended to preclude the use of other correctly applied units for the same symbol, such as m or kN.

From a point of peak stress in reinforcement, some length of reinforcement or anchorage is necessary to develop the stress. This development length or anchorage is necessary on both sides of such peak stress points. Often the reinforcement continues for a considerable distance on one side of a critical stress point so that calculations need involve only the other side, for example, the negative moment reinforcement continuing through a support to the middle of the next span.

## R12.2 – Development of deformed bars and deformed wire in tension

The general development length equation (Eq. (12-1)) is given in 12.2.3. The equation is based on the expression for development length previously endorsed by Committee 408.<sup>12.2, 12.3</sup> In Eq. (12-1),  $c_b$  is a factor that represents the smallest of the side cover, the cover over the bar or wire (in both cases measured to the center of the bar or wire), or one-half the center-to-center spacing of the bars or wires.  $K_{tr}$  is a factor that represents the contribution of confining reinforcement across potential splitting planes.  $\psi_t$  is the traditional reinforcement location factor to reflect the adverse effects of the top reinforcement casting position.  $\psi_e$  is a coating factor reflecting the effects of epoxy coating. There is a limit on the product  $\psi_t \psi_e$ . The reinforcement size factor  $\psi_s$  reflects the more favorable performance of smaller-diameter reinforcement. In 2008, a revision was made to the  $\lambda$  term which is essentially the inverse of the  $\lambda$  used previously in Chapter 12. A limit of 2.5 is placed on the term  $(c_b + K_{tr})/d_b$ . When  $(c_b + K_{tr})/d_b$  is less than 2.5, splitting failures are likely to occur. For values above 2.5, a pullout failure is expected and an increase in cover or transverse reinforcement is unlikely to increase the anchorage capacity.

## CODE

$$l_d = \left( \frac{f_y}{1.1\lambda\sqrt{f'_c}} \frac{\psi_t\psi_e\psi_s}{\left(\frac{c_b+K_{tr}}{d_b}\right)} \right) d_b \quad (12-1)$$

in which the confinement term  $(c_b + K_{tr})/d_b$  shall not be taken greater than 2.5, and

$$K_{tr} = \frac{40A_{tr}}{sn} \quad (12-2)$$

where  $n$  is the number of bars or wires being spliced or developed along the plane of splitting. It shall be permitted to use  $K_{tr} = 0$  as a design simplification even if transverse reinforcement is present.

## COMMENTARY

Equation (12-1) includes the effects of all variables controlling the development length. Terms in Eq. (12-1) may be disregarded when such omission results in longer and hence, more conservative, development lengths.

The provisions of 12.2.2 and 12.2.3 give a two-tier approach. The user can either calculate  $l_d$  based on the actual  $(c_b + K_{tr})/d_b$  (12.2.3) or calculate  $l_d$  using 12.2.2, which is based on two preselected values of  $(c_b + K_{tr})/d_b$ .

Section 12.2.2 recognizes that many current practical construction cases utilize spacing and cover values along with confining reinforcement, such as stirrups or ties, that result in a value of  $(c_b + K_{tr})/d_b$  of at least 1.5. Examples include a minimum clear cover of  $d_b$ , along with either minimum clear spacing of  $2d_b$ , or a combination of minimum clear spacing of  $d_b$  and minimum ties or stirrups. For these frequently occurring cases, the development length for larger bars can be taken as  $l_d = [f_y\psi_t\psi_e/(1.7\lambda\sqrt{f'_c})]d_b$ . In the development of ACI 318-95, a comparison with past provisions and a check of a database of experimental results maintained by ACI Committee 408<sup>12.2</sup> indicated that for No. 19 deformed bars and smaller, as well as for deformed wire, the development lengths could be reduced 20 percent using  $\psi_s = 0.8$ . This is the basis for the middle column of the table 12.2.2. With less cover and in the absence of minimum ties or stirrups, the minimum clear spacing limits of 7.6.1 and the minimum concrete cover requirements of 7.7 result in minimum values of  $c_b$  equal to  $d_b$ . Thus, for “other cases”, the values are based on using  $(c_b + K_{tr})/d_b = 1.0$  in Eq. (12-1).

The user may easily construct simple, useful expressions. For example, in all structures with normalweight concrete ( $\lambda = 1.0$ ), uncoated reinforcement ( $\psi_e = 1.0$ ), No. 22 or larger bottom bars with  $f'_c = 28 \text{ MPa}$  and Grade 420 reinforcement, the equations reduce to

## CODE

## COMMENTARY

$$l_d = \frac{(420)(1.0)(1.0)}{1.7(1.0)\sqrt{28}} d_b = 47d_b$$

or

$$l_d = \frac{(420)(1.0)(1.0)}{1.1(1.0)\sqrt{28}} d_b = 72d_b$$

Thus, as long as minimum cover of  $d_b$  is provided along with a minimum clear spacing of  $2d_b$ , or a minimum clear cover of  $d_b$  and a minimum clear spacing of  $d_b$  are provided along with minimum ties or stirrups, then  $l_d = 47d_b$ . The penalty for spacing bars closer or providing less cover is the requirement that  $l_d = 72d_b$ .

Many practical combinations of side cover, clear cover, and confining reinforcement can be used with 12.2.3 to produce significantly shorter development lengths than allowed by 12.2.2. For example, bars or wires with minimum clear cover not less than  $2d_b$  and minimum clear spacing not less than  $4d_b$  and without any confining reinforcement would have a  $(c_b + K_{tr})/d_b$  value of 2.5 and would require a development length of only  $28d_b$  for the example above.

Before ACI 318-08, Eq. (12-2) for  $K_{tr}$  included the yield strength of transverse reinforcement. The current expression includes only the area and spacing of the transverse reinforcement and the number of wires or bars being developed or lap spliced because tests demonstrate that transverse reinforcement rarely yields during a bond failure.<sup>12.4</sup>

**12.2.4** – The factors used in the expressions for development of deformed bars and deformed wires in tension in 12.2 are as follows:

- (a) Where horizontal reinforcement is placed such that more than 300 mm of fresh concrete is cast below the development length or splice,  $\psi_t = 1.3$ . For other situations,  $\psi_t = 1.0$ .

**R12.2.4** – The reinforcement location factor  $\psi_t$  accounts for position of the reinforcement in freshly placed concrete. The factor was reduced to 1.3 in the 1989 Code to reflect research.<sup>12.5, 12.6</sup>

The factor  $\lambda$  for lightweight concrete was made the same for all types of lightweight aggregates in the 1989 Code. Research on hooked bar anchorages did not support the variations in previous Codes for all-lightweight and sand-lightweight concrete and a single value, 1.3 (used at that time as a multiplier in the numerator of development length



## CODE

- (b) For epoxy-coated bars, zinc and epoxy dual-coated bars, or epoxy-coated wires with cover less than  $3d_b$ , or clear spacing less than  $6d_b$ ,  $\psi_e = 1.5$ . For all other epoxy-coated bars, zinc and epoxy dual-coated bars, or epoxy-coated wires,  $\psi_e = 1.2$ . For uncoated and zinc-coated reinforcement,  $\psi_e = 1.0$ .

However, the product  $\psi_s \psi_e$  need not be greater than 1.7.

- (c) For No. 19 and smaller bars and deformed wires,  $\psi_s = 0.8$ . For No. 22 and larger bars,  $\psi_s = 1.0$ .
- (d) Where lightweight concrete is used,  $\lambda$  shall not exceed **0.75** unless  $f_{ct}$  is specified (see 8.6.1). Where normalweight concrete is used,  $\lambda = 1.0$ .

### 12.2.5 – Excess reinforcement

Reduction in  $l_d$  shall be permitted where reinforcement in a flexural member is in

## COMMENTARY

equations), was selected. A unified definition of  $\lambda$  was adopted in the 2008 Code. Because a single definition of  $\lambda$  is now used in the Code, the term  $\lambda$  has been moved from the numerator to the denominator in the development length equations ( $1/0.75 = 1.33$ ). Section 12.2.4 allows a higher factor to be used when the splitting tensile strength of the lightweight concrete is specified. See 5.1.4.

Studies 12.7-12.9 of the anchorage of epoxy-coated bars show that bond strength is reduced because the coating prevents adhesion and friction between the bar and the concrete. The factors reflect the type of anchorage failure likely to occur. When the cover or spacing is small, a splitting failure can occur and the anchorage or bond strength is substantially reduced. If the cover and spacing between bars is large, a splitting failure is precluded and the effect of the epoxy coating on anchorage strength is not as large. Studies<sup>12.10</sup> have shown that although the cover or spacing may be small, the anchorage strength may be increased by adding transverse steel crossing the plane of splitting, and restraining the splitting crack.

Because the bond of epoxy-coated bars or zinc and epoxy dual-coated bars is already reduced due to the loss of adhesion between the bar and the concrete, an upper limit of 1.7 is established for the product of the factors for top reinforcement and epoxy-coated reinforcement or zinc and epoxy dual-coated reinforcement.

Although there is no requirement for transverse reinforcement along the tension development or splice length, recent research<sup>12.11, 12.12</sup> indicates that in concrete with very high compressive strength, brittle anchorage failure occurred in bars with inadequate transverse reinforcement. In splice tests of No. 25 and No. 36 bars in concrete with an  $f'_c$  of approximately 105 MPa, transverse reinforcement improved ductile anchorage behavior.

### R12.2.5 – Excess reinforcement

The reduction factor based on area is not to be used in those cases where anchorage development

**CODE**

excess of that required by analysis except where anchorage or development for  $f_y$  is specifically required or the reinforcement is designed under provisions of 21.1.1.6.

$$A_{s,required}/A_{s,provided}$$

**COMMENTARY**

for full  $f_y$  is required. For example, the excess reinforcement factor does not apply for development of positive moment reinforcement at supports according to 12.11.2, for development of shrinkage and temperature reinforcement according to 7.12.2.3, or for development of reinforcement provided according to 7.13 and 13.3.8.5.

**2.3 Απόσπασμα του Standard Specifications for Concrete Structures JGC-15 2007 (JSCE) βάσει του οποίου έγινε η προσομοίωση > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα**

**13.6.1 Development of reinforcement - General**

**(1) In order to achieve their full strength, reinforcing bars shall be firmly anchored in concrete so that the bar ends are not pulled out of the concrete.**

**(2) Ends of the reinforcing bars shall be sufficiently embedded into concrete by the matter shown as below.**

**(i) Bars are developed through bond stress between the reinforcement and the concrete.**

**(ii) Bars are developed by provision of a hook.**

**(iii) Bars are developed by suitable mechanical device.**

**(3) If the method described by Item (2) (i) or (ii) is used, basically the shapes of standard hooks shall be in accordance with Section 13.6.2, and the development length shall be calculated in accordance with Section 13.6.3, and the bar ends shall be anchored taking into consideration the type of structure or member, the state of loading, arrangement of reinforcement, the state of stress at the anchoring location, etc.**

**(4) If a method other than those mentioned by Item (3) is used, the method shall satisfy the required anchoring performance taking into consideration the type of structure or member, the state of loading, arrangement of reinforcement, the state of stress at the anchoring location, etc.**

**(5) Longitudinal reinforcement shall be anchored in view of the stress state of the reinforcing bars in the anchoring zone and the characteristics of the member.**

**[Commentary] (1)** In reinforced concrete, reinforcing bars and concrete must act together in resisting external loads. Thus, under the action of external loads, the anchorage of reinforcement in concrete is very important. Since the effects of local bond can be neglected with sufficient anchorage of reinforcement, only the anchorage of ends of the bars is described in this section.

**(2)** In order to allow development of the full strength of reinforcing bars, either the end of the bars should be sufficiently embedded in the concrete, or provisions for hooks, appropriately made, so that the reinforcing bars do not get simply pulled out of the concrete.

Hooks may not be provided in the anchored regions in the case of deformed bars, but sufficient reinforcement in the perpendicular direction should be provided to enable development of bond. However even when deformed bars are used, it is recommended that hooks are provided in cases such as fixed end in members, both ends of tensile

reinforcement in footing, tensile reinforcement at free end of cantilever beam, to ensure that even onset of large cracks does not cause the bars to be pulled out.

(3) If the bar ends are anchored by the method described in Item (2) (i) or (ii) and no special examination is conducted, the reinforcing bars may be anchored in accordance with the Design: Standards, Part 5, of this Specification.

(4) For example, other anchoring methods are shown below.

- (a) Out of specification such as, high-strength reinforcing bars, large diameter reinforcing bars, special deformed bars, etc. These are embedded in concrete with the development length.
- (b) Ends of reinforcing bars with special bend configurations.
- (c) Ends of bars welded with steel plate, nut, metal, and so on. In addition, end of bars welded into steel members.
- (d) The development length is shortened by improving the bond strength between reinforcing bars concrete.

If an anchoring method other than those described in Item (3) is used, the method must satisfy the required performance according to the type of structure and load characteristics. In general, performance requirements include those listed below. Anchoring performance details and verification methods shall be in accordance with the Recommendations for Design, Fabrication and Evaluation of Anchorages and Joints in Reinforcing Bars (2007).

- 1) Static load capacity
- 2) High-stress cyclic load capacity
- 3) High-cycle load capacity
- 4) Reliability attributable to construction
- 5) Others (performance at low temperature, etc.)

(5) The anchoring of longitudinal reinforcement varies depending on the stress state of reinforcing bars in the anchoring region and the characteristics of the member. It is therefore necessary to determine the development length of reinforcing bars, taking into consideration the influence of these factors. If no special examination is conducted, the Design: Standards, Part 5, of this Specification should be followed.

### 13.6.3 Basic development length

**(1) Basic development length ( $l_d$ ) shall be calculated using Eq. (13.6.1) and modified by Items (i) to (iii) below. However, modified  $l_d$  shall not be less than  $20\phi$ .**

$$l_d = \alpha \frac{f_{yd}}{4f_{bod}} \phi \quad (13.6.1)$$

**where,  $\phi$ : diameter of reinforcing bar**

$f_{yd}$ : design tensile yield strength of reinforcement

$f_{bod}$ : design bond strength of concrete, which may be obtained using Eq. (5.2.2), assuming  $\gamma_c$  to be 1.3, and with the condition that  $f_{bod} \leq 3.2 \text{ N/mm}^2$

$\alpha=1.0$  (in case of  $k_c \leq 1.0$ )

=0.9 (in case of  $1.0 < k_c \leq 1.5$ )

=0.8 (in case of  $1.5 < k_c \leq 2.0$ )

=0.7 (in case of  $2.0 < k_c \leq 2.5$ )

=0.6 (in case of  $2.5 < k_c$ )

where,  $k_c = \frac{c}{\phi} + \frac{15A_t}{s\phi}$

$c$ : concrete cover of reinforcing bar or half of the clear distance between reinforcement, whichever is smaller.

$A_t$ : area of transverse reinforcement arranged perpendicular to the assumed splitting failure surface

$s$ : distance between the centers of transverse reinforcement

- (i) Basic development length,  $l_d$ , is given by Eq. (13.6.1). Basic development length, provided with standard hooks, may be reduced by  $10\phi$ .
- (ii) The basic development length in compression reinforcement may be taken as 0.8 of that obtained as shown in accordance with Eq. (13.6.1). It shall not be reduced in case of using standard hooks.
- (iii) In cases the anchored reinforcing bar is located at a depth less than 300 mm from the concrete surface, and at an angle less than 45 degrees from the horizontal, the basic development length shall be given by Item (i) or (ii).

(2) In cases when the provided area of steel ( $A_s$ ) is larger than the amount required from computations ( $A_{sc}$ ), the development length,  $l_o$ , may be estimated using Eq. (13.6.2).

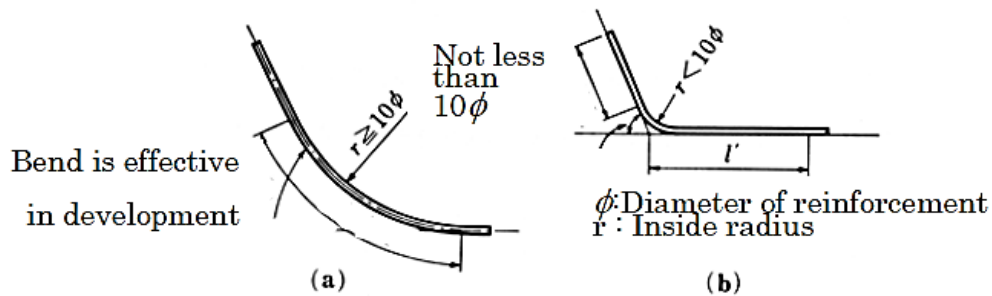
$$l_o \geq l_d \cdot (A_{sc}/A_s) \quad (13.6.2)$$

where,  $l_o \geq l_d/3$ ,  $l_o \geq 10\phi$ ,  $\phi$ : diameter of reinforcement

(3) Development length in the case of reinforcement, which is bent in the anchored portion shall be taken as given below (see in Fig. 13.6.2).

- (i) In cases when the inside radius of bend is not less than 10 times the diameter of the bar, the entire length of the reinforcement including the bent portion shall be considered effective.

- (ii) In cases when the inside radius of bend is less than 10 times the diameter of the bar and the straight portion beyond the bend extends more than 10 times diameter of the bar, the straight portion shall be considered effective.



**Fig. 13.6.2 Development length of reinforcement with bend**

**[Commentary]** (1) The required development length for reinforcing bars depends on the type of the bar, strength of concrete, cover thickness, and condition of transverse reinforcement. These factors shall be appropriately considered when calculating the required basic development length.

The required development length,  $l_o$ , in cases when reinforcement may be given using Eq. (C13.6.1).

$$l_o = \frac{\left( \frac{f_{yd}}{1.25\sqrt{f'_{cd}}} - 13.3 \right) \phi}{0.318 + 0.795 \left( \frac{c}{\phi} + \frac{15A_t}{s\phi} \right)} \quad (\text{C13.6.1})$$

where,  $f_{yd}$ : design yield strength of reinforcement ( $\text{N/mm}^2$ )

$f'_{cd}$ : design compressive strength of concrete ( $\text{N/mm}^2$ ), which may be obtained using Eq. (C13.6.2), with  $\gamma_c$  of 1.3

$$f'_{cd} = \frac{f'_{ck}}{\gamma_c} \quad (\text{C13.6.2})$$

where,  $c/\phi \leq 2.5$ .

It is very difficult to take into account of the effect of all factors such as type of the bar, strength of concrete, cover thickness, and condition of transverse reinforcement. The factor  $\alpha$  has been introduced to take into account these effects.

The required development length for tensile reinforcement provided with standard hooks has been reduced as the length of the hook is added to the development length, and, the bearing stress of the concrete confined within the hook is also expected to transfer forces. Though, in principle, the extent of reduction in the development length of tensile reinforcement with standard hooks should vary depending upon the type of bar, strength of

concrete, etc., a uniform simplified value of  $10\phi$  in all cases has been recommended on the basis of provisions in standards in other countries. In compression reinforcement, the development length shall not be reduced on account of presence of hooks.

(2) The development length should be calculated using the basic development length  $l_d$  determined on the basis of the size of the bars and their arrangement, and the strength of the concrete, and modified in taking into consideration the actual condition of use.

In cases that the amount of reinforcement exceeds that required by computation, the basic development length may be reduced. However a certain minimum basic development length,  $l_o$ , should be determined to ensure the safety for additional forces.

## ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ ΙΙ

### ΠΙΝΑΚΕΣ

Πηγή: EC8-P3

**Πίνακας 3.1: Επίπεδα γνώσης και αντίστοιχες μέθοδοι ανάλυσης (LF: Πλευρική φόρτιση, MRS: Ιδιομορφική ανάλυση φάσματος απόκρισης) και συντελεστές εμπιστοσύνης (CF)**

Επίπεδο γνώσης	Γεωμετρία	Λεπτομέρειες	Υλικά	Ανάλυση	CF
KL 1	Από τα αρχικά σχέδια κατασκευής και δειγματοληπτική οπτική έρευνα ή από πλήρη έρευνα	Προσομοίωση σχεδιασμού με βάση την πρακτική κατά τον χρόνο κατασκευής και από περιορισμένη επί τόπου επιθεώρηση	Καταχρηστικές τιμές σύμφωνα με τα πρότυπα που ίσχυαν κατά τον χρόνο κατασκευής και από περιορισμένες επί τόπου δοκιμές	LF-MRS	CF <sub>ΕΓ1</sub>
KL 2		Από μη πλήρη αρχικά λεπτομερή κατασκευαστικά σχέδια και περιορισμένη επί τόπου επιθεώρηση ή από εκτεταμένη επί τόπου επιθεώρηση	Από τις αρχικές προδιαγραφές σχεδιασμού και περιορισμένες επί τόπου δοκιμές ή από εκτεταμένες επί τόπου δοκιμές	Όλες	CF <sub>ΕΓ2</sub>
KL 3		Από τα αρχικά λεπτομερή κατασκευαστικά σχέδια και περιορισμένη επί τόπου επιθεώρηση ή από διεξοδική επί τόπου επιθεώρηση	Από τις αρχικές αναφορές δοκιμών και περιορισμένες επί τόπου δοκιμές ή από διεξοδικές επί τόπου δοκιμές	Όλες	CF <sub>ΕΓ3</sub>

**ΣΗΜΕΙΩΣΗ** Οι τιμές οι οποίες αποδίδονται στους συντελεστές εμπιστοσύνης που θα χρησιμοποιηθούν σε μια χώρα μπορούν να βρεθούν στο Εθνικό της Προσάρτημα. Οι προτεινόμενες τιμές είναι CF<sub>ΕΓ1</sub> = 1,35, CF<sub>ΕΓ2</sub> = 1,20, CF<sub>ΕΓ3</sub> = 1,00.

Πηγή: EC8-P1:2004

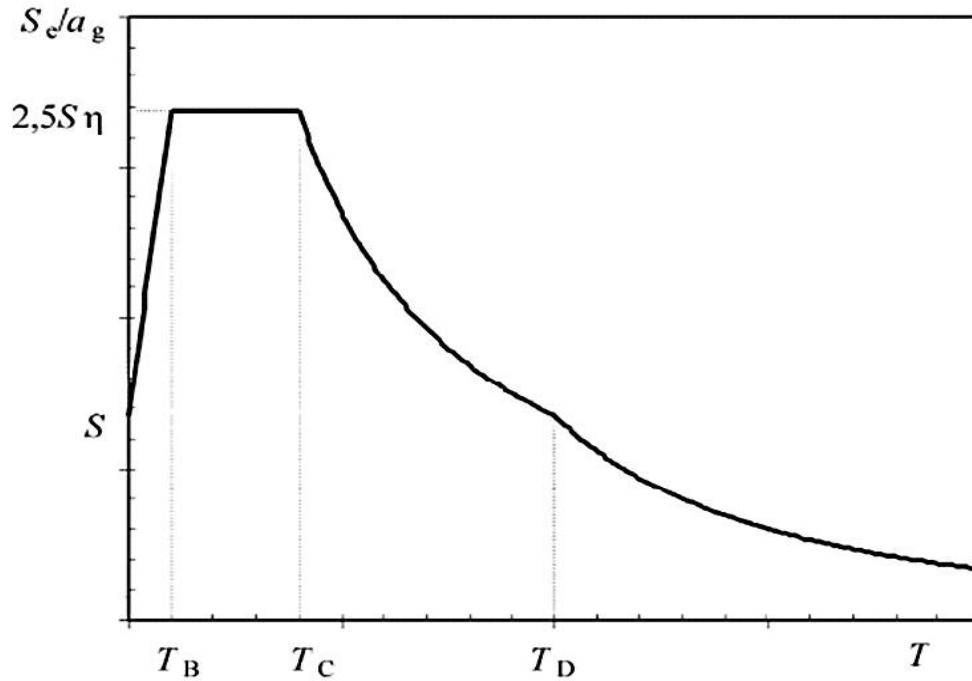
**Πίνακας 5.1: Βασική τιμή του συντελεστή συμπεριφοράς,  $q_0$ , για συστήματα κανονικά σε όψη**

ΤΥΠΟΣ ΣΤΑΤΙΚΟΥ ΣΥΣΤΗΜΑΤΟΣ	ΚΤΙΜ	ΚΠΥ
Πλαισιωτό σύστημα, διπλό σύστημα, σύστημα συζευγμένων τοιχωμάτων	3,0 $\alpha_w/\alpha_1$	4,5 $\alpha_w/\alpha_1$
Σύστημα ασύζευκτων τοιχωμάτων	3,0	4,0 $\alpha_w/\alpha_1$
Στρεπτικά εύκαμπτο σύστημα	2,0	3,0
Σύστημα ανεστραμμένου εκκρεμούς	1,5	2,0



## ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ ΙΙΙ

### ΕΛΑΣΤΙΚΟ ΦΑΣΜΑ ΑΠΟΚΡΙΣΗΣ EC8-P1:2004



$$0 \leq T \leq T_B : S_e(T) = a_g \cdot S \cdot \left[ 1 + \frac{T}{T_B} \cdot (\eta \cdot 2,5 - 1) \right]$$

$$T_B \leq T \leq T_C : S_e(T) = a_g \cdot S \cdot \eta \cdot 2,5$$

$$T_C \leq T \leq T_D : S_e(T) = a_g \cdot S \cdot \eta \cdot 2,5 \left[ \frac{T_C}{T} \right]$$

$$T_D \leq T \leq 4s : S_e(T) = a_g \cdot S \cdot \eta \cdot 2,5 \left[ \frac{T_C T_D}{T^2} \right]$$

όπου:

$S_e(T)$  είναι το ελαστικό φάσμα απόκρισης

$T$  είναι η περίοδος ταλάντωσης ενός γραμμικού συστήματος μίας ελευθερίας κίνησης

$a_g$  είναι η εδαφική επιτάχυνση σχεδιασμού σε έδαφος κατηγορίας A ( $a_g = \eta \cdot a_{gR}$ );

$T_B$  είναι η περίοδος κάτω ορίου του κλάδου σταθερής φασματικής επιτάχυνσης

$T_C$  είναι η περίοδος άνω ορίου του κλάδου σταθερής φασματικής επιτάχυνσης

$T_D$  είναι η τιμή της περιόδου που ορίζει την αρχή της περιοχής σταθερής μετακίνησης του φάσματος

$\eta$  είναι ο διορθωτικός συντελεστής απόσβεσης, με τιμή αναφοράς  $\eta = 1$  για 5% ιζώδη απόσβεση

**Πίνακας 3.2: Τιμές των παραμέτρων που περιγράφουν τα συνιστώμενα φάσματα ελαστικής απόκρισης Τύπου 1**

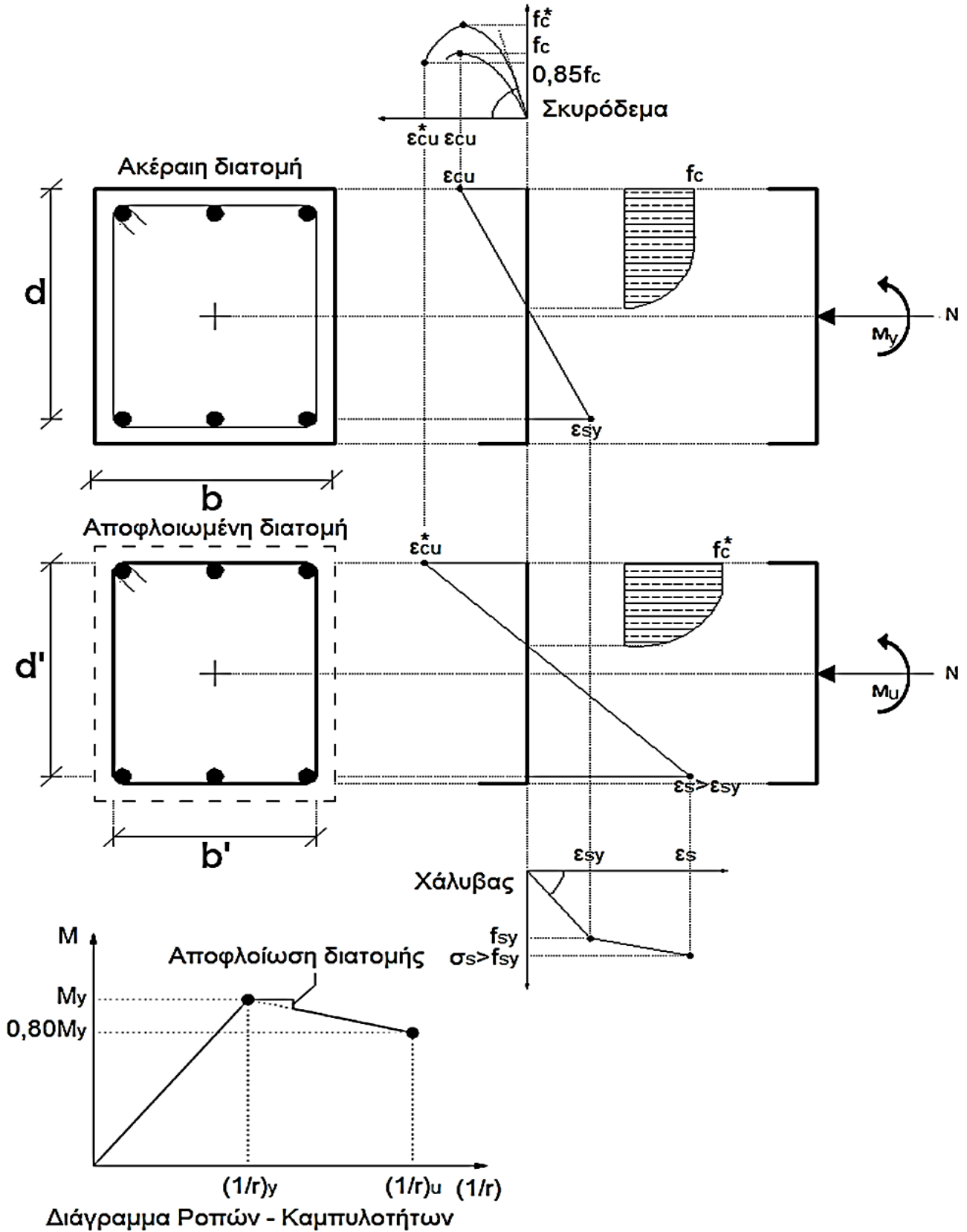
Εδαφικός Τύπος	$S$	$T_B$ (s)	$T_C$ (s)	$T_D$ (s)
A	1,0	0,15	0,4	2,0
B	1,2	0,15	0,5	2,0
C	1,15	0,20	0,6	2,0
D	1,35	0,20	0,8	2,0
E	1,4	0,15	0,5	2,0

**Πίνακας 3.3: Τιμές των παραμέτρων που περιγράφουν τα συνιστώμενα φάσματα ελαστικής απόκρισης Τύπου 2**

Εδαφικός Τύπος	$S$	$T_B$ (s)	$T_C$ (s)	$T_D$ (s)
A	1,0	0,05	0,25	1,2
B	1,35	0,05	0,25	1,2
C	1,5	0,10	0,25	1,2
D	1,8	0,10	0,30	1,2
E	1,6	0,05	0,25	1,2

# ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ IV

## ΚΑΜΠΤΙΚΗ ΑΝΤΙΣΤΑΣΗ ΑΠΟΦΛΟΙΩΜΕΝΗΣ ΔΙΑΤΟΜΗΣ



## ΜΕΡΟΣ Β

### ΠΑΡΑΔΕΙΓΜΑΤΑ ΕΠΙΣΚΕΥΩΝ/ΕΝΙΣΧΥΣΕΩΝ

#### ΠΑΡΑΔΕΙΓΜΑ 1<sup>ο</sup>

Επιλέγεται υποστύλωμα τετραγωνικής διατομής πλάτους  $b = 250 \text{ mm}$  με διαμήκη οπλισμό 4Φ20 S400 (παλαιός) και εγκάρσιο οπλισμό Φ6/250 ίδιας ποιότητας, του οποίου η συμβολή όμως στους υπολογισμούς αγνοείται, επειδή είναι πολύ αραιός.

- Αντοχή διαρροής σχεδιασμού διαμήκους οπλισμού:  $f_{syd} = f_{sy}/1,05 = 380,95 \text{ MPa}$
- Παραμόρφωση διαρροής σχεδιασμού διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{syd} = f_{syd}/E_s = 0,0019$
- Εμβαδό διατομής ράβδου διαμήκους οπλισμού:  $A_s = \pi d_b^2/4 = 314,16 \text{ mm}^2$

Η επικάλυψη του σκυροδέματος λαμβάνεται ίση με την ελάχιστη,  $c = 20 \text{ mm}$ , ενώ η διαπιστωμένη αντοχή του σκυροδέματος θεωρείται  $f_c = 19 \text{ MPa}$  με αντίστοιχη μέση εφελκυστική αντοχή  $f_{ctm} = 0,3f_c^{2/3} = 2,14 \text{ MPa}$ .

- Αντοχή σχεδιασμού σκυροδέματος:  $f_{cd} = f_c/1,3 = 15,38 \text{ MPa}$
- Παραμόρφωση αστοχίας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cu} = 0,0035$

Κατά την επέμβαση με μανδύα CFRP αντοχής  $f_{fu} = 2900 \text{ MPa}$  και μέτρου ελαστικότητας  $E_f = 260000 \text{ MPa}$ , οι γωνίες του υποστυλώματος καμπυλώνονται υπό ακτίνα  $R_c = 2,5c = 50 \text{ mm}$ , ενώ το πάχος κάθε στρώσης FRP είναι  $t_1 = 0,120 \text{ mm}$ .

- Αντοχή σχεδιασμού FRP:  $f_{fud} = f_{fu}/1,1 = 2636,36 \text{ MPa}$

Τέλος, κατά την επέμβαση με χαλύβδινο μανδύα, η ποιότητα του ελάσματος που επιλέγεται είναι S275.

- Αντοχή διαρροής σχεδιασμού χαλύβδινου ελάσματος:  $f_{jyd} = f_{jy}/1,15 = 239,13 \text{ MPa}$

**Άλλα στοιχεία της διατομής του υποστυλώματος:**

- Στατικό ύψος:  $d = b - c - d_b/2 = 220 \text{ mm}$
- Γωνία κλίσης των θλιβόμενων διαγωνίων του σκυροδέματος: Υπέρ της ασφαλείας λαμβάνεται  $\theta = \pi/4 = 0,785$ .
- Διαθέσιμη πλαστιμότητα καμπυλότητας:  $\mu_{\phi,av\alpha} = 1,00$
- Πρόσθετη αξονική δύναμη σχεδιασμού:  $N_d = 800 \text{ kN}$
- Ανηγγμένη πρόσθετη αξονική δύναμη σχεδιασμού:  $v_d = N_d/b^2 f_{cd} = 0,88$
- Γωνία μεταξύ της (ισχυρής) διεύθυνσης των ινών στον μανδύα FRP και του άξονα του υποστυλώματος:  $\beta = \pi/2 = 1,571$

**1 Αύξηση της φέρουσας ικανότητας έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησης****1.1 Κατά EC8-P3****1.1.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP**

Για πρόσθετη τέμνουσα δύναμη  $V_{sf} = 70 \text{ kN}$  και 4 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_f = 0,480 \text{ mm}$  προκύπτουν τα εξής:

$$z = 0,9d = 198 \text{ mm}$$

$$h_w = b - 2c = 210 \text{ mm}$$

$$s_f = w_f = \min(0,9d, h_w) \sin(\theta + \beta) / \sin \theta = 198 \text{ mm}$$

$$k_b = \sqrt{1,5 (2 - w_f/s_f) / (1 + w_f/100 \text{ mm})} = 0,709$$

$$f_{fdd} = \frac{1}{\gamma_{fd}} \sqrt{0,6 E_f f_{ctm} k_b / \sum t_f} = 467,88 \text{ MPa}, \text{ όπου } \gamma_{fd} = 1,5$$

Από την έκφραση (1.6) προκύπτει  $\eta_R = 0,520$ , όπου  $0 < R_c/b = 0,2 < 0,5$ .

$$\eta_R f_{fu} - f_{fdd} = 903,03 \text{ MPa} > 0$$

$$f_{fu,w} = f_{fdd} + \langle \eta_R f_{fu} - f_{fdd} \rangle = 1370,91 \text{ MPa}$$

$$\tau_{max} = 1,8 f_{ctm} k_b = 2,73 \text{ MPa}$$

$$L_e = \sqrt{E_f \sum t_f / \sqrt{4\tau_{max}}} = 194 \text{ mm}$$

$$k = 1 - 2/\pi = 0,363$$

Από τις εκφράσεις (1.5) και (1.3) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $f_{fdd,e,w} = 392,70 \text{ MPa}$  και

$$V_{Rd,f} = 74,64 \text{ kN} > V_{sf} = 70 \text{ kN}.$$

### 1.1.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Για πρόσθετη τέμνουσα δύναμη  $V_j = 70 \text{ kN}$  και  $b/s = 1,0$  για συνεχείς χαλύβδινες πλάκες από την έκφραση (1.14) προκύπτει συνολικό πάχος χαλύβδινου ελάσματος  $t_j = 1,171 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί ένα εργοστασιακό έλασμα ονομαστικού πάχους  $\sum t_j = 1,250 \text{ mm}$ .

## 1.2 Κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου

### 1.2.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Για πρόσθετη τέμνουσα δύναμη  $V_j = 70 \text{ kN}$  προκύπτουν τα εξής:

$$\sigma_{jo} = f_{jud}/\gamma_{Rd} = 1757,58 \text{ MPa}, \text{ όπου } \gamma_{Rd} = 1,5$$

$$z_0 = 0,8d = 176 \text{ mm}$$

Από την έκφραση (1.16) προκύπτει  $t_j = 0,113 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί 1 στρώση FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,120 \text{ mm}$ .

### 1.2.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Για πρόσθετη τέμνουσα δύναμη  $V_j = 70 \text{ kN}$  προκύπτουν τα εξής:

$$\sigma_{jo} = f_{jyd}/\gamma_{Rd} = 159,42 \text{ MPa}, \text{ όπου } \gamma_{Rd} = 1,5$$

$$\text{Ομοίως με πριν, } z_0 = 0,8d = 176 \text{ mm}.$$

Από την έκφραση (1.16) προκύπτει συνολικό πάχος χαλύβδινου ελάσματος  $t_j = 1,247 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί ένα εργοστασιακό έλασμα ονομαστικού πάχους  $\sum t_j = 1,250 \text{ mm}$ .

## 1.3 Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις

Η παραπάνω διαδικασία συνοψίζεται για διάφορες τιμές πρόσθετης τέμνουσας δύναμης στο υποστύλωμα σύμφωνα με τον **Πίνακα 1** για την περίπτωση του μανδύα FRP και σύμφωνα με τον **Πίνακα 2** για την περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα, ενώ τα αποτελέσματα παρουσιάζονται εποπτικά με τη μορφή διαγραμμάτων στο **Σχήμα 1** και στο **Σχήμα 2** αντίστοιχα.

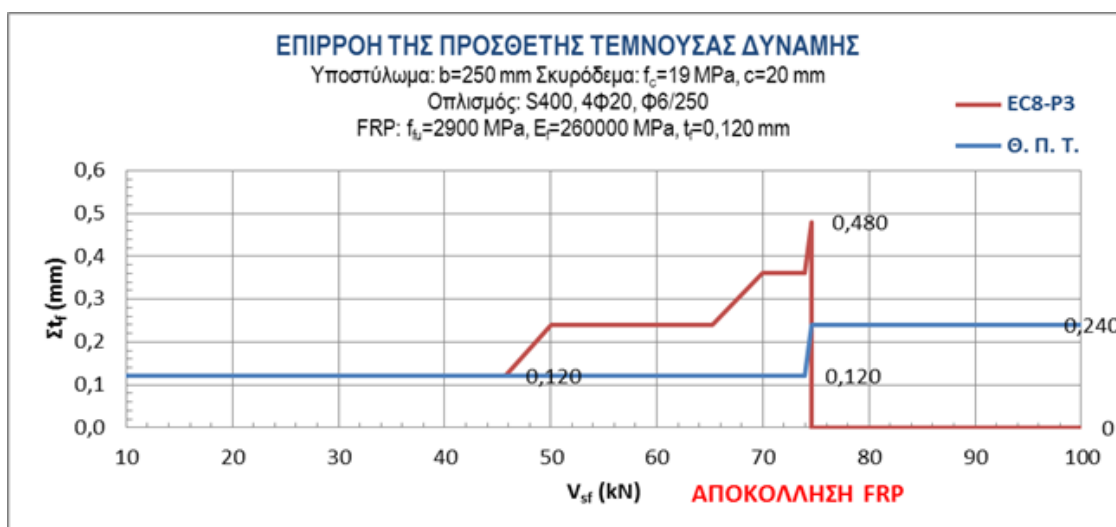
Παρατηρείται ότι, και στις δύο περιπτώσεις, τόσο ο **EC8-P3** όσο και το **προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου** οδηγούν πρακτικά στις ίδιες τιμές απαιτούμενου πάχους FRP και χαλύβδινου ελάσματος.

Ωστόσο, σύμφωνα με το **EC8-P3**, για την περίπτωση του μανδύα FRP αναμένεται αποκόλληση για πρόσθετη τέμνουσα δύναμη  $V_{sf} = V_{Rd,f} = 74,64 \text{ kN}$ , γεγονός που μοιάζει περιέργο για τόσο μικρό υποστύλωμα και για κλειστό μανδύα με στρογγυλεμένες γωνίες, με την προϋπόθεση πάντα ότι η κόλληση των άκρων του έχει γίνει με υλικό επαρκούς αντοχής, π.χ. ρητίνη.

**Πίνακας 1** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

	$V_{sf}$ (kN)	10	20	30	40	50
$\Sigma t_f$ (mm)	<b>EC8-P3</b>	0,120	0,120	0,120	0,120	0,240
	<b>Θ. Π. Τ.</b>	0,120	0,120	0,120	0,120	0,120

	$V_{sf}$ (kN)	60	70	80	90	100
$\Sigma t_f$ (mm)	<b>EC8-P3</b>	0,240	0,360	0	0	0
	<b>Θ. Π. Τ.</b>	0,120	0,120	0,240	0,240	0,240

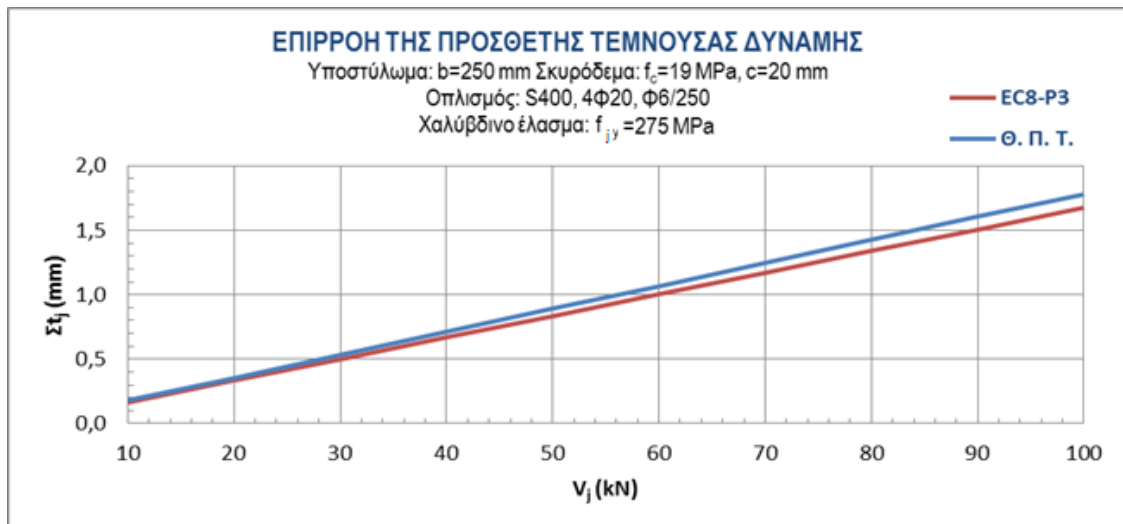


**Σχήμα 1** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

**Πίνακας 2** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

	$V_j$ (kN)	10	20	30	40	50
$t_j$ (mm)	<b>EC8-P3</b>	0,167	0,335	0,502	0,669	0,836
	<b>Θ. Π. Τ.</b>	0,178	0,356	0,535	0,713	0,891

	$V_j$ (kN)	60	70	80	90	100
$t_j$ (mm)	<b>EC8-P3</b>	1,004	1,171	1,338	1,505	1,673
	<b>Θ. Π. Τ.</b>	1,069	1,247	1,426	1,604	1,782



**Σχήμα 2** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα



## 2 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας

### 2.1 Κατά EC8-P3

2.1.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Για στοχευόμενη πλαστιμότητα καμπυλότητας  $\mu_{\phi,tar} = 9,00$  προκύπτουν τα εξής:

$$I_x = \mu_{\phi,tar} / \mu_{\phi,av\alpha} = 9,0$$

$$\varepsilon_{ju} = f_{fu} / E_f = 0,0112$$

Από την έκφραση (2.1) προκύπτει  $f'_1 = 6,40 \text{ MPa}$ .

$$k_s = 2R_c / b = 0,4$$

$$f_1 = f'_1 / k_s = 16,00 \text{ MPa}$$

Προκύπτει  $t_f = f_1 b / (2E_f \varepsilon_{ju}) = 0,690 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 6 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_f = 0,720 \text{ mm}$ .

2.1.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Σύμφωνα με το **EC8-P3**, η αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας θεωρείται δυνατή μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης από χαλύβδινο μανδύα στην περίπτωση του υποστυλώματος, παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση του αυτή.

### 2.2 Κατά EC8-P1:2004 > Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Για στοχευόμενη πλαστιμότητα καμπυλότητας  $\mu_{\phi,tar} = 9,00$  και  $b_c / b_o = 1,0$  για εφαρμογή εξωτερικής περίσφιγξης στο υποστύλωμα προκύπτουν τα εξής:

$$\alpha_n = 1 - 8 / (3 \times 4) = 0,333$$

$$\alpha_s = 1,000$$

$$\alpha = \alpha_n \alpha_s = 0,333$$

Από την έκφραση (2.7) προκύπτει  $\omega_{wd,min} = 1,246$ .

Προκύπτει συνολικό πάχος χαλύβδινου ελάσματος  $t_j = b f_{cd} \omega_{wd,min} / (4 f_{jyd}) = 4,760 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί ένα εργοστασιακό έλασμα ονομαστικού πάχους  $\sum t_j = 5,000 \text{ mm}$ .

## 2.3 Κατά ΚΑΝΕΠΕ

### 2.3.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Για στοχευόμενη πλαστιμότητα καμπυλότητας  $\mu_{1/r} = 9,00$  προκύπτουν τα εξής:

Ομοίως με πριν,  $\alpha_{no} = 1 - 8/(3 \times 4) = 0,333$ .

$$\alpha = \alpha_{no} + 2R/b = 0,733$$

Από τις εκφράσεις (2.15), (2.16) και (2.17), όπου  $\gamma_{FRP} = 1,0$ , προκύπτει  $t_j = bf_{cd}\omega_{wd}/(4f_{fud}) = 0,812 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 7 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,840 \text{ mm}$ . Απαιτείται όμως μείωση της εφελκυστικής αντοχής του FRP λόγω του μεγάλου πλήθους των στρώσεων του.

$$\psi = 7^{-1/4} = 0,615$$

Από την έκφραση (2.19) προκύπτει  $f'_{fud} = \psi f_{fud} = 1621,36 \text{ MPa}$ .

Τελικά, από τις εκφράσεις (2.15), (2.16) και (2.17), όπου  $\gamma_{FRP} = 1,0$ , προκύπτει  $t'_j = bf_{cd}\omega_{wd}/(4f'_{fud}) = 1,321 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 12 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 1,440 \text{ mm}$ .

### 2.3.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Για  $\mu_{1/r} = 9,00$  προκύπτουν τα εξής:

Ομοίως με πριν,  $\alpha_n = 1 - 8/(3 \times 4) = 0,333$ .

$$\alpha_s = 1,000$$

$$\alpha = \alpha_n \alpha_s = 0,333$$

Από τις εκφράσεις (2.25), (2.26) και (2.27) προκύπτει  $t_j = bf_{cd}\omega_{wd}/(4f_{jyd}) = 3,384 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί ένα εργοστασιακό έλασμα ονομαστικού πάχους  $\sum t_j = 3,500 \text{ mm}$ .

## 2.4 Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις

Η παραπάνω διαδικασία συνοψίζεται για διάφορες τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας στο υποστύλωμα σύμφωνα με τον **Πίνακα 3** για την περίπτωση του μανδύα FRP και σύμφωνα με τον **Πίνακα 4** για την περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα, ενώ τα αποτελέσματα παρουσιάζονται εποπτικά με τη μορφή διαγραμμάτων στο **Σχήμα 3** και στο **Σχήμα 4** αντίστοιχα.

Παρατηρείται ότι, στην περίπτωση του μανδύα FRP, τόσο το **EC8-P3** όσο και ο **ΚΑΝΕΠΕ** οδηγούν πρακτικά στις ίδιες τιμές απαιτούμενου πάχους για τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας περί το 10. Ωστόσο, πρόκειται μάλλον για μια αριθμητική σύμπτωση, αφού για τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας μικρότερες του 9 και μεγαλύτερες του 11 οι τιμές του απαιτούμενου πάχους κατά το **EC8-P3** είναι δυσανάλογα μικρές και μεγάλες αντίστοιχα.

Σημειώνεται, επίσης, ότι, σε αντίθεση με τον **ΚΑΝΕΠΕ**, το **EC8-P3** δεν λαμβάνει υπόψη τόσο τη μειωμένη αποδοτικότητα των πρόσθετων στρώσεων FRP μετά από ένα συγκεκριμένο πλήθος (π.χ. 5 που, στην περίπτωση αυτή, αντιστοιχούν σε στοχευόμενη πλαστιμότητα καμπυλότητας ίση με 4), όσο και τον μειωτικό συντελεστή αποδοτικότητας της περίσφιγξης α.

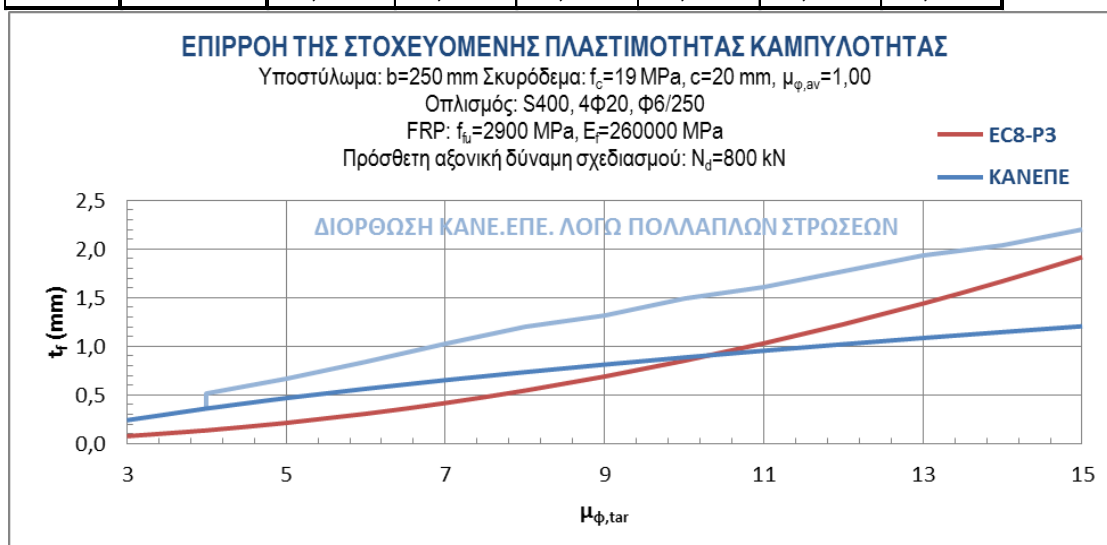
Στην περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα, σύμφωνα με το **EC8-P3**, η αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας θεωρείται δυνατή για το υποστύλωμα, παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση του αυτή.

Ωστόσο, σύμφωνα με το προσομοίωμα του **EC8-P1:2004** για την αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λόγω περίσφιγξης (με κατάλληλη μετατροπή των επιμέρους συντελεστών για τα υφιστάμενα υλικά), για μεγαλύτερες τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας οι τιμές του απαιτούμενου πάχους είναι σχετικά μεγάλες, συγκριτικά με εκείνες του **ΚΑΝΕΠΕ**.

**Πίνακας 3** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

	$\mu_{\phi,tar}$	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	9,00
$t_f$ (mm)	<b>EC8-P3</b>	0,077	0,136	0,213	0,307	0,417	0,545	0,690
	<b>ΚΑΝΕΠΕ</b>	0,241	0,361	0,468	0,564	0,653	0,735	0,812

	$\mu_{\phi,tar}$	10,00	11,00	12,00	13,00	14,00	15,00
$t_f$ (mm)	<b>EC8-P3</b>	0,852	1,031	1,226	1,439	1,669	1,916
	<b>ΚΑΝΕΠΕ</b>	0,885	0,955	1,022	1,085	1,147	1,206

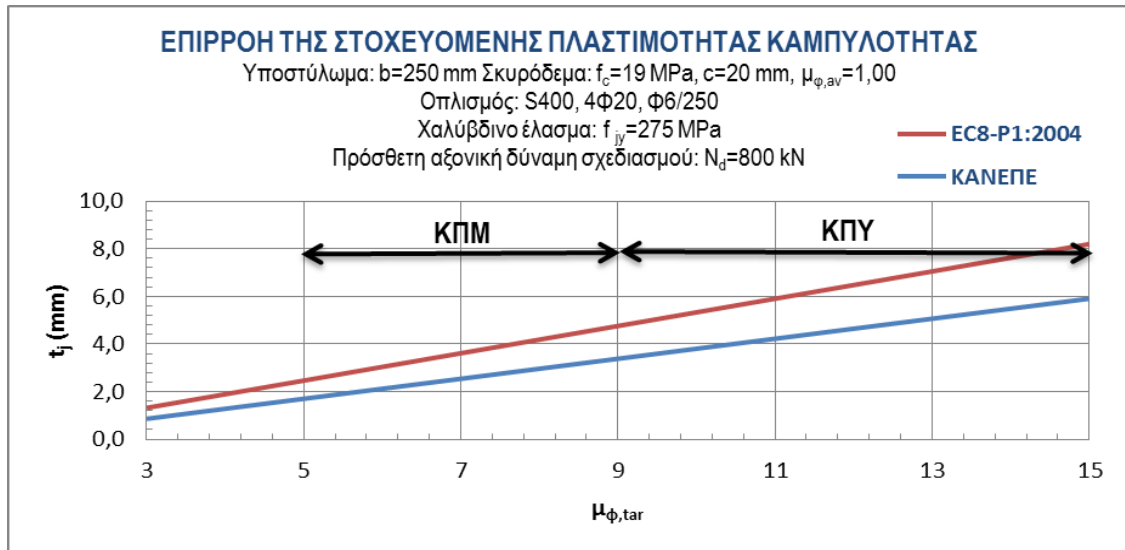


**Σχήμα 3** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

**Πίνακας 4** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

	$\mu_{\phi, tar}$	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	9,00
$t_j$ (mm)	EC8-P1:2004	1,319	1,893	2,466	3,040	3,613	4,187	4,760
	ΚΑΝΕΠΕ	0,861	1,281	1,702	2,122	2,543	2,963	3,384

	$\mu_{\phi, tar}$	10,00	11,00	12,00	13,00	14,00	15,00
$t_j$ (mm)	EC8-P1:2004	5,334	5,907	6,481	7,054	7,628	8,202
	ΚΑΝΕΠΕ	3,805	4,225	4,646	5,066	5,487	5,907



**Σχήμα 4** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα (Οι κατηγορίες πλαστιμότητας ΚΠΜ (μέση πλαστιμότητα) και ΚΠΥ (υψηλή πλαστιμότητα) οριοθετούνται για δύσκαμπτο πλαισιωτό σύστημα με  $T_c/T_1 = 2,0$  και  $\alpha_u/\alpha_1 = 1,0$  σύμφωνα με τον Πίνακα 5.1 του EC8-P1:2004 και τις εκφράσεις (2.5) και (2.6).)

### 3 Αποκατάσταση ανεπαρκών μηκών παράθεσης ράβδων οπλισμού

#### 3.1 Κατά EC8-P3

##### 3.1.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Για μήκος παράθεσης των ράβδων του οπλισμού  $L_s = 500 \text{ mm}$ , δηλαδή  $L_s/d_b = 25,0$ , προκύπτουν τα εξής:

$$f_{YL} = f_{sy}/CF_{EΓ3} = 400 \text{ MPa}, \text{ όπου } CF_{EΓ3} = 1,0$$

$$p = 4(b - 2c - 2d_b) = 680 \text{ mm}$$

Από την έκφραση (3.2) προκύπτει  $\sigma_1 = 1,52 \text{ MPa}$ .

$$k_s = 2R_c/b = 0,4$$

$$\sigma'_1 = \sigma_1 k_s = 0,61 \text{ MPa}$$

Από την έκφραση (3.3) προκύπτει  $t_f = 0,293 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 3 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_f = 0,360 \text{ mm}$ .

Εναλλακτικά, προκύπτουν τα εξής:

$$\alpha = 1 - [(b - 2R_c)^2 + (h - 2R_c)^2]/(3bh) = 0,760$$

$$\alpha_{l,f} = 4\alpha/n = 0,760$$

Από την έκφραση (3.5) προκύπτει  $t_f = 0,271 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 3 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_f = 0,360 \text{ mm}$ .

$$f_{f,e} = \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu} E_f) [1 - 0,7 \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu} E_f) \rho_f / f_c] = 2081,21 \text{ MPa}, \text{ όπου } \rho_f = 2t_f/b = 0,002168$$

##### 3.1.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Σύμφωνα με το **EC8-P3** η σύσφιξη στις περιοχές των ενώσεων με υπερκάλυψη και η βελτίωση της ικανότητας παραμόρφωσης των υποστυλωμάτων υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση θεωρούνται δυνατές μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης από χαλύβδινο μανδύα, παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση του αυτή.

#### 3.2 Κατά ΚΑΝΕΠΕ

##### 3.2.1 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

Για μήκος παράθεσης των ράβδων του οπλισμού  $l_s = 500 \text{ mm}$ , δηλαδή  $l_s/d_s = 25,0$ ,

προκύπτουν τα εξής:

$$f_{sy}/f_c = 21,053$$

$$d_s/l_s = 0,040$$

$$c/d_s = 1,0$$

Από την έκφραση (3.10) προκύπτει  $t_j = 0,357 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 3 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,360 \text{ mm}$ .

### 3.2.2 Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

Για μήκος παράθεσης των ράβδων του οπλισμού  $l_s = 500 \text{ mm}$ , δηλαδή  $l_s/d_s = 25,0$ ,  $s_d = 0,4 \text{ mm}$  και  $s_u = 2,0 \text{ mm}$ , δηλαδή  $s_d/s_u = 0,2$  προκύπτουν τα εξής:

$$\alpha_N = \sqrt{2}(2c + 1,5d_s) = 98,995 \text{ mm}$$

Από την έκφραση (3.11) προκύπτει  $t_j = 2,324 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί ένα εργοστασιακό έλασμα ονομαστικού πάχους  $\sum t_j = 2,500 \text{ mm}$ .

### 3.3 Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις

Η παραπάνω διαδικασία συνοψίζεται για δύο τιμές της διαμέτρου των ράβδων του διαμήκους οπλισμού (Φ18 και Φ20) και για διάφορες τιμές του ανηγμένου ως προς αυτήν μήκους παράθεσής τους στο υποστύλωμα σύμφωνα με τον **Πίνακα 5** για την περίπτωση του μανδύα FRP και σύμφωνα με τον **Πίνακα 6** για την περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα, ενώ τα αποτελέσματα παρουσιάζονται εποπτικά με τη μορφή διαγραμμάτων στο **Σχήμα 5(α), (β) και (γ)** και στο **Σχήμα 6** αντίστοιχα.

Παρατηρείται ότι, στην περίπτωση του μανδύα FRP, τόσο το **EC8-P3** όσο και ο **KANEPΕ** οδηγούν πρακτικά στις ίδιες τιμές απαιτούμενου πάχους για τιμές του ανηγμένου ως προς τη διάμετρό τους μήκους παράθεσης των ράβδων μεγαλύτερες του 25, ενώ για τιμές μικρότερες του 25 οι τιμές του απαιτούμενου πάχους κατά τον **KANEPΕ** είναι δυσανάλογα μεγάλες, ειδικά για την τιμή της διαμέτρου Φ20. Αυτό το γεγονός οφείλεται κατά κύριο λόγο, σύμφωνα με την έκφραση (3.9), στον εκθέτη της έκτης δύναμης του όρου  $d_s$ , ο οποίος κάνει τα αποτελέσματά της υπερευαίσθητα σε οποιαδήποτε μεταβολή της τιμής της διαμέτρου.

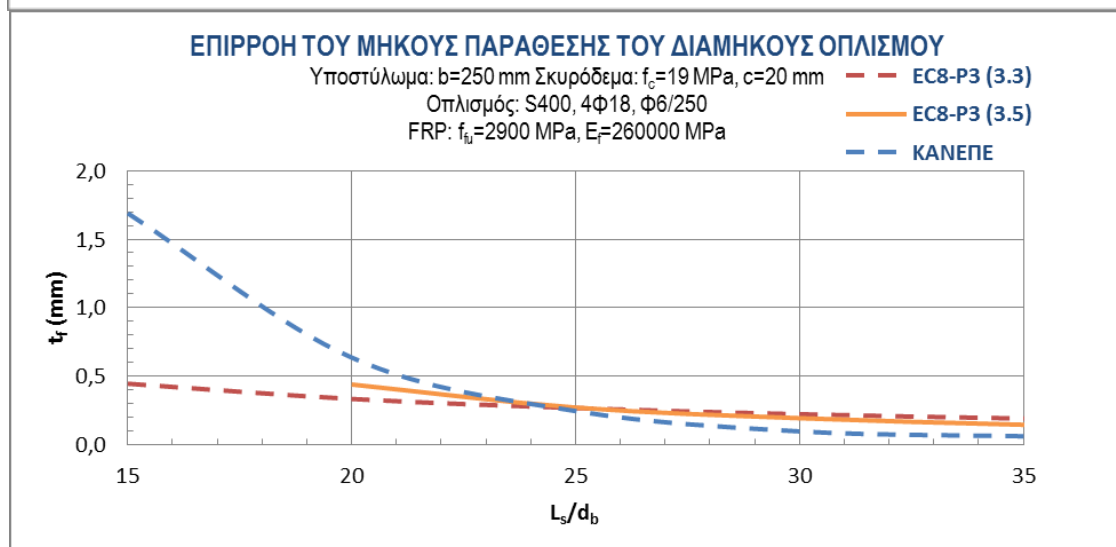
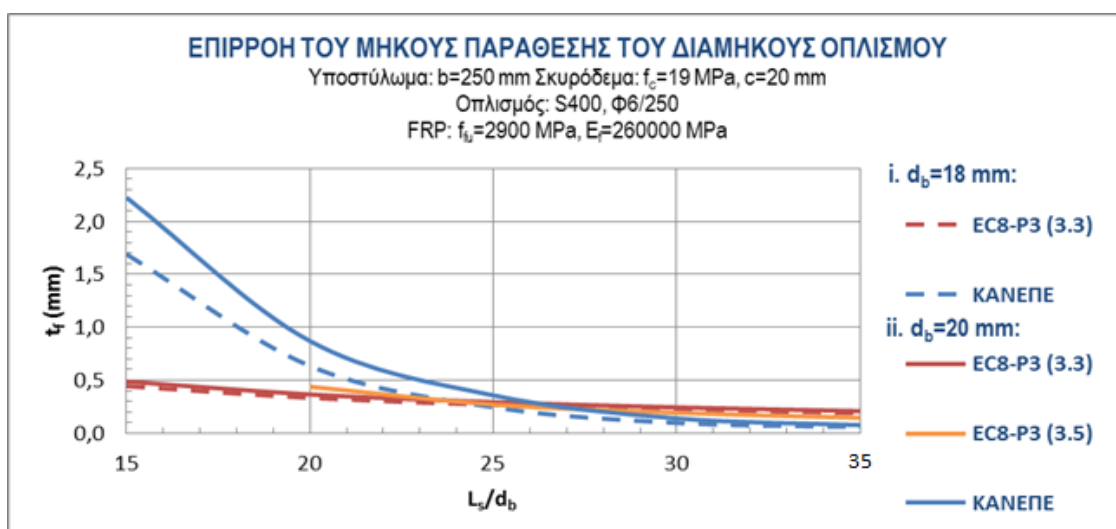
Σημειώνεται, επίσης, ότι, υπάρχουν διάφορες απόψεις ως προς την ερμηνεία του μεγέθους  $\epsilon_{f,u}$  σύμφωνα με την έκφραση (3.5) του **EC8-P3**. Στη συγκεκριμένη θεώρηση γίνεται ακριβής ερμηνεία του κειμένου του Κανονισμού και σαν αποτέλεσμα, ως  $\epsilon_{f,u}$  θεωρείται η οριακή παραμόρφωση του CFRP, η οποία δεν μπορεί να ληφθεί μεγαλύτερη από 0,0150. Ωστόσο, αν ως  $\epsilon_{f,u}$  θεωρηθεί η πραγματική παραμόρφωση του FRP υπό τις συγκεκριμένες

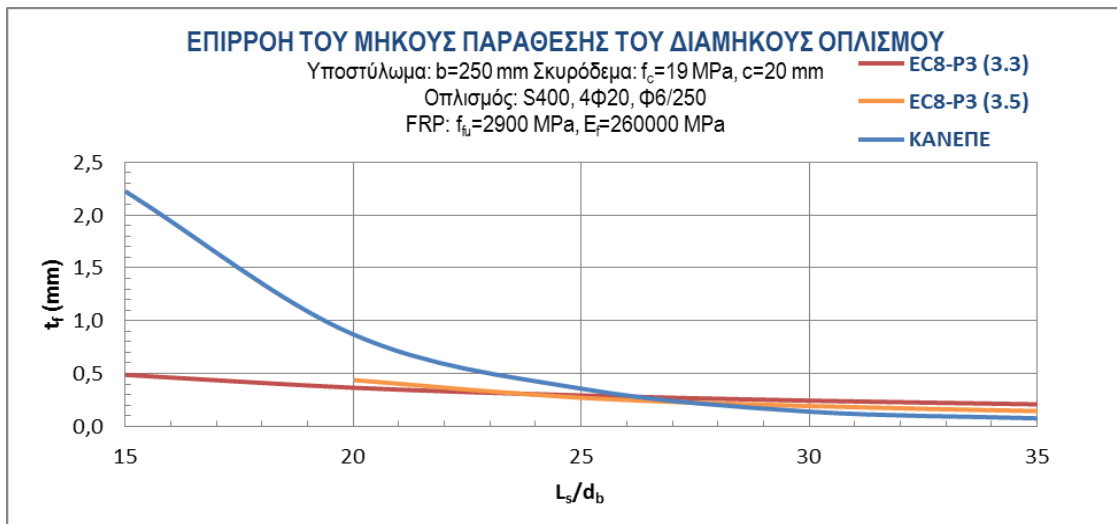
συνθήκες, οι τιμές του απαιτούμενου πάχους θα προκύψουν περίπου 100% υψηλότερες από τις προηγούμενες.

Στην περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα, σύμφωνα με το **EC8-P3**, η σύσφιξη στις περιοχές των ενώσεων με υπερκάλυψη και η βελτίωση της ικανότητας παραμόρφωσης των υποστυλωμάτων υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση θεωρούνται δυνατές, παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση του αυτή.

**Πίνακας 5** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

		$L_s/d_b$	15	20	25	30	35
$t_f$ (mm)	EC8-P3 (3.3)	$\Phi 18$	0,445	0,334	0,267	0,222	0,191
	EC8-P3 (3.5)		-	0,439	0,271	0,193	0,145
	ΚΑΝΕΠΕ		1,690	0,636	0,246	0,097	0,061
	EC8-P3 (3.3)	$\Phi 20$	0,488	0,366	0,293	0,244	0,209
	EC8-P3 (3.5)		-	0,439	0,271	0,193	0,145
	ΚΑΝΕΠΕ		2,225	0,870	0,357	0,140	0,077

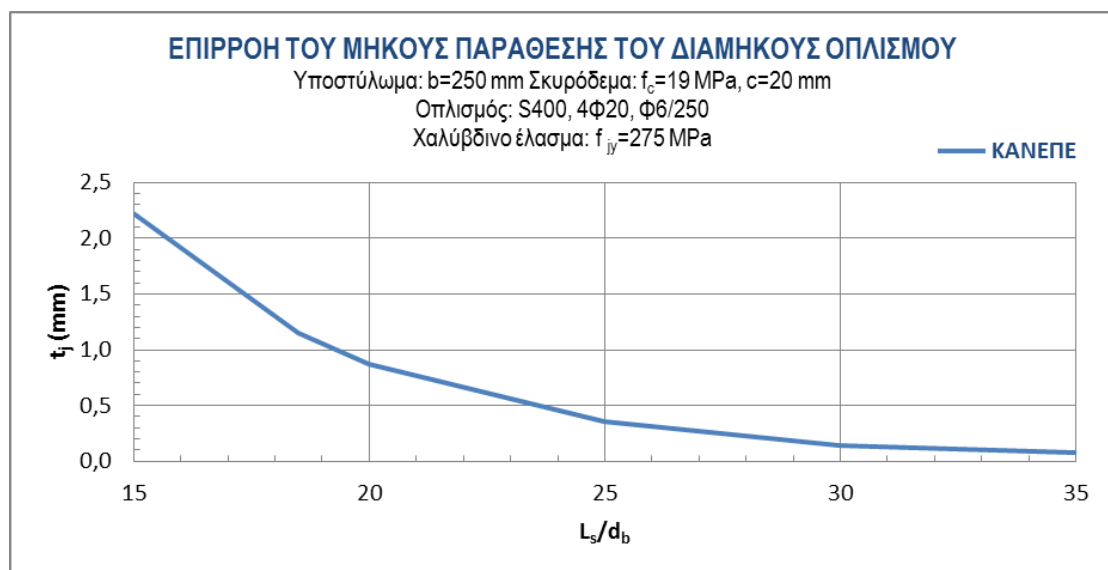




**Σχήμα 5(α), (β) και (γ)** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP

**Πίνακας 6** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα

	$L_s/d_b$	15	18,482	20	25	30	35
$t_i$ (mm)	ΚΑΝΕΠΕ	2,225	1,146	0,870	0,357	0,140	0,077



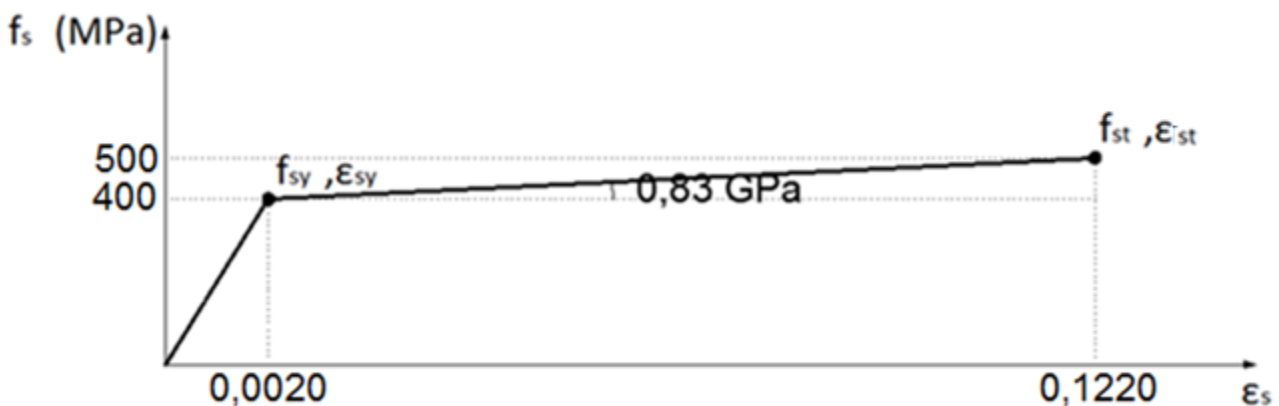
**Σχήμα 6** Μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα



## ΠΑΡΑΔΕΙΓΜΑ 2<sup>ο</sup>

Επιλέγεται υποστύλωμα τετραγωνικής διατομής πλάτους  $b = 250 \text{ mm}$  και ύψους  $l = 3,0 \text{ m}$ . Ο διαμήκης οπλισμός είναι 4Φ18 ( $A_{s1} = A_{s2} = 2\pi d_b^2/4 = 508,94 \text{ mm}^2$ ) S400/Παλαιός με όριο θραύσης  $f_{st} = 500 \text{ MPa}$  και παραμόρφωση θραύσης  $\varepsilon_{st} = 0,1220$ , ενώ ο εγκάρσιος οπλισμός είναι Φ6/200 ίδιας ποιότητας, η συμβολή του όμως στους υπολογισμούς αγνοείται, επειδή είναι πολύ αραιός.

- Αντοχή διαρροής σχεδιασμού διαμήκους οπλισμού:  $f_{syd} = f_{sy}/1,05 = 380,95 \text{ MPa}$
- Παραμόρφωση διαρροής διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{sy} = f_{sy}/E_s = 0,0020$
- Παραμόρφωση διαρροής σχεδιασμού διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{syd} = f_{syd}/E_s = 0,0019$



**Σχήμα 7** Καμπύλη τάσεων – παραμορφώσεων του διαμήκους χάλυβα

Η επικάλυψη του σκυροδέματος λαμβάνεται ίση με την ελάχιστη,  $c = 20 \text{ mm}$ , ενώ η διαπιστωμένη αντοχή του σκυροδέματος θεωρείται  $f_c = 20 \text{ MPa}$  με αντίστοιχη μέση εφελκυστική αντοχή  $f_{ctm} = 0,3f_c^{2/3} = 2,21 \text{ MPa}$ .

- Αντοχή σχεδιασμού σκυροδέματος:  $f_{cd} = f_c/1,3 = 15,38 \text{ MPa}$
- Παραμόρφωση αστοχίας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cu} = 0,0035$

Κατά την επέμβαση με μανδύα CFRP αντοχής  $f_{fu} = 2900 \text{ MPa}$  και μέτρου ελαστικότητας  $E_f = 260000 \text{ MPa}$ , οι γωνίες του υποστυλώματος καμπυλώνονται υπό ακτίνα  $R_c = 2,5c = 50 \text{ mm}$ , ενώ το πάχος κάθε στρώσης FRP είναι  $t_1 = 0,120 \text{ mm}$ .

- Αντοχή σχεδιασμού FRP:  $f_{fud} = f_{fu}/1,1 = 2636,36 \text{ MPa}$

### Άλλα στοιχεία της διατομής του υποστυλώματος:

- Στατικό ύψος:  $d = b - c - d_b/2 = 220 \text{ mm}$
- Απόσταση Κ.Β. θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού από ακραία θλιβόμενη ίνα σκυροδέματος:  $d_2 = c + d_b/2 = 29 \text{ mm}$
- Πρόσθετη αξονική δύναμη σχεδιασμού:  $N_d = 625 \text{ kN}$
- Ανηγγμένη πρόσθετη αξονική δύναμη σχεδιασμού:  $v_d = N_d/b^2 f_{cd} = 0,65$

- Σημείο μηδενισμού ροπών (προσεγγιστικά - από τη βάση του υποστυλώματος):  
 $\alpha_o = l/2 = 1,5 \text{ m}$

### 1 Δύσκαμπτος φορέας με $T_1/T_c < 1 \rightarrow T_c/T_1 > 1$ (επιλέγεται $T_c/T_1 = 2,0$ ) και $L_s/d_b = 25,0$

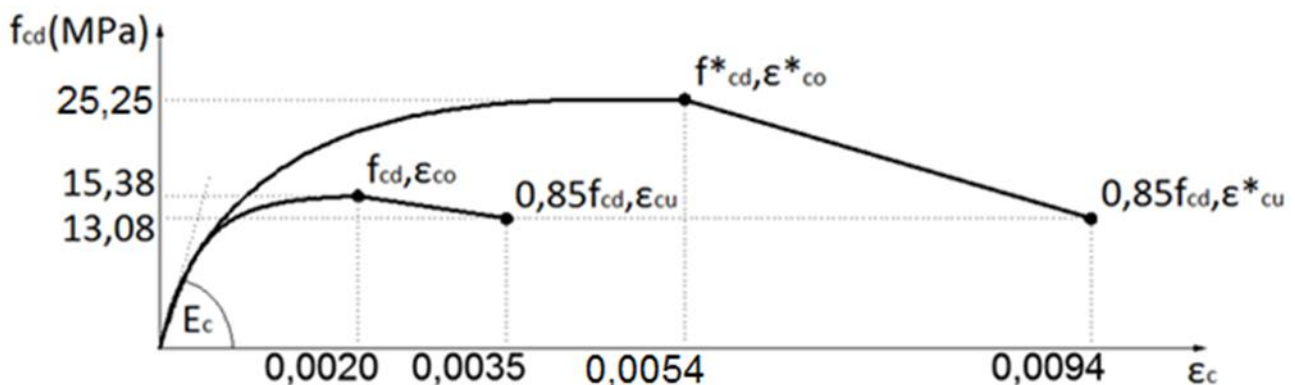
Το πάχος του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού σύμφωνα με την παράγραφο 3.2 είναι  $t_{j,SPL} = 0,205 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 2 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_{j,SPL} = 0,240 \text{ mm}$ .

$$\alpha_{no} = 1 - 8/(3 \times 4) = 0,333$$

$$\alpha = \alpha_{no} + 2R/b = 0,733$$

Από τις εκφράσεις (2.15), (2.16) και (2.17), όπου  $\gamma_{FRP} = 1,0$ , προκύπτει  $\omega_{wd,SPL} = 4t_{j,SPL}f_{ud}/(bf_{cd}) = 0,563$ .

Από τις εκφράσεις (2.15) και (2.16) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $f_{cd}^* = 25,25 \text{ MPa}$  και  $\varepsilon_{cu}^* = 0,0094 > 0,0035$ .



**Σχήμα 8** Καμπύλη τάσεων – παραμορφώσεων του σκυροδέματος (περισφιγμένου και απερίσφιγκτου)

$$\alpha_{\pi\lambda\eta\rho} = [f_{cd}^* \varepsilon_{cu}^* - 1/3 f_{cd}^* \varepsilon_{co}^* - 1/2 (f_{cd}^* - 0,85 f_{cd}) (\varepsilon_{cu}^* - \varepsilon_{co}^*)] / (f_{cd}^* \varepsilon_{cu}^*) = 0,706, \text{ όπου } \varepsilon_{co}^* = (f_{cd}^*/f_{cd})^2 \varepsilon_{co} = 0,0054$$

Από την έκφραση (4.12) προκύπτει  $\mu_{1/r,SPL} = \varepsilon_{cu}^* / [\gamma_{Rd} v_d (0,0015 + \varepsilon_{syd})] = 3,41$ , όπου  $\gamma_{Rd} = 1,25$ , και  $\mu_{d,SPL} = (\mu_{1/r,SPL} + 1,8) / 2,8 = 1,86$ .

Από την έκφραση (2.10) προκύπτει  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 1,43$ .

#### 1.1 Ισοροπία ενισχυμένης διατομής κατά τη διαρροή, όπου $\varepsilon_{s1} = \varepsilon_{sy}$

Βάθος θλιβόμενης ζώνης σκυροδέματος:  $x = 164,4 \text{ mm}$

Παραμόρφωση ακραίας θλιβόμενης ίνας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cy} = (x/d - x) \times \varepsilon_{s1} = 0,0058$

Εσωτερική δύναμη σκυροδέματος:  $F_{cd} = 0,85\alpha_{\pi\lambda\eta\rho}x f_{cd}b = 622,82 \text{ kN}$

Μοχλοβραχίονας εσωτερικής δύναμης σκυροδέματος (από εμβαδομέτρηση):  $a = 85,6 \text{ mm}$

Δύναμη εφελκόμενου διαμήκου οπλισμού:  $F_{sd1} = A_{s1}f_{syd} = 193,88 \text{ kN}$

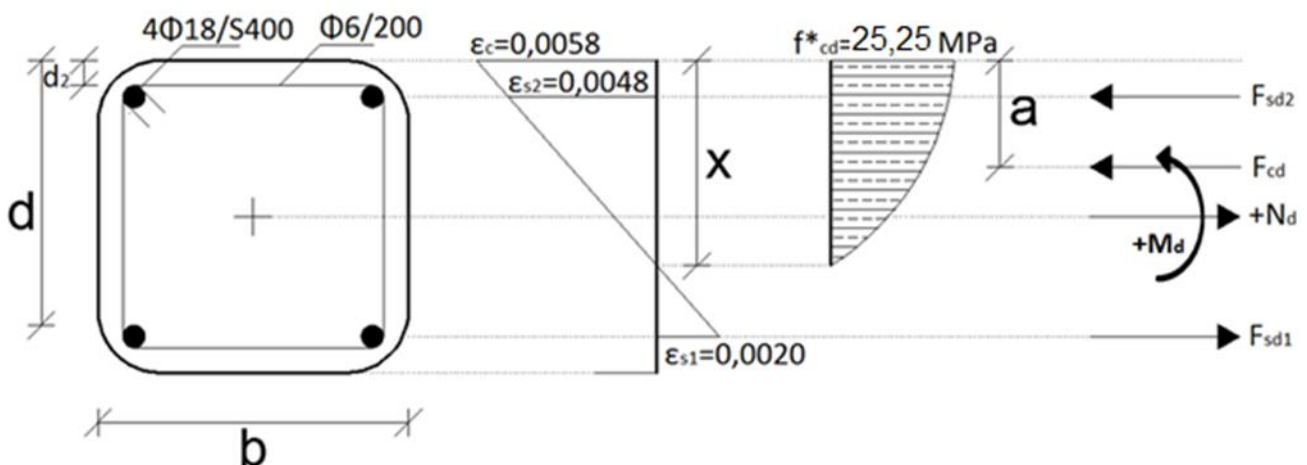
Παραμόρφωση θλιβόμενου διαμήκου οπλισμού:  $\varepsilon_{s2} = (x - d_2)/(d - x) \times \varepsilon_{s1} = 0,0048$

Δύναμη θλιβόμενου διαμήκου οπλισμού:  $F_{sd2} = A_{s2} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 195,00 \text{ kN}$

Ισορροπία εσωτερικών – εξωτερικών δυνάμεων διατομής:  $F_{cd} + F_{sd2} = F_{sd1} + N_d$

Ροπή διαρροής σχεδιασμού διατομής:  $M_{yd} = N_d(d - b/2) - F_{cd}(d - a) - F_{sd2}(d - d_2) = -61,80 \text{ kNm}$

Καμπυλότητα διαρροής διατομής:  $(1/r)_y = \varepsilon_{cy} + \varepsilon_{s1} = 0,008$



**Σχήμα 9** Παραμορφωσιακά και εντατικά μεγέθη εστραμμένης διατομής κατά τη διαρροή

## 1.2 Ισορροπία ενισχυμένης διατομής κατά τη αστοχία

Βάθος θλιβόμενης ζώνης σκυροδέματος:  $x = 164,2 \text{ mm}$

Παραμόρφωση ακραίας θλιβόμενης ίνας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cu}^* = 0,0094$

Εσωτερική δύναμη σκυροδέματος:  $F_{cd} = 0,85\alpha_{\pi\lambda\eta\rho}x f_{cd}b = 622,06 \text{ kN}$

Μοχλοβραχίονας εσωτερικής δύναμης σκυροδέματος (από εμβαδομέτρηση):  $a = 73,6 \text{ mm}$

Παραμόρφωση εφελκόμενου διαμήκου οπλισμού:  $\varepsilon_{s1} = (d - x)/x \times \varepsilon_{cu}^* = 0,0033$

Δύναμη εφελκόμενου διαμήκουσ οπλισμού:  $F_{sd1} = A_{s1} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s1} - \varepsilon_{sy})] / 1,05 = 194,38 \text{ kN}$

Παραμόρφωση θλιβόμενου διαμήκουσ οπλισμού:  $\varepsilon_{s2} = (x - d_2) / x \times \varepsilon_{cu}^* = 0,0077$

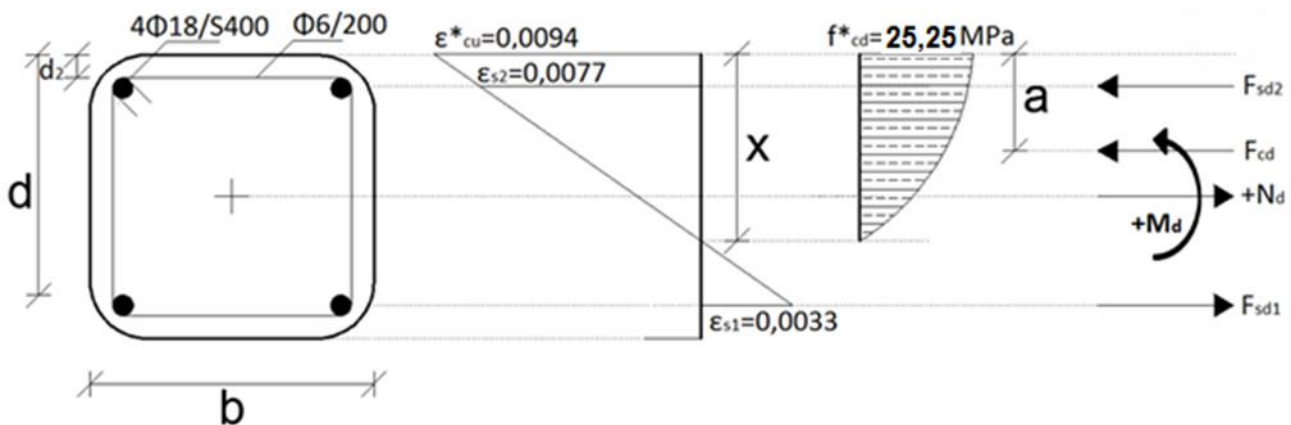
Δύναμη θλιβόμενου διαμήκουσ οπλισμού:  $F_{sd2} = A_{s2} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{sy})] / 1,05 = 196,19 \text{ kN}$

Τάση θλιβόμενου διαμήκουσ οπλισμού:  $\sigma_{s2} = 1,05 \times F_{sd2} / A_{s2} = 404,76 \text{ MPa}$

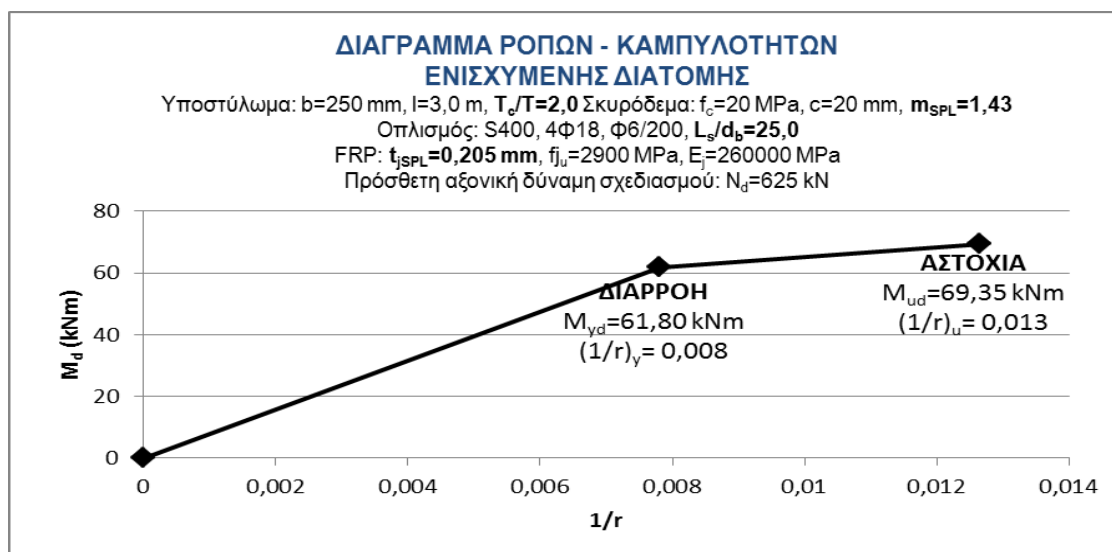
Ισοροπία εσωτερικών – εξωτερικών δυνάμεων διατομής:  $F_{cd} + F_{sd2} = F_{sd1} + N_d$

Ροπή διαρροής σχεδιασμού διατομής:  $M_{ud} = N_d(d - b/2) - F_{cd}(d - a) - F_{sd2}(d - d_2) = -69,35 \text{ kNm}$

Καμπυλότητα διαρροής διατομής:  $(1/r)_u = \varepsilon_{cu}^* + \varepsilon_{s1} = 0,013$



**Σχήμα 10** Παραμορφωσιακά και εντατικά μεγέθη εστραμμένης διατομής κατά την αστοχία



**Σχήμα 11**

### 1.3 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα θ. Π. Τάσιου

Για την παραμόρφωση της ακραίας θλιβόμενης ίνας του σκυροδέματος  $\varepsilon_{cy} = 0,0058$  και την τάση του θλιβόμενου διαμήκου σπλισμού  $\sigma_{s2} = 404,76 \text{ MPa}$ , οι οποίες υπολογίστηκαν σύμφωνα με τα παραπάνω κατά τη διαρροή και την αστοχία της ενισχυμένης διατομής αντίστοιχα, υπολογίζεται το πάχος του μανδύα FRP για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 1,43$  στο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου.

$$\varepsilon_{cm}^* = (\varepsilon_{cu}^* + \varepsilon_{cy})/2 = 0,0076$$

$$\alpha_{pl} = \alpha_o (1 - f_{sy}/\sigma_{s2}) = 17,6 \text{ mm}$$

Από τις εκφράσεις (4.2), (2.15) και (4.4) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $e = 2,7 \text{ mm}$ ,  $\omega_w = 0,569$  και  $e' = 1,8 \text{ mm}$ .

$$e - e' = 0,9 \text{ mm}$$

Από τις εκφράσεις (4.5), (4.15), (4.16) και (4.14) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $e_2 = 0,077 \text{ mm}$ ,  $A = 0,509$ ,  $B = 3,375$  και  $t_j' = 0,391 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 4 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j' = 0,480 \text{ mm}$ .

Τελικά, το πάχος του μανδύα FRP, τόσο για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του σπλισμού για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 25,0$ , όσο και για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 1,43$  στο δύσκαμπτο υποστύλωμα με  $T_c/T_1 = 2,0$ , λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, είναι τελικά το μέγιστο των δύο τιμών που υπολογίστηκαν σύμφωνα με τα παραπάνω  $t_j = \max(t_{j,SPL}, t_j') = 0,391 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 4 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,480 \text{ mm}$ .

## 2 Εύκαμπτος φορέας με $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$ (ανεξάρτητα της τιμής του $T_c/T_1$ ) και $L_s/d_b = 25,0$

Ομοίως, εκτελούνται και οι υπολογισμοί για εύκαμπτο φορέα με  $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$  (ανεξαρτήτως της τιμής του  $T_c/T_1$ ) για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 25,0$ , με το πάχος του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του σπλισμού να είναι και πάλι  $t_{j,SPL} = 0,205 \text{ mm}$ , οπότε τώρα προκύπτει σύμφωνα με τα προηγούμενα  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 1,86$ .

Η ισορροπία της διατομής, τόσο κατά τη διαρροή όσο και κατά την αστοχία, δεν μεταβάλλεται σε σχέση με πριν. Αντίστοιχα, παραμένουν σταθερά και τα μεγέθη που αφορούν την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 1,86$  στο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου.

Τελικά ,το πάχος του μανδύα FRP, τόσο για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 25,0$ , όσο και για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 1,86$  στο εύκαμπτο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, είναι τελικά το ίδιο με πριν  $t_j = \max(t_{j,SPL}, t'_j) = 0,391 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 4 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,480 \text{ mm}$ .

### 3 Δύσκαμπτος φορέας με $T_1/T_c < 1 \rightarrow T_c/T_1 > 1$ (επιλέγεται $T_c/T_1 = 2,0$ ) και $L_s/d_b = 20,0$

Ομοίως με πριν, το πάχος του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού σύμφωνα με την παράγραφο 3.2 είναι  $t_{j,SPL} = 0,560 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 5 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_{j,SPL} = 0,600 \text{ mm}$ .

$$\alpha_{no} = 1 - 8/(3 \times 4) = 0,333$$

$$\alpha = \alpha_{no} + 2R/b = 0,733$$

Από τις εκφράσεις (2.15), (2.16) και (2.17), όπου  $\gamma_{FRP} = 1,0$ , προκύπτει  $\omega_{wd,SPL} = 4t_{j,SPL}f_{ud}/(bf_{cd}) = 1,536$ .

Από τις εκφράσεις (2.15) και (2.16) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $f_{cd}^* = 38,96 \text{ MPa}$  και  $\varepsilon_{cu}^* = 0,0224 > 0,0035$ .

$$\alpha_{\pi\lambda\eta\rho} = [f_{cd}^*\varepsilon_{cu}^* - 1/3f_{cd}^*\varepsilon_{co}^* - 1/2(f_{cd}^* - 0,85f_{cd})(\varepsilon_{cu}^* - \varepsilon_{co}^*)]/(f_{cd}^*\varepsilon_{cu}^*) = 0,667, \text{ όπου } \varepsilon_{co}^* =$$

$$(f_{cd}^*/f_{cd})^2\varepsilon_{co} = 0,0128$$

Από την έκφραση (4.12) προκύπτει  $\mu_{1/r,SPL} = \varepsilon_{cu}^*/[\gamma_{Rd}v_d(0,0015 + \varepsilon_{syd})] = 8,11$ , όπου  $\gamma_{Rd} = 1,25$ , και  $\mu_{d,SPL} = (\mu_{1/r,SPL} + 1,8)/2,8 = 3,54$ .

Από την έκφραση (2.10) προκύπτει  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 2,27$ .

#### 3.1 Ισορροπία ενισχυμένης διατομής κατά τη διαρροή, όπου $\varepsilon_{s1} = \varepsilon_{sy}$

Βάθος θλιβόμενης ζώνης σκυροδέματος:  $x = 113,2 \text{ mm}$

Παραμόρφωση ακραίας θλιβόμενης ίνας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cy} = (x/d - x) \times \varepsilon_{s1} = 0,0021$

Εσωτερική δύναμη σκυροδέματος:  $F_{cd} = 0,85\alpha_{\pi\lambda\eta\rho}x f_{cd}b = 625,25 \text{ kN}$

Δύναμη εφελκόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd1} = A_{s1}f_{syd} = 193,88 \text{ kN}$

Παραμόρφωση θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{s2} = (x - d_2)/(d - x) \times \varepsilon_{s1} = 0,0016$

Δύναμη θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd2} = A_{s2} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 193,70 \text{ kN}$

Ισοροπία εσωτερικών – εξωτερικών δυνάμεων διατομής:  $F_{cd} + F_{sd2} = F_{sd1} + N_d$

### 3.2 Ισοροπία ενισχυμένης διατομής κατά τη αστοχία

Βάθος θλιβόμενης ζώνης σκυροδέματος:  $x = 113,5 \text{ mm}$

Παραμόρφωση ακραίας θλιβόμενης ίνας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cu}^* = 0,0224$

Εσωτερική δύναμη σκυροδέματος:  $F_{cd} = 0,85\alpha_{\pi\lambda\eta\rho} x f_{cd} b = 626,91 \text{ kN}$

Παραμόρφωση εφελκυσμένου διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{s1} = (d - x)/x \times \varepsilon_{cu}^* = 0,0212$

Δύναμη εφελκυσμένου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd1} = A_{s1} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s1} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 201,61 \text{ kN}$

Παραμόρφωση θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{s2} = (x - d_2)/x \times \varepsilon_{cu}^* = 0,0167$

Δύναμη θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd2} = A_{s2} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 199,79 \text{ kN}$

Τάση θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\sigma_{s2} = 1,05 \times F_{sd2}/A_{s2} = 412,18 \text{ MPa}$

Ισοροπία εσωτερικών – εξωτερικών δυνάμεων διατομής:  $F_{cd} + F_{sd2} = F_{sd1} + N_d$

### 3.3 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα θ. Π. Τάσιου

Για την παραμόρφωση της ακραίας θλιβόμενης ίνας του σκυροδέματος  $\varepsilon_{cy} = 0,0021$  και την τάση του θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού  $\sigma_{s2} = 412,18 \text{ MPa}$ , οι οποίες υπολογίστηκαν σύμφωνα με τα παραπάνω κατά τη διαρροή και την αστοχία της ενισχυμένης διατομής αντίστοιχα, υπολογίζεται το πάχος του μανδύα FRP για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 2,27$  στο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου.

$$\varepsilon_{cm}^* = (\varepsilon_{cu}^* + \varepsilon_{cy})/2 = 0,0123$$

$$\alpha_{pl} = \alpha_o (1 - f_{sy}/\sigma_{s2}) = 44,3 \text{ mm}$$

Από τις εκφράσεις (4.2), (2.15) και (4.4) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $e = 5,7 \text{ mm}$ ,  $\omega_w = 1,540$  και  $e' = 4,7 \text{ mm}$ .

$$e - e' = 1,0 \text{ mm}$$

Από τις εκφράσεις (4.5), (4.15), (4.16) και (4.14) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $e_2 = 0,085 \text{ mm}$ ,  $A = 0,197$ ,  $B = 1,246$  και  $t_j' = 0,957 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση,

να χρησιμοποιηθούν 8 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j' = 0,960 \text{ mm}$ .

Τελικά, το πάχος του μανδύα FRP, τόσο για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 20,0$ , όσο και για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 2,27$  στο δύσκαμπτο υποστύλωμα με  $T_c/T_1 = 2,0$ , λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, είναι τελικά το μέγιστο των δύο τιμών που υπολογίστηκαν σύμφωνα με τα παραπάνω  $\cdot t_j = \max(t_{j,SPL}, t_j') = 0,957 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 8 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,960 \text{ mm}$  (χωρίς να γίνει διόρθωση λόγω μεγάλου πλήθους των στρώσεων, αφού δεν πρόκειται για διαστασιολόγηση μιας επέμβασης, αλλά για διερεύνηση ενός προσομοιώματος).

#### 4 Εύκαμπτος φορέας με $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$ (ανεξάρτητα της τιμής του $T_c/T_1$ ) και $L_s/d_b = 20,0$

Ομοίως, εκτελούνται και οι υπολογισμοί για εύκαμπτο φορέα με  $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$  (ανεξαρτήτως της τιμής του  $T_c/T_1$ ) για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 20,0$ , με το πάχος του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού να είναι και πάλι  $t_{j,SPL} = 0,560 \text{ mm}$ , οπότε τώρα προκύπτει σύμφωνα με τα προηγούμενα  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 3,54$ .

Η ισορροπία της διατομής, τόσο κατά τη διαρροή όσο και κατά την αστοχία, δεν μεταβάλλεται σε σχέση με πριν. Αντίστοιχα, παραμένουν σταθερά και τα μεγέθη που αφορούν την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 3,54$  στο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου.

Τελικά, το πάχος του μανδύα FRP, τόσο για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 20,0$ , όσο και για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 3,54$  στο εύκαμπτο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, είναι τελικά το ίδιο με πριν  $\cdot t_j = \max(t_{j,SPL}, t_j') = 0,957 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 8 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,960 \text{ mm}$  (χωρίς να γίνει διόρθωση λόγω μεγάλου πλήθους των στρώσεων, αφού δεν πρόκειται για διαστασιολόγηση μιας επέμβασης, αλλά για διερεύνηση ενός προσομοιώματος).

#### 5 Δύσκαμπτος φορέας με $T_1/T_c < 1 \rightarrow T_c/T_1 > 1$ (επιλέγεται $T_c/T_1 = 2,0$ ) και $L_s/d_b = 30,0$

Ομοίως με πριν, το πάχος του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού σύμφωνα με την παράγραφο 3.2 είναι  $t_{j,SPL} = 0,067 \text{ mm}$ , μπορεί δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθεί 1 στρώση



FRP συνολικού πάχους  $\sum t_{j,SPL} = 0,120 \text{ mm}$ .

$$\alpha_{no} = 1 - 8/(3 \times 4) = 0,333$$

$$\alpha = \alpha_{no} + 2R/b = 0,733$$

Από τις εκφράσεις (2.15), (2.16) και (2.17), όπου  $\gamma_{FRP} = 1,0$ , προκύπτει  $\omega_{wd,SPL} = 4t_{j,SPL}f_{fud}/(bf_{cd}) = 0,185$ .

Από τις εκφράσεις (2.15) και (2.16) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $f_{cd}^* = 19,91 \text{ MPa}$  και  $\varepsilon_{cu}^* = 0,0059 > 0,0035$ .

$$\alpha_{\pi\lambda\eta\rho} = [f_{cd}^*\varepsilon_{cu}^* - 1/3f_{cd}^*\varepsilon_{co}^* - 1/2(f_{cd}^* - 0,85f_{cd})(\varepsilon_{cu}^* - \varepsilon_{co}^*)]/(f_{cd}^*\varepsilon_{cu}^*) = 0,737, \text{ όπου } \varepsilon_{co}^* = (f_{cd}^*/f_{cd})^2\varepsilon_{co} = 0,0033$$

Από την έκφραση (4.12) προκύπτει  $\mu_{1/r,SPL} = \varepsilon_{cu}^*/[\gamma_{Rd}v_d(0,0015 + \varepsilon_{syd})] = 2,12$ , όπου  $\gamma_{Rd} = 1,25$ , και  $\mu_{d,SPL} = (\mu_{1/r,SPL} + 1,8)/2,8 = 1,40$ .

Από την έκφραση (2.10) προκύπτει  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c(\mu_{d,SPL} - 1) = 1,20$ .

### 5.1 Ισορροπία ενισχυμένης διατομής κατά τη διαρροή, όπου $\varepsilon_{s1} = \varepsilon_{sy}$

Βάθος θλιβόμενης ζώνης σκυροδέματος:  $x = 198,8 \text{ mm}$

Παραμόρφωση ακραίας θλιβόμενης ίνας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cy} = (x/d - x) \times \varepsilon_{s1} = 0,0179$

Εσωτερική δύναμη σκυροδέματος:  $F_{cd} = 0,85\alpha_{\pi\lambda\eta\rho}xf_{cd}b = 619,53 \text{ kN}$

Δύναμη εφελκόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd1} = A_{s1}f_{syd} = 193,88 \text{ kN}$

Παραμόρφωση θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{s2} = (x - d_2)/(d - x) \times \varepsilon_{s1} = 0,0153$

Δύναμη θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd2} = A_{s2}[f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 199,23 \text{ kN}$

Ισορροπία εσωτερικών – εξωτερικών δυνάμεων διατομής:  $F_{cd} + F_{sd2} = F_{sd1} + N_d$

### 5.2 Ισορροπία ενισχυμένης διατομής κατά τη αστοχία

Βάθος θλιβόμενης ζώνης σκυροδέματος:  $x = 200,0 \text{ mm}$

Παραμόρφωση ακραίας θλιβόμενης ίνας σκυροδέματος:  $\varepsilon_{cu}^* = 0,0059$

Εσωτερική δύναμη σκυροδέματος:  $F_{cd} = 0,85\alpha_{\pi\lambda\eta\rho}xf_{cd}b = 623,27 \text{ kN}$

Παραμόρφωση εφελκόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{s1} = (d - x)/x \times \varepsilon_{cu}^* = 0,0006$

Δύναμη εφελκόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd1} = A_{s1}[f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s1} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 193,33 \text{ kN}$

Παραμόρφωση θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\varepsilon_{s2} = (x - d_2)/x \times \varepsilon_{cu}^* = 0,0051$

Δύναμη θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $F_{sd2} = A_{s2} [f_{sy} + 0,83 \times (\varepsilon_{s2} - \varepsilon_{sy})]/1,05 = 195,11 \text{ kN}$

Τάση θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού:  $\sigma_{s2} = 1,05 \times F_{sd2}/A_{s2} = 402,53 \text{ MPa}$

Ισορροπία εσωτερικών – εξωτερικών δυνάμεων διατομής:  $F_{cd} + F_{sd2} = F_{sd1} + N_d$

### 5.3 Αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα θ. Π. Τάσιου

Για την παραμόρφωση της ακραίας θλιβόμενης ίνας του σκυροδέματος  $\varepsilon_{cy} = 0,0179$  και την τάση του θλιβόμενου διαμήκους οπλισμού  $\sigma_{s2} = 402,53 \text{ MPa}$ , οι οποίες υπολογίστηκαν σύμφωνα με τα παραπάνω κατά τη διαρροή και την αστοχία της ενισχυμένης διατομής αντίστοιχα, υπολογίζεται το πάχος του μανδύα FRP για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 1,20$  στο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου.

$$\varepsilon_{cm}^* = (\varepsilon_{cu}^* + \varepsilon_{cy})/2 = 0,0119$$

$$\alpha_{pl} = \alpha_o (1 - f_{sy}/\sigma_{s2}) = 9,428 \text{ mm}$$

Από τις εκφράσεις (4.2), (2.15) και (4.4) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $e = 2,6 \text{ mm}$ ,  $\omega_w = 0,190$  και  $e' = 0,6 \text{ mm}$ .

$$e - e' = 2,0 \text{ mm}$$

Από τις εκφράσεις (4.5), (4.15), (4.16) και (4.14) προκύπτουν, αντίστοιχα,  $e_2 = 0,165 \text{ mm}$ ,  $A = 2,229$ ,  $B = 10,084$  και  $t'_j = 0,197 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 2 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t'_j = 0,240 \text{ mm}$ .

Τελικά, το πάχος του μανδύα FRP, τόσο για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 30,0$ , όσο και για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = 1 + T_1/T_c (\mu_{d,SPL} - 1) = 1,20$  στο δύσκαμπτο υποστύλωμα με  $T_c/T_1 = 2,0$ , λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, είναι τελικά το μέγιστο των δύο τιμών που υπολογίστηκαν σύμφωνα με τα παραπάνω  $\cdot t_j = \max(t_{j,SPL}, t'_j) = 0,197 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 2 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,240 \text{ mm}$ .

## 6 Εύκαμπτος φορέας με $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$ (ανεξάρτητα της τιμής του $T_c/T_1$ ) και $L_s/d_b = 30,0$

Ομοίως, εκτελούνται και οι υπολογισμοί για εύκαμπτο φορέα με  $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$  (ανεξαρτήτως της τιμής του  $T_c/T_1$ ) για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 30,0$ , με το πάχος του

μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού να είναι και πάλι  $t_{j,SPL} = 0,067 \text{ mm}$ , οπότε τώρα προκύπτει σύμφωνα με τα προηγούμενα  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 1,40$ .

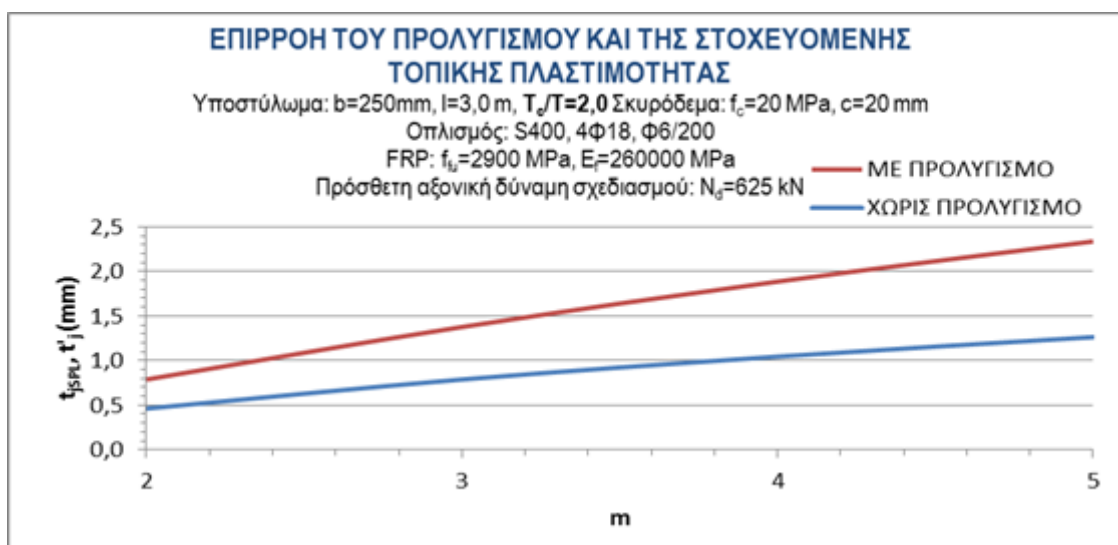
Η ισορροπία της διατομής, τόσο κατά τη διαρροή όσο και κατά την αστοχία, δεν μεταβάλλεται σε σχέση με πριν. Αντίστοιχα, παραμένουν σταθερά και τα μεγέθη που αφορούν την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 1,40$  στο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου.

Τελικά ,το πάχος του μανδύα FRP, τόσο για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού για την περίπτωση που  $L_s/d_b = 30,0$ , όσο και για την πρόσδοση τοπικής πλαστιμότητας  $m_{SPL} = \mu_{d,SPL} = 1,40$  στο εύκαμπτο υποστύλωμα, λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, είναι τελικά το ίδιο με πριν  $\cdot t_j = \max(t_{j,SPL}, t'_j) = 0,197 \text{ mm}$ , μπορούν δηλαδή, στη συγκεκριμένη περίπτωση, να χρησιμοποιηθούν 2 στρώσεις FRP συνολικού πάχους  $\sum t_j = 0,240 \text{ mm}$ .

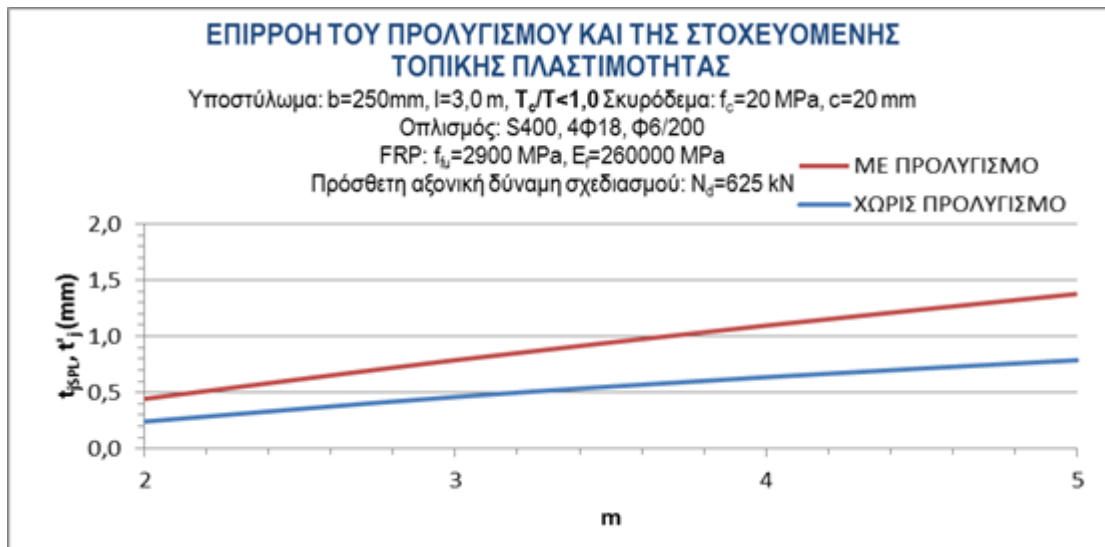
## 7 Πίνακες - Σχήματα - Παρατηρήσεις

Η παραπάνω διαδικασία συνοψίζεται τόσο χωρίς όσο και λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου για τιμές από 2 έως 5 της στοχευόμενης τοπικής πλαστιμότητας στο υποστύλωμα και τα αποτελέσματα παρουσιάζονται εμποπικά με τη μορφή διαγραμμάτων στο **Σχήμα 12** για την περίπτωση του δύσκαμπτου φορέα και στο **Σχήμα 13** για την περίπτωση του εύκαμπτου φορέα.

Παρατηρείται ότι, και στις δύο περιπτώσεις, τόσο χωρίς όσο και λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου, οι τιμές του απαιτούμενου πάχους FRP δεν εξαρτώνται από το μήκος παράθεσης των ράβδων του διαμήκους οπλισμού.



**Σχήμα 12** Δύσκαμπτος φορέας



**Σχήμα 13** Εύκαμπτος φορέας

Ωστόσο, διαιρώντας τις τεταγμένες των παραπάνω καμπυλών όπου λαμβάνεται υπόψη ο προλυγισμός της θλιβόμενης ράβδου, με την τιμή εκείνη του απαιτούμενου πάχους FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού (κατά περίπτωση σύμφωνα με τις παραγράφους 1 - 6), προκύπτουν τα κανονικοποιημένα διαγράμματα που φαίνονται στο **Σχήμα 14** για την περίπτωση του δύσκαμπτου φορέα και στο **Σχήμα 15** για την περίπτωση του εύκαμπτου φορέα.

Παρατηρείται ότι το σημείο στο οποίο οι κανονικοποιημένες καμπύλες έχουν τεταγμένη ίση με τη μονάδα αντιστοιχεί στην τοπική πλαστιμότητα  $m_{SPL}$ , που επιτυγχάνεται κατά περίπτωση αυτόματα με την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού για το υποστύλωμα.

Όσον αφορά σε οποιοδήποτε άλλο σημείο των κανονικοποιημένων καμπυλών, για να επιτευχθεί η στοχευόμενη τοπική πλαστιμότητα  $m > m_{SPL}$  που αντιστοιχεί σε αυτό, αρκεί να πολλαπλασιάσουμε κατά περίπτωση το πάχος  $t_{j,SPL}$  του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού με την τεταγμένη του αντίστοιχου σημείου (πολλαπλασιαστικός συντελεστής  $t'_j/t_{j,SPL}$  του σημείου αυτού). Σαν αποτέλεσμα, το πάχος  $t_j$  του μανδύα FRP που προκύπτει τελικά, εκτός από την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού, πραγματοποιεί και αύξηση της στοχευόμενης κατά περίπτωση τοπικής πλαστιμότητας στο υποστύλωμα πέραν της αυτομάτως επιτευχθείσας.

Τέλος, ακολουθεί μια προσπάθεια εμπειρικής έκφρασης του πολλαπλασιαστικού αυτού συντελεστή  $t'_j/t_{j,SPL}$  του απαιτούμενου πάχους FRP για την πραγματοποίηση και των δύο παραπάνω σκοπών συναρτήσει της στοχευόμενης τοπικής πλαστιμότητας στο υποστύλωμα. Καθώς το ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης των ράβδων του οπλισμού αυξάνεται, ο πολλαπλασιαστικός συντελεστής του απαιτούμενου πάχους FRP αυξάνεται και αυτός (ενώ φυσιολογικά θα αναμενόταν να μειώνεται), γεγονός που δεν αντικατοπτρίζει την πραγματική φύση του προβλήματος και οφείλεται αποκλειστικά στο πάχος  $t_{j,SPL}$ , το οποίο παράλληλα μειώνεται δυσανάλογα πολύ.

### 7.1 Δύσκαμπτος φορέας με $T_1/T_c < 1 \rightarrow T_c/T_1 > 1$ (επιλέγεται $T_c/T_1 = 2, 0$ )

7.1.1 Ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης ράβδων οπλισμού  $L_s/d_b = 20,0$

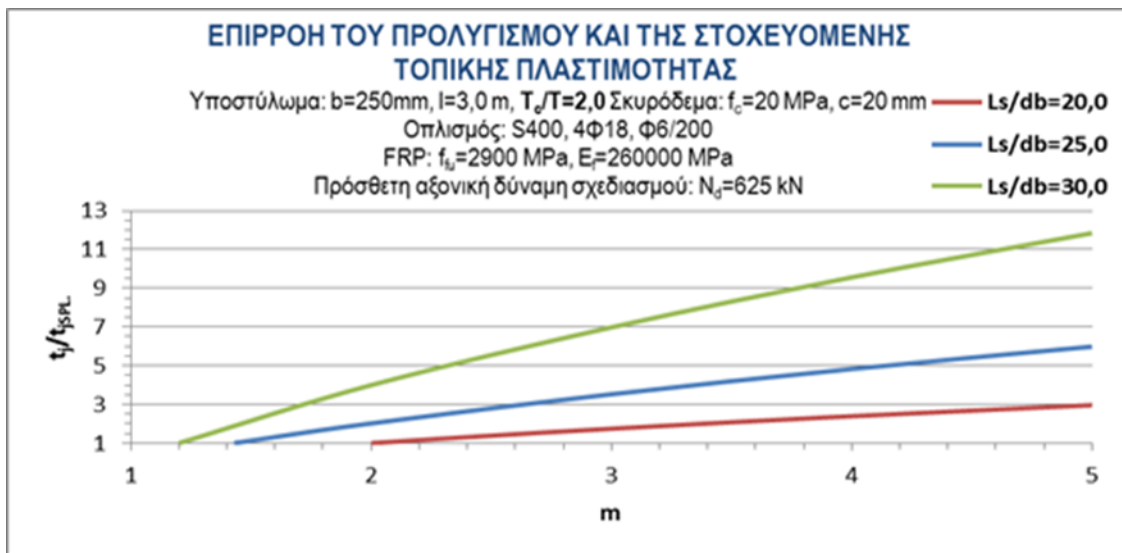
$$t'_j/t_{j,SPL} = \lambda/2 (m - 1/2) \text{ με } \lambda = \sqrt{T_c/T_1} \text{ και } m > 1/2$$

7.1.2 Ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης ράβδων οπλισμού  $L_s/d_b = 25,0$

$$t'_j/t_{j,SPL} = (\lambda m - 1) \text{ με } \lambda = \sqrt{T_c/T_1} \text{ και } m > 1,0$$

7.1.3 Ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης ράβδων οπλισμού  $L_s/d_b = 30,0$

$$t'_j/t_{j,SPL} = \lambda^2 (\lambda m - 1) \text{ με } \lambda = \sqrt{T_c/T_1} \text{ και } m > 1,0$$



**Σχήμα 14** Δύσκαμπτος φορέας

### 7.2 Εύκαμπτος φορέας με $T_1/T_c > 1 \rightarrow T_c/T_1 < 1$ (ανεξάρτητα της τιμής του $T_c/T_1$ )

7.2.1 Ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης ράβδων οπλισμού  $L_s/d_b = 20,0$

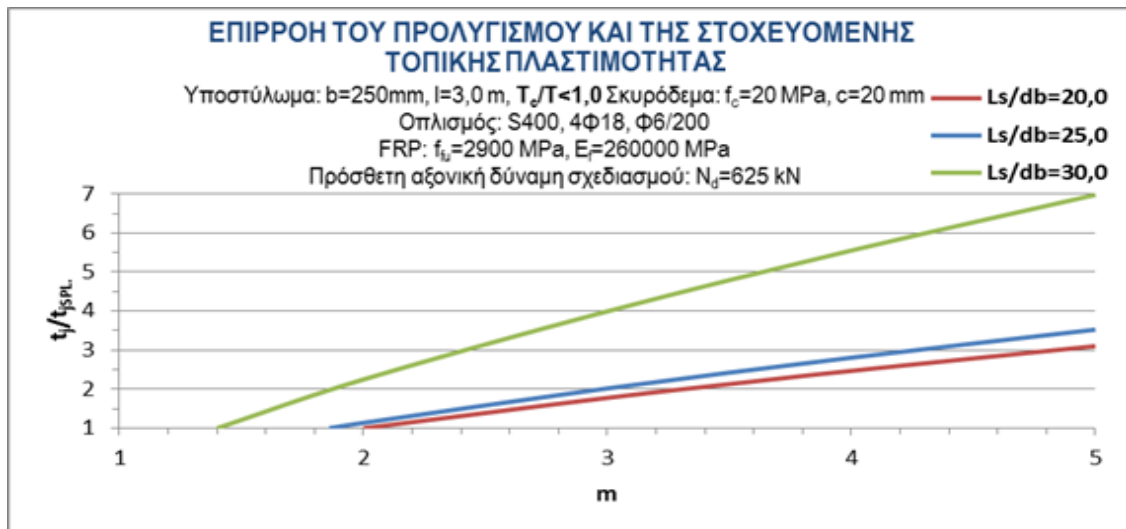
$$t'_j/t_{j,SPL} = 0,3(2m - 1) \text{ με } m > 1/2$$

7.2.2 Ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης ράβδων οπλισμού  $L_s/d_b = 25,0$

$$t'_j/t_{j,SPL} = 0,5 \left( \frac{7}{4} m - 1 \right) \text{ με } m > 4/7$$

7.2.3 Ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης ράβδων οπλισμού  $L_s/d_b = 30,0$

$$t'_j/t_{j,SPL} = 1,1 \left( \frac{3}{2} m - 1 \right) \text{ με } m > 2/3$$

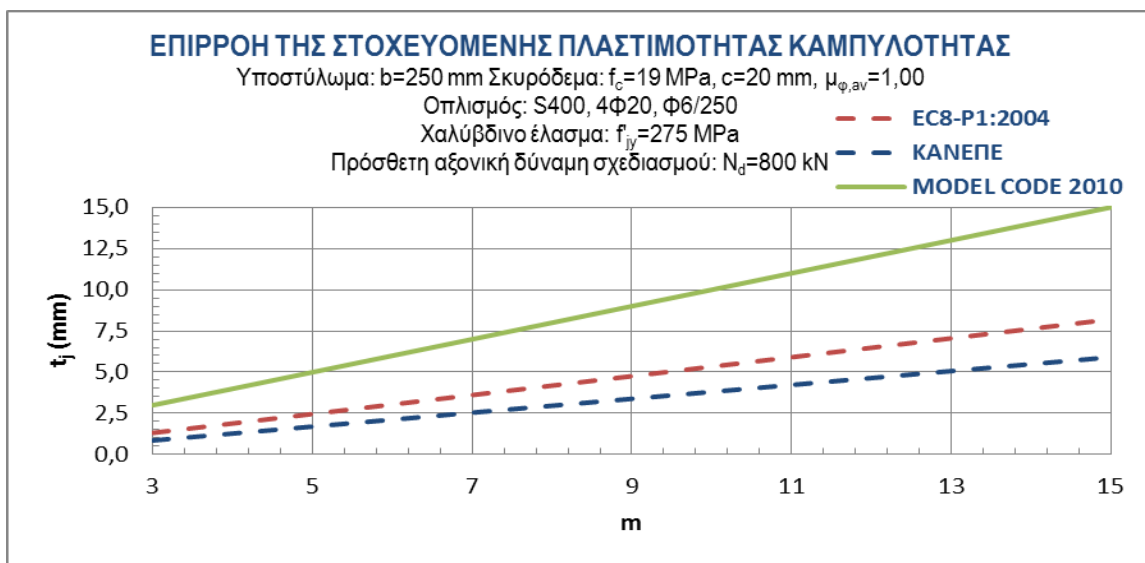


**Σχήμα 15** Εύκαμπτος φορέας

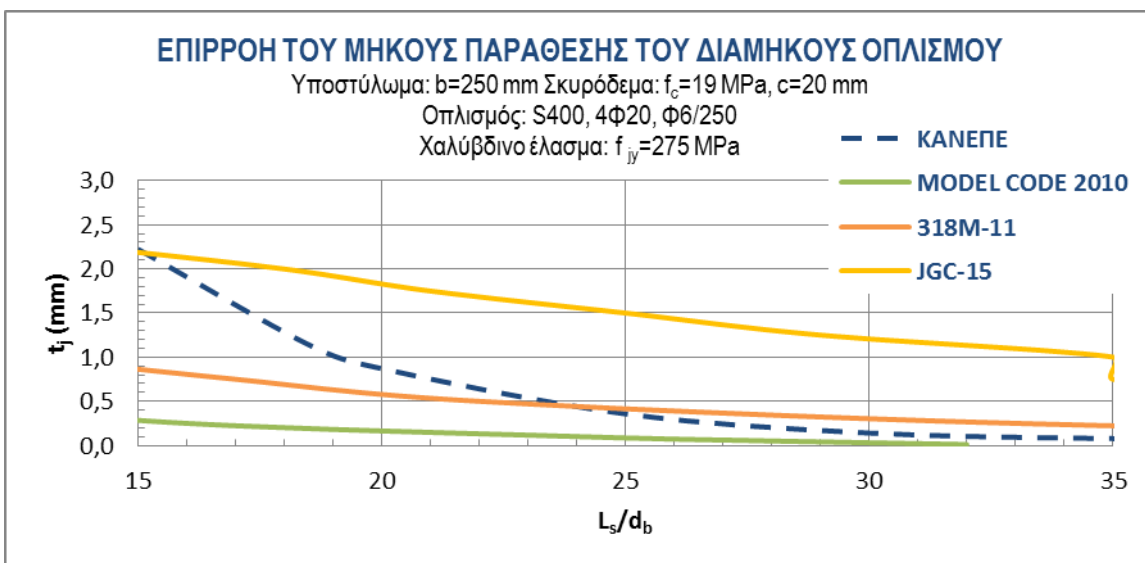
## ΠΑΡΑΡΤΗΜΑ V

Χρησιμοποιώντας το θεωρητικό υπόβαθρο του **Model Code 2010**, του **318M-11** και του **JGC-15** σύμφωνα με το **Παράρτημα I**, γίνεται προσομοίωση της αύξησης της τοπικής πλαστιμότητας και της αποκατάστασης των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού μέσω εφαρμογής εξωτερικής περισφιγξης στο στοιχείο από χαλύβδινο μανδύα (με κατάλληλη μετατροπή των επιμέρους συντελεστών για τα υφιστάμενα υλικά).

Για τις ανάγκες της προσομοίωσης, τα αποτελέσματα της οποίας παρουσιάζονται εποπτικά με τη μορφή διαγραμμάτων στο **Σχήμα 16** και στο **Σχήμα 17** αντίστοιχα, γίνεται αναγωγή του χαλύβδινου ελάσματος σε συνδεδήρες εγκάρσιου οπλισμού διανεμημένους σε απόσταση  $s$  σύμφωνα με την έκφραση  $A_{tr}/s = 2t_j$ .



**Σχήμα 16**



**Σχήμα 17**

## ΕΠΙΛΟΓΟΣ

### ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στη συνέχεια παρατίθενται συνοπτικά οι παρατηρήσεις που έλαβαν χώρα τόσο κατά τη μελέτη του θεωρητικού υποβάθρου των προσομοιωμάτων που χρησιμοποιήθηκαν στην παρούσα Μεταπτυχιακή Εργασία, όσο και κατά την επίλυση των δύο παραδειγμάτων και εξάγονται κάποια χρήσιμα συμπεράσματα.

Αρχικά, κατά τη μελέτη της αύξησης της φέρουσας ικανότητας του στοιχείου έναντι τέμνουσας λόγω ανεπάρκειας του οπλισμού διάτμησής του, και στις δύο περιπτώσεις τόσο το EC8-P3 όσο και το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου οδηγούν πρακτικά στις ίδιες τιμές απαιτούμενου πάχους FRP και χαλύβδινου ελάσματος. Ωστόσο, σύμφωνα με το EC8-P3, για την περίπτωση του μανδύα FRP αναμένεται αποκόλληση για πρόσθετη τέμνουσα δύναμη ίση με τη διατμητική αντοχή του, γεγονός που μοιάζει περίεργο για τόσο μικρό υποστύλωμα και για κλειστό μανδύα με στρογγυλεμένες γωνίες, με την προϋπόθεση πάντα ότι η κόλληση των άκρων του έχει γίνει με υλικό επαρκούς αντοχής, π.χ. ρητίνη.

Στη συνέχεια, κατά τη μελέτη της αύξησης της τοπικής πλαστιμότητας του στοιχείου, στην περίπτωση του μανδύα FRP τόσο το EC8-P3 όσο και ο ΚΑΝΕΠΕ οδηγούν πρακτικά στις ίδιες τιμές απαιτούμενου πάχους για τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας περί το σύνορο της μέσης (ΚΠΜ) και της υψηλής (ΚΠΥ) κατηγορίας πλαστιμότητας. Ωστόσο, πρόκειται μάλλον για μια αριθμητική σύμπτωση, αφού για μικρότερες και για μεγαλύτερες τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας οι τιμές του απαιτούμενου πάχους κατά το EC8-P3 είναι δυσανάλογα μικρές και μεγάλες αντίστοιχα. Σημειώνεται, επίσης, ότι, σε αντίθεση με τον ΚΑΝΕΠΕ, το EC8-P3 δεν λαμβάνει υπόψη τόσο τη μειωμένη αποδοτικότητα των πρόσθετων στρώσεων FRP μετά από ένα συγκεκριμένο πλήθος (π.χ. 5), όσο και τον μειωτικό συντελεστή αποδοτικότητας της περίσφιγξης α. Στην περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα μάλιστα, σύμφωνα με το EC8-P3, η αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας θεωρείται δυνατή για το υποστύλωμα, παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση του αυτή. Σύμφωνα με το προσομοίωμα του EC8-P1:2004 για την αύξηση της τοπικής πλαστιμότητας λόγω περίσφιγξης (με κατάλληλη μετατροπή των επιμέρους συντελεστών για τα υφιστάμενα υλικά), για μεγαλύτερες τιμές στοχευόμενης πλαστιμότητας καμπυλότητας οι τιμές του απαιτούμενου πάχους είναι σχετικά μεγάλες, συγκριτικά με εκείνες του ΚΑΝΕΠΕ.

Κατά τη μελέτη της αύξησης της τοπικής πλαστιμότητας λαμβάνοντας υπόψη και τον προλυγισμό της θλιβόμενης ράβδου κατά το προσομοίωμα Θ. Π. Τάσιου, και στις δύο περιπτώσεις, τόσο χωρίς όσο και λαμβάνοντας ταυτόχρονα υπόψη τη δράση του φαινομένου αυτού, οι τιμές του απαιτούμενου πάχους FRP δεν εξαρτώνται από το μήκος παράθεσης των ράβδων του διαμήκους οπλισμού. Ωστόσο, μετά από τη διαδικασία που περιγράφεται αναλυτικά στην αντίστοιχη παράγραφο, προκύπτουν κατά περίπτωση (δύσκαμπος ή εύκαμπος φορέας) τα αντίστοιχα κανονικοποιημένα διαγράμματα του



πολλαπλασιαστικού συντελεστή  $t'_j/t_{j,SPL}$ , με τον οποίο μπορούν να πολλαπλασιαστούν οι τιμές του πάχους  $t_{j,SPL}$  του μανδύα FRP για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού, ώστε να προκύψουν εκείνες που θα πραγματοποιούν ταυτόχρονα και αύξηση της στοχευόμενης τοπικής πλαστιμότητας στην τιμή  $m > m_{SPL}$  πέραν της αυτομάτως επιτευχθείσας  $m_{SPL}$  στο στοιχείο. Σημειώνεται, επίσης, ότι, καθώς το ανηγμένο διαθέσιμο μήκος παράθεσης των ράβδων του οπλισμού αυξάνεται, ο πολλαπλασιαστικός συντελεστής του απαιτούμενου πάχους FRP αυξάνεται και αυτός (ενώ φυσιολογικά θα αναμενόταν να μειώνεται), γεγονός που δεν αντικατοπτρίζει την πραγματική φύση του προβλήματος και οφείλεται αποκλειστικά στο πάχος  $t_{j,SPL}$ , το οποίο παράλληλα μειώνεται δυσανάλογα πολύ.

Τέλος, κατά τη μελέτη της αποκατάστασης των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού στην περίπτωση του μανδύα FRP, τόσο το EC8-P3 όσο και ο ΚΑΝΕΠΕ οδηγούν πρακτικά στις ίδιες τιμές απαιτούμενου πάχους για τιμές του ανηγμένου ως προς τη διάμετρό τους μήκους παράθεσης των ράβδων μεγαλύτερες του 25, ενώ για τιμές μικρότερες του 25 οι τιμές του απαιτούμενου πάχους κατά τον ΚΑΝΕΠΕ είναι δυσανάλογα μεγάλες, ειδικά για μεγαλύτερες τιμές της διαμέτρου. Αυτό το γεγονός οφείλεται κατά κύριο λόγο, σύμφωνα με την έκφραση (3.9), στον εκθέτη της έκτης δύναμης του όρου της διαμέτρου, ο οποίος κάνει τα αποτελέσματά της υπερευαίσθητα σε οποιαδήποτε μεταβολή της τιμής του. Σημειώνεται, επίσης, ότι, υπάρχουν διάφορες απόψεις ως προς την ερμηνεία του μεγέθους  $\varepsilon_{f,u}$ , σύμφωνα με την έκφραση (3.5) του EC8-P3. Στη συγκεκριμένη θεώρηση γίνεται ακριβής ερμηνεία του κειμένου του Κανονισμού και σαν αποτέλεσμα, ως  $\varepsilon_{f,u}$  θεωρείται η οριακή παραμόρφωση του CFRP, η οποία δεν μπορεί να ληφθεί μεγαλύτερη από 0,0150. Ωστόσο, αν ως  $\varepsilon_{f,u}$  θεωρηθεί η πραγματική παραμόρφωση του FRP υπό τις συγκεκριμένες συνθήκες, οι τιμές του απαιτούμενου πάχους θα προκύψουν περίπου 100% υψηλότερες από τις προηγούμενες. Στην περίπτωση του χαλύβδινου μανδύα, σύμφωνα με το EC8-P3, η σύσφιξη στις περιοχές των ενώσεων με υπερκάλυψη και η βελτίωση της ικανότητας παραμόρφωσης των υποστυλωμάτων υπό ανακυκλιζόμενη φόρτιση θεωρούνται δυνατές, παρά ταύτα, δεν ορίζεται κάποιο ακριβές προσομοίωμα που να περιγράφει ικανοποιητικά τη δράση του αυτή.

Συνοψίζοντας αναφέρεται ότι το EC8-P3 θα πρέπει, όπως άλλωστε και όλοι οι Κανονισμοί, να επεξεργαστεί και να βελτιωθεί, ώστε να εξαλειφθούν πιθανά λάθη και εσωτερικές ασυνέχειες, να προταθούν εμπειριστατωμένα προσομοιώματα για όλες τις μεθόδους επέμβασης σε ραβδόμορφα στοιχεία (π.χ. χαλύβδινος μανδύας) και να ενσωματώσει τη συνεχή θεωρητική πρόοδο (π.χ. μετατροπή - από τον Κο Μ. Ν. Φαρδή σε πρόσφατη παρουσίασή του - της έκφρασης (3.5) για την αποκατάσταση των ανεπαρκών μηκών παράθεσης των ράβδων του οπλισμού μέσω εφαρμογής εξωτερικής περίσφιγξης στο στοιχείο από μανδύα FRP ως  $l_{ou,min} = d_{bL}f_{yL}/[(1,05 + 14,5\alpha_{l,f}\rho_f f_{f,e})\sqrt{f_c}]$  με  $f_{f,e} = \min(f_{fu}, \varepsilon_{fu}E_f)[0,5; 1 - 0,7\min(f_{fu}, \varepsilon_{fu}E_f)\rho_f/f_c]$  και τις εξελίξεις στην τεχνολογία των επεμβάσεων, καθώς και τις εμπειρικές γνώσεις των χρηστών του.

## ΣΥΝΟΠΤΙΚΟ ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΚΟ ΔΕΛΤΙΟ

American Concrete Institute (ACI), **Building Code Requirements for Structural Concrete (318M-11)**, Michigan, 2011

Comité Européen de Normalisation (CEN), **Ευρωκώδικας 8: Αντισεισμικός Σχεδιασμός/Μέρος 1: Γενικοί Κανόνες, Σεισμικές Δράσεις και Κανόνες για Κτίρια (EN1998-1:2004)**, Βρυξέλλες, 2004

Comité Européen de Normalisation (CEN), **Ευρωκώδικας 8: Αντισεισμικός Σχεδιασμός/Μέρος 3: Αποτίμηση της Φέρουσας Ικανότητας και Ενισχύσεις Κτιρίων (EN1998-3)**, Βρυξέλλες, 2005

Fardis M. N., **Seismic Design, Assessment and Retrofitting of Concrete Buildings**, New York: Springer, 2009

Fédération Internationale du Béton (fib), **Model Code 2010**, Lausanne, 2012

Japan Society of Civil Engineers (JSCE), **Standard Specifications for Concrete Structures 2007/Design (JGC-15)**, Tokyo, 2010

Οργανισμός Αντισεισμικού Σχεδιασμού και Προστασίας (ΟΑΣΠ), **Κανονισμός Επεμβάσεων 2012 (ΚΑΝΕΠΕ 2012)**, Αθήνα, 2012

Σταθάτος Α., Βιντζηλαίου Ε., Μ.Ε. **Σεισμική Συμπεριφορά και Διαθέσιμη Πλαστική Γωνία Στροφής Υποστυλωμάτων από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα.**, Αθήνα: Εθνικό Μετσόβιο Πολυτεχνείο (ΕΜΠ), 2005

Τάσιος Θ. Π., **Θεωρία Σχεδιασμού Επισκευών και Ενισχύσεων**, Αθήνα: Εθνικό Μετσόβιο Πολυτεχνείο (ΕΜΠ), 2012

Τάσιος Θ. Π., **Κατασκευές και Θεμελιώσεις από Ωπλισμένο Σκυρόδεμα**, Αθήνα: Συμμετρία, 1999