

# Αποτίμηση και Αναβάθμιση Διαβρωμένων Κατασκευών Ο.Σ. με Σύνθετα Υλικά Ι.Ο.Π.

Σ. Π. ΤΑΣΤΑΝΗ

Διδάκτωρ Πολιτικός Μηχανικός Δ.Π.Θ.

Σ. Ι. ΠΑΝΤΑΖΟΠΟΥΛΟΥ

Καθηγήτρια, Τμήμα Πολιτικών Μηχανικών Δ.Π.Θ.

## Περίληψη

Στην εργασία αυτή διερευνούνται οι διάφοροι μηχανισμοί αστοχίας (κάμψη, διάτμηση και αγκύρωση) ανεπαρκώς οπλισμένων δομικών στοιχείων, υφιστάμενων κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα (Ο.Σ.) που, επιπλέον, έχουν υποστεί τις δυσμενείς συνέπειες της μακροχρόνιας έκθεσης σε διαβρωτικούς παράγοντες. Η διάβρωση του χαλύβδινου οπλισμού αποτελεί κρίσιμη παράμετρο στην αποτίμηση της συμπεριφοράς παλαιών κατασκευών ως προς τη δυσκαμψία, την αντοχή και την παραμορφωσιμότητα, διότι μειώνει το διαθέσιμο εμβαδόν οπλισμού, αλλοιώνει την επιφανειακή μορφολογία των ράβδων και διαταράσσει τη συνεργασία των δύο υλικών, δηλαδή τη συνάφεια. Στο δεύτερο σκέλος της εργασίας διατυπώνεται μεθοδολογία αντισεισμικής ενίσχυσης / επισκευής, με *εξωτερικώς* επικολούμενα *ινοπλισμένα πολυμερή* (E-ΙΟΠ) ως μέσο αναχαίτισης της διάβρωσης, ανάκτησης της αντοχής και της παραμορφωσιμότητας. Η διογκωτική φύση της διάβρωσης, σε συνδυασμό με απλοποιημένες αριθμητικές εκφράσεις, οι οποίες απορρέουν από βασικές αρχές της Μηχανικής του Ο.Σ., αποτελούν το μέσο αποτίμησης και σχεδιασμού της ενίσχυσης με E-ΙΟΠ, συνδέοντας τις μηχανικές και γεωμετρικές ιδιότητες των σύνθετων μανδύων με το βαθμό διάβρωσης και τη σκοπούμενη αντοχή και ικανότητα στροφής του δομικού στοιχείου.

## 1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Οι κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος (Ο.Σ.), που έχουν μελετηθεί με Κανονισμούς προ του '80, αντιπροσωπεύουν τη μεγάλη πλειονότητα των υφιστάμενων κατασκευών στην Ελλάδα. Χαρακτηρίζονται δε, ως παλαιάς τεχνολογίας, αφού δε συμμορφώνονται με τις σύγχρονες προδιαγραφές αντισεισμικότητας που εισήχθησαν με τα πρόσθετα Άρθρα του Αντισεισμικού Κανονισμού, περίπου το 1985. Από την εποχή του '70 απαντάται, κυρίως, ο τύπος δομήματος pilotis, όπου υπάρχει προδιαμορφωμένος ο μαλακός όροφος. Στα υποστυλώματα του μαλακού ορόφου, όπου συνήθως υπάρχει και η μεγαλύτερη σεισμική απαίτηση για ικανότητα στροφής, η συχνή ανεπάρκεια των συνδετήρων ως προς τη διάταξη και τις λεπτομέρειες αγκύρωσης καθιστά την κατασκευή ιδιαίτερα επισφαλή. Οι επιπτώσεις αυτές συνυπάρχουν, συνήθως, με φαινόμενα αποσύνθεσης των δομικών στοιχείων, εξαιτίας της μακροχρόνιας έκθεσής τους σε καθεστώς διάβρωσης είτε λόγω της ενανθράκωσης

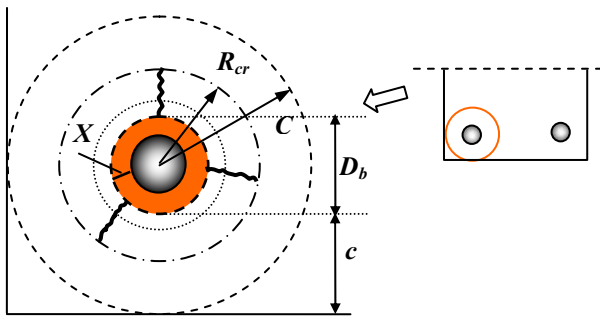
Υποβλήθηκε: 4.12.2006 Έγινε δεκτή: 15.3.2007

του σκυροδέματος χαμηλής αντοχής (και άρα υψηλού πορώδους), είτε λόγω της θέσης του κτίσματος πλησίον της παράκτιας ζώνης, σε περιβάλλον δηλαδή υψηλής περιεκτικότητας σε χλωριόντα.

Όταν οι διάφοροι παράγοντες διάβρωσης, όπως υγρασία, οξυγόνο και χλωριόντα βρίσκονται σε κρίσιμα επίπεδα συγκέντρωσης στην επικάλυψη σκυροδέματος, ενεργοποιείται η διαδικασία οξείδωσης του οπλισμού, η οποία οδηγεί σε παράγωγα σκουριάς που συνήθως καταλαμβάνουν πολλαπλάσιο όγκο έναντι του καταναλωθέντος μητρικού μετάλλου [1] (Σχ. 1). Κατά τα πρώτα στάδια εκδήλωσης του φαινομένου, παρατηρούνται λεκέδες καφέ χρώματος στις ελεύθερες επιφάνειες των δομικών στοιχείων. Σε προχωρημένο στάδιο, τα προϊόντα σκουριάς, λόγω του μεγαλύτερου όγκου τους έναντι του μητρικού μετάλλου, ασκούν αποσχιτικές πιέσεις στο περιβάλλον σκυρόδεμα και προκαλούν ρηγμάτωση της επικάλυψης. Με το σχηματισμό των ρωγμών επιταχύνεται το φαινόμενο διότι διευκολύνεται η διοχέτευση των παραγόντων διάβρωσης προς τους οπλισμούς. Στο τελικό στάδιο, λαμβάνει χώρα διάρρηξη και εκτίναξη της επικάλυψης. Αυτού του είδους η βλάβη είναι καταστροφική ως προς την ορθή λειτουργία των αγκυρώσεων, εφόσον καταργείται μερικώς ή ολοκληρωτικώς η μεταφορά τάσεων από το ένα υλικό στο άλλο μέσω του μηχανισμού συνάφειας. Επιπλέον, η οξείδωση του μετάλλου οδηγεί σε μείωση της ενεργού διατομής καθώς και σε ψαθυροποίηση του χάλυβα των οπλισμών. Φυσικό επακόλουθο των καταστρεπτικών συνεπειών της διάβρωσης είναι η υποβάθμιση της φέρουσας και παραμορφωσιακής ικανότητας των στοιχείων ως προς τους μηχανισμούς κάμψης, διάτμησης και αγκύρωσης. Η αλλαγή στα μεγέθη και στη συσχέτιση των διαθέσιμων αντοχών του κάθε μηχανισμού αστοχίας είναι δυνατόν να επιφέρει ανατροπή των οιονεί ιεραρχημένων μορφών αστοχίας των δομικών στοιχείων, περιορίζοντας τελικώς τη σεισμική αντίσταση του δομήματος [2, 3].

Στην παρούσα εργασία μελετώνται η μηχανική βλάβη που επιφέρει η διαδικασία της διάβρωσης, η αποτίμηση των επιπτώσεών της σε δείκτες αντοχής και παραμορφωσιμότητας των επιμέρους δομικών στοιχείων μιας κατασκευής, καθώς και η ανάπτυξη μεθοδολογίας ανάκτησης ή/και ενίσχυσης

της σεισμικής τους αντίστασης. Η χρήση των εξωτερικών επικολλούμενων ινοπλισμένων πολυμερών (E-ΙΟΠ), είτε σε ρόλο αναχαιτιστή διάβρωσης, είτε στην επισκευή / ενίσχυση κατασκευών που έχουν υποστεί διάβρωση των οπλισμών, αποτελεί ενεργό πεδίο έρευνας την τελευταία 20ετία. Έχει αποδειχθεί ότι οι μανδύες E-ΙΟΠ περιορίζουν δραστικά την εξέλιξη του φαινομένου στη μετά την επισκευή συνεχιζόμενη έκθεση σε διαβρωτικούς παράγοντες, εξαιτίας α) της χημικά αδρανούς και αδιαπέραστης σκληρυμένης ρητίνης και β) της ενεργοποίησής τους σε παθητική περίσφιγξη υπό τη διογκωτική δράση των παραγώγων σκουριάς [1,4,5]. Ως προς τη μηχανική τους δράση, οι μανδύες E-ΙΟΠ, δρώντας ταυτοχρόνως ως οπλισμός περίσφιγξης και διάτμησης, συμβάλλουν θετικά στην αντοχή, την παραμορφωσιμότητα και την απορρόφηση ενέργειας κατά τη σεισμική ανακυκλιζόμενη ένταση [3,6]. Σημειώνεται ότι οι απομειωμένοι δείκτες συμπεριφοράς αποκαθίστανται επαρκώς, εάν ο βαθμός διάβρωσης είναι περιορισμένος, όχι μεγαλύτερος από 10% σε απώλεια μάζας μετάλλου.



Σχήμα 1: Συσσώρευση σκουριάς γύρω από ράβδο οπλισμού και ορισμός δεικτών διάβρωσης.

Figure 1: Rust buildup around the steel bar and definition of corrosion indices.

### 1.1 Μηχανική συμπεριφορά των προϊόντων διάβρωσης

Οι επιπτώσεις της διάβρωσης μπορούν να αποτιμηθούν βάσει θεμελιωδών αρχών της Μηχανικής, εάν είναι γνωστά η έκταση οξειδωσης του μετάλλου και ο βαθμός ψαθυροποίησης του χάλυβα. Το πρώτο δεδομένο ποσοτικοποιείται με το λεγόμενο βάθος διείσδυσης διάβρωσης,  $X$ , το οποίο ορίζεται ως η μεταβολή της διαμέτρου της ράβδου, είναι δηλαδή  $X = \Delta D_b / D_b$  (Σχ. 1). Ο όγκος της σκουριάς,  $\Delta V_r$ , που εναποτίθεται γύρω από τη ράβδο, συσχετίζεται με τον όγκο του σιδήρου,  $\Delta V_s$ , που καταναλώνεται και άρα με το δείκτη  $X$  ως  $\Delta V_r = \alpha_{rs} \times \Delta V_s$ . Ο ογκομετρικός συντελεστής,  $\alpha_{rs}$ , κυμαίνεται από 2 έως και 4, με τη μεγαλύτερη τιμή να αφορά τα πλέον σύνθετα, ένυδρα παράγωγα της σκουριάς. Υπό τη θεώρηση ομοιόμορφης διάβρωσης, η εναπόθεση του όγκου  $\Delta V_r$  στην περιφέρεια της ράβδου, καθώς και εντός των ρωγμών, επιβάλλει ακτινική μετατόπιση,  $u_{r,o}$ , του εσωτερικού συνόρου σκυροδέματος (όπου  $\varepsilon_{cr}$  η παραμόρφωση ρηγματώ-

σης του σκυροδέματος σε εφελκυσμό) ως,

$$\frac{u_{r,o}}{D_b} = 0.5 \varepsilon_{cr} \left( \frac{\sqrt{0.25 + (\alpha_{rs} - 1) X (2 - X)}}{\varepsilon_{cr}} - 0.5 \right) \quad (1.1)$$

Ως ψαθυροποίηση ορίζεται η μείωση της ικανότητας παραμόρφωσης του χάλυβα, κυρίως λόγω τοπικής διάβρωσης (pitting corrosion). Για τον προσδιορισμό της απομένουσας ικανότητας παραμόρφωσης,  $\varepsilon_{su}^{cor}$ , ως προς την αρχική αδιάβρωτη τιμή,  $\varepsilon_{su}$ , υιοθετείται το γραμμικό μοντέλο των Coronelli and Gambarova [7] (Εξ. (1.2)), όπου ο δείκτης  $\alpha_{pit}$  αφορά στην απώλεια διατομής λόγω τοπικής διάβρωσης και λαμβάνει τιμές σε ένα εύρος από 0.1 έως 0.5. Η ολική απώλεια πλαστιμότητας του χάλυβα επέρχεται όταν  $\alpha_{pit} = \alpha_{pit}^{max}$ .

$$\varepsilon_{su}^{cor} = \varepsilon_{sy} + (\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sy})(1 - r_{pit}), \quad r_{pit} = \frac{a_{pit}}{a_{pit}^{max}} < 1 \quad (1.2).$$

## 2. ΣΥΜΒΟΛΙΣΜΟΙ

- $A_g$  = διατομή στοιχείου Ο.Σ.
- $A_{s/st}$  = εμβαδόν διαμήκους και διατμητικού οπλισμού.
- $A_s^{cor/st}$  = μειωμένο εμβαδόν διαμήκους και διατμητικού οπλισμού λόγω διάβρωσης.
- $b, d$  = πλάτος και στατικό ύψος διατομής.
- $c / C_c$  = καθαρή επικάλυψη διαμήκους οπλισμού.
- $D_b$  = διάμετρος διαμήκους ράβδου.
- $E_c / f$  = μέτρο ελαστικότητας σκυροδέματος, χάλυβα και ΙΟΠ.
- $f_{adh}$  = χημική πρόσφυση.
- $f_b$  = αντοχή συνάφειας.
- $f_b^{cor/enh}$  = απομένουσα αντοχή συνάφειας λόγω διάβρωσης και ανακτημένη τιμή μέσω E-ΙΟΠ.
- $f_c / f_{ct}$  = θλιπτική και εφελκυστική αντοχή σκυροδέματος.
- $f_{s,cr}$  = τάση κύριου οπλισμού στις θέσεις των ρωγμών.
- $f_{y,s} / f_{y,st}$  = τάση διαρροής διαμήκους και εγκάρσιου οπλισμού.
- $f_{y,st}^{res}$  = απομένουσα τάση διαρροής συνδετήρων λόγω διεύρυνσης των ρωγμών.
- $h_r$  = ύψος νεύρωσης.
- $I_{cr/gr}$  = ροπή αδράνειας ρηγματωμένης και πλήρους διατομής.
- $L_{b,st}$  = μήκος αγκύρωσης σκελών συνδετήρα.
- $\ell_{cr}$  = απόσταση μεταξύ διαδοχικών ρωγμών.
- $L_s$  = διατμητικό άνοιγμα.
- $M_{cr/y}$  = ροπή ρηγματώσεως και διαρροής.
- $N_b / n_{cb}$  = αριθμός εφελκόμενων και θλιβόμενων ράβδων.
- $P$  = αξονικό φορτίο στη διατομή στοιχείου Ο.Σ..
- $R_{cr}$  = ακτίνα μετώπου ρωγμής.
- $s$  = βήμα διάταξης συνδετήρων.
- $u_{r,o}$  = ακτινική μετατόπιση συνόρου ράβδου-σκυροδέ

- ματος.
- $V_{anch}$  = τέμνουσα δύναμη για επίτευξη της αντοχής της αγκύρωσης.
- $V_{iflex}$  = τέμνουσα δύναμη για επίτευξη της καμπτικής αντοχής.
- $V_r$  = όγκος προϊόντων σκουριάς.
- $V_{shear}/c_s$  = διατμητική αντοχή, συμβολή σκυροδέματος και συνδετήρων.
- $W_{cr}$  = εύρος αποσχιστικής ρωγμής.
- $X$  = βάθος διείδυσης διάβρωσης.
- $\Delta V_s$  = όγκος καταναλωθέντος μετάλλου.
- $\epsilon_{eff}$  = ενεργή παραμόρφωση ΙΟΠ.
- $\Delta_{y,flex}/y_{slip}$  = μετατόπιση διαρροής από κάμψη και ολίσθηση.
- $\alpha_{pit}$  = συντελεστής ψαθυροποίησης του χάλυβα.
- $\alpha_{rs}$  = ογκομετρικός συντελεστής σκουριάς.
- $\epsilon_{cr}$  = παραμόρφωση ρηγματώσεως σκυροδέματος.
- $\epsilon_{su}^{cor}$  = παραμόρφωση θραύσεως διαβρωμένου οπλισμού.
- $\epsilon_{sy}/\epsilon_{su}$  = παραμόρφωση διαρροής και θραύσεως οπλισμού.
- $\Phi_y/pl$  = ελαστική και πλαστική καμπυλότητα διατομής.
- $\mu$  = συντελεστής τριβής.
- $\mu_{\Delta}$  = πλαστιμότητα μετατοπίσεων.
- $\theta_{y_u/pl}$  = στροφή βάσης στη διαρροή, τη θραύση και πλαστική συνιστώσα στροφής.
- $\rho_{sv}/fv$  = ογκομετρικό ποσοστό συνδετήρων και Ε-ΙΟΠ.
- $\sigma_{lat,f}$  = εγκάρσια τάση παρεχόμενη από Ε-ΙΟΠ.
- $\sigma_n$  = ορθή πίεση περίσφιγξης του μηχανισμού συνάφειας.
- $\sigma_{shr}$  = συστολή ξήρανσης.

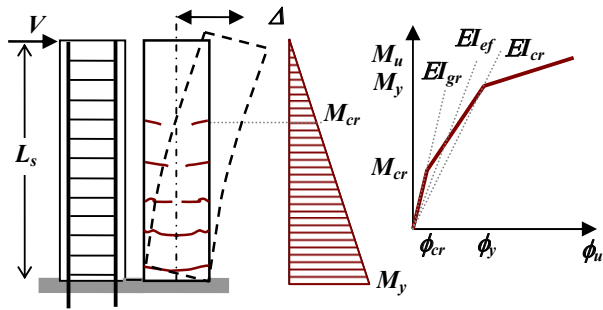
### 3. ΑΠΟΤΙΜΗΣΗ ΔΙΑΒΡΩΜΕΝΩΝ ΣΤΟΙΧΕΙΩΝ Ο.Σ.

Κατά τον αντισεισμικό ανασχεδιασμό διαβρωμένων στοιχείων Ο.Σ., κύριος στόχος είναι η ορθή ιεράρχηση των μορφών αστοχίας, ώστε να εκδηλώνεται πρώτη η καμπτική αστοχία.

Εξετάζεται το απλό δομικό σύστημα προβόλου (Σχ. 2) που αποτελεί το μισό άνοιγμα στοιχείου σε πλαισιακή κατασκευή υπό οριζόντια σεισμική τέμνουσα. Κατά τον ανασχεδιασμό, οι αντοχές θα πρέπει να πληρούν την ποιοτική Εξ. (3.1), όπου  $V_{shear}$  είναι η φέρουσα ικανότητα έναντι τέμνουσας,  $V_{anch}$  η τέμνουσα δύναμη στο διατμητικό άνοιγμα που αντιστοιχεί στην αντοχή της αγκύρωσης / μάτισης και  $V_{iflex} = M_u / L_s$  η σεισμική τέμνουσα δύναμη που απαιτείται για την ανάπτυξη την καμπτικής αντοχής στην κρίσιμη διατομή, αναφερόμενη εφεξής ως ιδανική καμπτική τέμνουσα ( $L_s$  είναι το διατμητικό άνοιγμα).

Η εξίσωση (3.1) χρησιμοποιείται τόσο στο στάδιο αποτίμησης της διαθέσιμης αντοχής, όσο και κατά το σχεδιασμό της ενίσχυσης.

$$V_{u,lim} = \min \{V_{shear}, V_{anch}, V_{iflex}\} \quad (3.1)$$



Σχήμα 2: Απόκριση προβόλου σε σεισμική τέμνουσα.  
Figure 2: Column response to lateral sway.

### 3.1 ΑΠΟΜΕΝΟΥΣΑ ΑΝΤΙΣΤΑΣΗ ΕΝΑΝΤΙ ΤΕΜΝΟΥΣΑΣ, $V_{SHEAR}^{RES}$

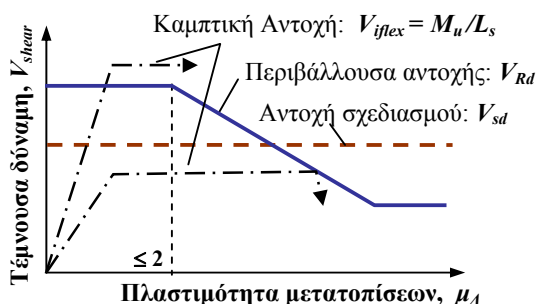
Η φέρουσα ικανότητα έναντι τέμνουσας,  $V_{shear}$ , αποτελείται από τις συμβολές του σκυροδέματος,  $V_c$  και του εγκάρσιου οπλισμού,  $V_s$ . Υπό καθεστώς ανακυκλιζόμενης δράσης, οι δύο συνιστώσες μειώνονται όσο μεγαλώνει ο αριθμός των κύκλων και η πλαστιμότητα μετατοπίσεων [8,9] ως συνέπεια της ευπάθειας των μηχανισμών αντίστασης του σκυροδέματος έναντι ρηγματώσεως. Κατά την ανακύκλιση της φόρτισης, οι δημιουργηθείσες δισδιάγωνες ρωγμές περιορίζουν την αντοχή των θλιπτήρων του ιδεατού δικτυώματος, με συνέπεια την αποφόρτιση των ελκυστήρων του δικτυώματος Moersch (τη μείωση, δηλαδή, της συνιστώσας  $V_s$ ), ενώ μηχανισμοί όπως η αλληλεμπλοκή των αδρανών, η δράση βλήτρου και η συνάφεια που συμβάλλουν στη συνιστώσα  $V_c$  αστοχούν γρήγορα, καθώς διευρύνονται οι ρωγμές. Για τη μαθηματική διατύπωση της εξασθένησης της διάτμησης (Σχ. 3), υιοθετείται η κανονιστική έκφραση της διατμητικής αντοχής (σταθερή ποσότητα), στην οποία εφαρμόζεται η μειωτική σχέση των Moehle κ.ά. [9] ως:

$$V_{shear}(\mu_{\Delta}) = \lambda \cdot (V_s + V_c) \quad (3.2)$$

$$V_s = k_{st} A_{st} d / s \cdot f_{y,st}$$

$$V_c = [\tau_{Rd} K (1.2 + 40 \rho_{st}) + 0.15 P / A_g] b d$$

$$\lambda = 1.15 - 0.075 \mu_{\Delta}, \quad 0.7 \leq \lambda \leq 1$$

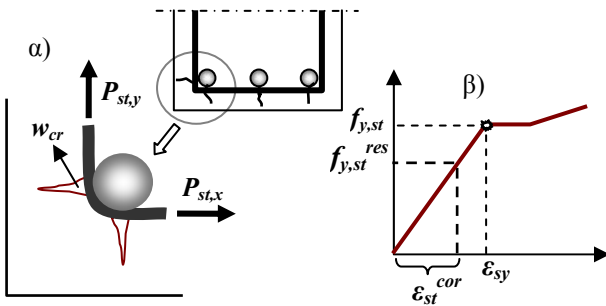


Σχήμα 3: Απομείωση αντίστασης έναντι τέμνουσας  $V_{shear}$  συναρτήσει πλαστιμότητας μετατοπίσεων  $\mu_{\Delta}$ .  
Figure 3: Shear degradation owing to displacement ductility.

Η ποσότητα  $40\rho_{s1}$  στην Εξ. (3.2) αφορά στη δράση βλήτρου καλώς αγκυρωμένου διαμήκους εφελκόμενου οπλισμού ( $\rho_{s1} < 2\%$ ),  $\mu_\Delta$  είναι η πλαστιμότητα μετατοπίσεων που επιβάλλει η φόρτιση,  $K$  είναι συντελεστής που λαμβάνει υπόψη φαινόμενα κλίμακας,  $A_g$  το εμβαδόν διατομής του στοιχείου και  $P$  το αξονικό φορτίο σχεδιασμού. Στη συνιστώσα  $V_s$ , ως  $s$  και  $f_{y,st}$  ορίζονται το βήμα και η τάση διαρροής των συνδετήρων,  $d$  το στατικό ύψος της διατομής,  $A_{st}$  το συνολικό εμβαδόν των σκελών ενός συνδετήρα και  $k_{st} \leq 1$  συντελεστής που λαμβάνει υπόψη την επάρκεια αγκύρωσης των σκελών (1 για κλειστούς συνδετήρες). Προφανώς, οι συνδετήρες υφίστανται εντονότερη διάβρωση, διότι διαμορφώνονται από μικρής διατομής ράβδους και επιπλέον βρίσκονται εγγύτερα στις ελεύθερες επιφάνειες των δομικών στοιχείων. Συνέπεια αυτού είναι να ελαττώνεται η  $V_s$  ως προς την αρχική της τιμή, καθώς απομειώνεται η ενεργή διατομή των συνδετήρων σε  $A_{st}^{cor} = A_{st} \cdot (1-X)^2$ .

Πέραν της μείωσης του εμβαδού των συνδετήρων, η λόγω διάβρωσης διεύρυνση των παράλληλων προς τους κύριους οπλισμούς ρωγμών κατά  $w_{cr} = \pi D_b (\alpha_{rs} - 1) X$ , [7], προκαλεί εφελκυσμό των συνδετήρων, με συνέπεια να καταναλίσκεται μέρος της διαθέσιμης, προ της διαρροής, παραμορφωσιμότητας του υλικού κατά (Σχ. 4):

$$\varepsilon_{st}^{cor} = \frac{1}{\beta} \cdot \frac{w_{cr}}{L_{b,st}} = \frac{1}{\beta} \cdot \frac{\pi \cdot D_b}{L_{b,st}} (\alpha_{rs} - 1) \cdot X \quad (3.3)$$



Σχήμα 4: α) Εφελκυσμός λόγω διεύρυνσης ρωγμών και β) μείωση διαθέσιμης ικανότητας διαρροής του συνδετήρα.

Figure 4: a) Stretching due to splitting cracking along the main bars and b) effect of corrosion on yielding of hoops.

Ο συντελεστής  $\beta$  λαμβάνει υπόψη το πλήθος των ρωγμών που αναπτύσσονται γύρω από τη διαμήκη ράβδο (π.χ. για τρεις ρωγμές  $\beta=3$ ), ενώ  $L_{b,st}$  είναι το μήκος των σκελών του συνδετήρα. Λόγω προ-εφελκυσμού, η διαθέσιμη, μειωμένη ως προς την αρχική τιμή  $f_{y,st}$  τάση διαρροής των συνδετήρων,  $f_{y,st}^{res}$ , υπολογίζεται από την Εξ. (3.4). Δεδομένης της διττής ευπάθειάς της, η απομένουσα αντοχή των συνδετήρων είναι  $V_s^{cor} = k_{st} A_{st}^{cor} f_{y,st}^{res} d / s$ .

$$f_{y,st}^{res} = \begin{cases} f_{y,st} - E_s \cdot \varepsilon_{st}^{cor} & 0 \leq \varepsilon_{st}^{cor} \leq \varepsilon_{sy} \\ 0, & \varepsilon_{st}^{cor} > \varepsilon_{sy} \end{cases} \quad (3.4)$$

Σε δομικά στοιχεία με αραιή διάταξη συνδετήρων είναι

συνετό, πριν την ενίσχυση με υλικά E-IOΠ, να θεωρείται ότι το στοιχείο δεν μπορεί να αναλάβει ανελαστικές μετακινήσεις πέραν της διαρροής (δηλ. αρχική διαθέσιμη πλαστιμότητα μετακινήσεων  $\mu_\Delta=1$ ). Σε αυτή την περίπτωση η συμβολή των συνδετήρων λαμβάνεται ως  $V_s = n_{st} A_{st} f_{y,st}$ , όπου  $n_{st}$  το πλήθος των συνδετήρων που διατέμνουν πιθανό επίπεδο ρηγματώσης κλίσης  $45^\circ$ . Όταν, ωστόσο, το βήμα  $s$  ισούται με το στατικό ύψος  $d$  τότε στην περιοχή αυτή ισχύει  $n_{st}=0$  και άρα  $V_s=0$ , οπότε κατά την ανακύκλιση της φόρτισης και πέραν του σταδίου ρηγματώσης η διατμητική αντοχή έχει ήδη απολεσθεί [10].

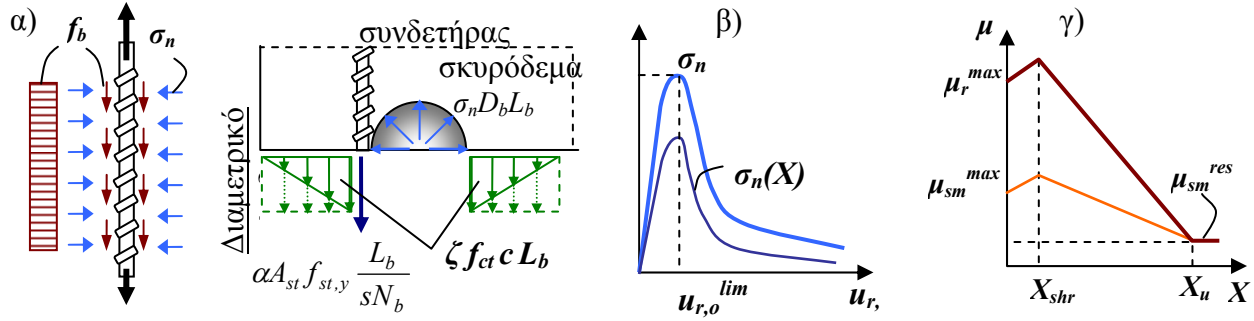
### 3.2 Απομένουσα αντοχή συνάφειας, $V_{anch}^{res}$

Προκειμένου να ποσοτικοποιηθεί η επίπτωση που έχει η διάβρωση στο μηχανισμό συνάφειας, υιοθετείται το απλό προσομοίωμα τριβής,  $f_b = (2\mu/\pi)\sigma_n + f_{adh}$ , όπου η διατμητική αντοχή συνάφειας,  $f_b$ , που αναπτύσσεται στη διεπιφάνεια ράβδου-σκυροδέματος είναι ανάλογη (μέσω του συντελεστή τριβής,  $\mu$ ) με την ορθή ακτινική πίεση,  $\sigma_n$ , που ενεργοποιείται γύρω από τη ράβδο διαμέτρου,  $D_b$ , και εξαρτάται από την αρχική πρόσφυση,  $f_{adh}$  ( $f_{adh} \approx 1\text{MPa}$ ). Από ισορροπία δυνάμεων σε εγκάρσια τομή της ράβδου (Σχ. 5α), προκύπτει ότι η ορθή τάση  $\sigma_n D_b$  ανά μήκος αγκύρωσης αντισταθμίζεται από: i) τις εφελκυστικές περιφερειακές τάσεις του σκυροδέματος,  $\sigma_c = \zeta f_{ct}$ , όπου  $f_{ct} = 0.5(f_c)^{0.5}$  η εφελκυστική αντοχή του σκυροδέματος και  $\zeta$  συντελεστής που λαμβάνει υπόψη την κατανομή των τάσεων στην επικάλυψη (1 για ελαστική και 2 για πλαστική απόκριση, η οποία εξαρτάται από το πάχος της επικάλυψης και τις συνθήκες περίσφιξης), ii) την αντίδραση των συνδετήρων όταν αυτοί διατέμνουν τις αποσχιστικές ρωγμές,  $\sigma_{st} = a A_{st} f_{y,st} / (sN_b)$ , όπου  $a \approx 0.33$  συντελεστής που κατανέμει ομοιόμορφα την τάση  $\sigma_{st}$  στο διάστημα  $s$  και  $N_b$  το πλήθος των εφελκόμενων ράβδων που περικλείονται από το συνδετήρα και iii) την ισότροπη συστολή ξήρανσης, η οποία λαμβάνεται ως  $\sigma_{shr} = 3f_{ct}$  [11]. Συνεπώς, η θεμελιώδης εξίσωση που περιγράφει την αντοχή σε συνάφεια ως συνέπεια του μηχανισμού τριβής είναι,

$$f_b = \frac{2\mu}{\pi} \left( \zeta \frac{c}{D_b} f_{ct} + \sigma_{shr} + \frac{aA_{st}f_{y,st}}{sN_bD_b} \right) \Rightarrow \quad (3.5)$$

$$f_b = 0.29\zeta \frac{c}{D_b} \sqrt{f_c} + 0.86\sqrt{f_c} + 0.19 \frac{A_{st}f_{y,st}}{sN_bD_b}$$

Όλες οι παραπάνω συνιστώσες, οι οποίες εξισορροπούν την  $\sigma_n$ , καθώς και ο συντελεστής τριβής  $\mu$  υφίστανται απομείωση (Σχ. 5β,γ) όσο αυξάνει το βάθος διείδυσης διάβρωσης,  $X$ , το οποίο μέσω της Εξ. (1.1) συναρτάται με την ακτινική μετατόπιση που επιβάλλει το συσσωρευμένο στρώμα σκουριάς στο εσωτερικό σύνορο του σκυροδέματος. Από αριθμητική επίλυση του προβλήματος οι Tastani and Pantazopoulou [12] έχουν προτείνει την ακόλουθη σχέση, μέσω της οποίας εκτιμάται η απομένουσα αντοχή



Σχήμα 5: α) Απεικόνιση του προσομοιώματος της τριβής, β) απόκριση επικάλυψης σε ακτινική μετατόπιση και γ) συντελεστής τριβής συναρτήσει βαθμού διάβρωσης.

Figure 5: a) Representation of frictional model for bond, b) response of concrete cover to radial displacement and c) coefficient of friction as a function of corrosion penetration.

συνάφειας συναρτήσει του X ως,

$$f_b^{cor} = \frac{2\mu(X)}{\pi} \left( \frac{C_c - R_{cr}}{D_b} \zeta f_{ct} + \frac{C_c - R_{cr}}{c} \sigma_{shr} + \frac{\alpha A_{st}^{cor} f_{y,st}}{D_b N_b s} \right) \quad (3.6)$$

Στην εξίσωση (3.6),  $R_{cr}$  είναι το μέτωπο της ρωγμής (Σχ. 1), το οποίο υπολογίζεται συναρτήσει της μετακίνησης του εσωτερικού συνόρου σκυροδέματος (Εξ. (1.1)) ως  $R_{cr} = u_{r,o} C_c / [u_{r,o} + \epsilon_{cr} (C_c - 0.5D_b)]$ , όπου  $C_c = c + 0.5D_b$ . Ο συντελεστής τριβής ως συνάρτηση του βαθμού διάβρωσης,  $\mu(X)$ , έχει σημεία καμψής που προσδιορίζονται ως εξής (Σχ. 5γ):  $\mu^{max}$  είναι η χαρακτηριστική τιμή του συντελεστή τριβής και εξαρτάται από τον τύπο της ράβδου ( $\mu_r^{max}$  για ράβδο με νευρώσεις,  $\mu_{sm}^{max}$  για λεία ράβδο). Για την οριακή τιμή του  $X_{shr} \approx 0.001$  επιτρέπεται να αυξηθεί ο  $\mu^{max}$  έως και 20%, πέραν αυτής όμως αρχίζει η συσσώρευση της σκουριάς, με αποτέλεσμα να καταργείται σταδιακά η επαφή των δύο υλικών. Κατώτερο όριο για το συντελεστή τριβής αποτελεί η περίπτωση λείας διαβρωμένης ράβδου,  $\mu_{sm}^{res}$ , τιμή στην οποία καταλήγει νευροχάλυβας κατά την πλήρη εξάλειψη των νευρώσεων (δηλαδή  $\mu_r(X_u = h_r/0.5D_b) = \mu_{sm}^{res}$  όπου  $h_r$  το ύψος της νευρώσης). Οι οριακές τιμές του συντελεστή τριβής έχουν προκύψει από πειράματα [13,14,15] ως:  $\mu_r^{max} \approx 0.9-1.4$ ,  $\mu_{sm}^{max} \approx 0.15-0.25$  και  $\mu_{sm}^{res} \approx 0.05$ . Για ενδιάμεσα επίπεδα διάβρωσης ο συντελεστής τριβής εκτιμάται μέσω γραμμικής παρεμβολής.

Δεδομένης της  $f_b^{cor}$  από την Εξ. (3.6), η αντίσταση της αγκύρωσης υπολογίζεται ως  $F_b^{cor} = \pi D_b L_b f_b^{cor}$ , ενώ η αντίστοιχη τέμνουσα δύναμη για το στοιχείο προκύπτει από καμπτική ανάλυση της κρίσιμης διατομής στην οποία αρχίζει η αγκύρωση της ράβδου (όπου  $jd$  ο μοχλοβραχίονας εσωτερικών δυνάμεων εφελκόμενου οπλισμού και θλιβόμενου σκυροδέματος) ως,

$$V_{anch}^{res} = \frac{\pi D_b L_b f_b^{cor} N_b jd + P(d - 0.5h)}{L_s} \quad (3.7)$$

### 3.3 Απομένουσα καμπτική αντοχή, $V_{iflex}^{res}$

Η μείωση της καμπτικής αντοχής σε κυρίως καμπτόμενα στοιχεία Ο.Σ. (όταν δηλ. το αξονικό φορτίο είναι περιορισμένο) αποδίδεται στο μειωμένο λόγω διάβρωσης εμβαδόν του εφελκόμενου οπλισμού,  $A_{si}^{cor} = A_{si} \cdot (1-X)^2$ . Λαμβάνοντας υπόψη και την επιρροή του φαινομένου ψαθυροποίησης στην παραμόρφωση του χάλυβα (Εξ. (1.2)), η απομένουσα καμπτική αντοχή,  $M^{res}$ , και συνεπώς η καμπτική τέμνουσα,  $V_{iflex}^{res}$ , υπολογίζονται από εξισώσεις ισορροπίας της κρίσιμης διατομής, όταν αυτή διακριτοποιείται σε  $i$  στρώσεις ως,

$$M^{res} = \sum \left( f_{ci} A_{c,i} \left( \frac{h}{2} - y_i \right) + f_{si} A_{si}^{cor} \left( \frac{h}{2} - y_{si} \right) \right) \quad (3.8)$$

$$V_{iflex}^{res} = \frac{M^{res}}{L_s}, \quad P^{res} = \sum \left( f_{ci} A_{c,i} + f_{si}^{cor} A_{si}^{cor} \right)$$

Η απομένουσα καμπτική τέμνουσα υπολογίζεται για θλιπτική παραμόρφωση σκυροδέματος  $\epsilon_{cu} = 0.004$ , η οποία αντιστοιχεί σε θραύση της επικάλυψης. Οι ποσότητες  $f_{ci}$ ,  $f_{si}^{cor}$  και  $A_{ci}$ ,  $A_{si}^{cor}$  αντιστοιχούν σε μέσες τάσεις και εμβαδά σκυροδέματος και οπλισμού στην  $i$ -οστή στρώση αντίστοιχα. Για το σκυρόδεμα μπορεί να χρησιμοποιηθεί παραβολική σχέση τάσεων - παραμορφώσεων μέχρι την τιμή παραμόρφωσης  $\epsilon_{co} = 0.002$  και πλαστικός (οριζόντιος) κλάδος μέχρι την αστοχία που συμβαίνει για  $\epsilon_{cu} = 0.004$ . Η μέγιστη τιμή θλιπτικής τάσης του σκυροδέματος εξαρτάται από το βαθμό βλάβης ή περισφιγξης, εφόσον υπάρχει. Οι στρώσεις που ανήκουν στην επικάλυψη έχουν αντοχή  $f_c^{res}$ , μειωμένη ως προς την ονομαστική τιμή,  $f_c$ , εξαιτίας της εγκάρσιας ρηγμάτωσης που προκαλεί η διάβρωση των κύριων οπλισμών και υπολογίζεται ως [7]:

$$f_c^{res} = f_c \frac{1}{1 + 0.1 \epsilon_1 / \epsilon_{co}}, \quad \epsilon_1 = \frac{N_{cb} \pi D_b (\alpha_{rs} - 1) X}{b} \quad (3.9)$$

όπου  $\epsilon_1$  είναι η κύρια εφελκυστική παραμόρφωση, ορθογώνια προς την κατεύθυνση της θλίψης, η οποία συνιστά μια μέση εκτίμηση του εύρους των αποσχιστικών ρωγμών που



αναπτύσσονται γύρω από τις ράβδους της θλιβόμενης ζώνης,  $N_{cb}$  είναι ο αριθμός αυτών των ράβδων και  $b$  το πλάτος της διατομής.

Η θλιπτική αντοχή του σκυροδέματος των στρώσεων που περικλείονται από συνδετήρες είναι δυνατόν να προσαυξηθεί λόγω της περισφιγξης  $\sigma_{lat,st}^{cor}$  που αυτοί αναπτύσσουν κατά τη διόγκωση του σκυροδέματος της θλιβόμενης ζώνης (φαινόμενο Poisson) ως,

$$f_{cc} = f_c + 3.1 \frac{(\sigma_{lat,st-y}^{cor} + \sigma_{lat,st-x}^{cor})}{2} \Rightarrow \quad (3.10)$$

$$f_{cc} = f_c + 1.5 k_{st}^{conf} \rho_{sv}^{cor} f_{y,st}^{res}$$

όπου  $k_{st}^{conf}$  είναι συντελεστής αποδοτικότητας της περισφιγξης, εξαρτώμενος από τη διάταξη των συνδετήρων (σε αντιστοιχία με το συντελεστή  $\alpha$  του ΕΚΟΣ, [16]),  $\rho_{sv}^{cor}$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό των διαβρωμένων συνδετήρων και  $f_{y,st}^{res}$  η τάση των διαβρωμένων συνδετήρων (Εξ. (3.4)).

### 3.4 Μείωση δυσκαμψίας στο στάδιο II

Η βασική αιτία μείωσης της καμπτικής δυσκαμψίας σε διαβρωμένο στοιχείο είναι η απώλεια συνάφειας. Όταν δεν υπάρχει συνάφεια, η εφελκυστική δυσκαμψία μεταξύ διαδοχικών ρωγμών ( $\ell_{cr}$ , Σχ. 6) δεν μπορεί να ενεργοποιηθεί, ενώ τα εύρη των ρωγμών αυξάνουν σημαντικά. Για διαβρωμένες αγκυρώσεις υποστυλώματος, η ολίσθηση των ράβδων, που συσχετίζεται άμεσα με το εύρος της ρωγμής, καθορίζει τη συνολική στροφή βάσης. Με αναφορά στο δομικό σύστημα του Σχ. 2, η μετατόπιση κορυφής στο στάδιο διαρροής,  $\Delta_y$ , συντίθεται από την ολοκλήρωση της διανεμημένης καμπυλότητας στο μήκος  $L_s$ ,  $\Delta_{y,flex}$ , και από τη μετατόπιση λόγω στροφής,  $\Delta_{y,slip}$ , η οποία οφείλεται στη συσσωρευμένη ολίσθηση της ράβδου από την περιοχή αγκύρωσής της στην κρίσιμη διατομή ως,

$$\Delta_y = \Delta_{y,flex} + \Delta_{y,slip} \quad (3.11)$$

$$\Delta_{y,flex} = \frac{1}{3} \phi_y \cdot L_s^2, \quad \Delta_{y,slip} = \frac{\phi_y \cdot D_b}{8} \cdot \frac{f_{y,s}}{f_b^{cor}} \cdot L_s$$

Η καμπυλότητα διαρροής,  $\phi_y$ , μπορεί να προσδιοριστεί αναλυτικά ή μέσω προσεγγιστικών εξισώσεων [17] ως,

$$\phi_y = \frac{M_y}{E_{co} I_{ef}} = \frac{M_y}{E_{co}} \left( \frac{1}{I_{cr}} - \left( \frac{1}{I_{cr}} - \frac{1}{I_{gr}} \right) \cdot \beta_b \cdot \left( \frac{M_{cr}}{M_y} \right)^2 \right)$$

$$\left( \beta_{cr} \right) \frac{I_{gr}}{0.5h} \cdot \left( f_{ct} - \frac{P}{A_g} \right)$$

Στην εξίσωση (3.12),  $M_y$  και  $M_{cr}$  είναι οι ροπές στα στάδια διαρροής και ρηγματώσης,  $I_{gr}$  και  $I_{cr}$  είναι οι ροπές αδράνειας της πλήρους και ρηγματωμένης διατομής,  $h$  και

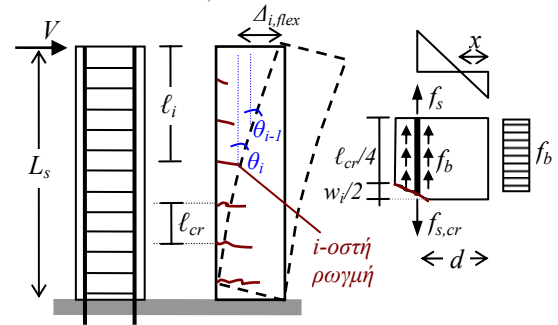
$A_g$  είναι το ύψος και το εμβαδόν της διατομής του στοιχείου αντίστοιχα. Η σταθερά  $\beta_b$  λαμβάνει υπόψη τη συμβολή της εφελκυστικής δυσκαμψίας (για νευροχάλυβες,  $\beta_b=0.8$  για συνήθη φορτία και  $\beta_b=0.5$  για μεγάλο εύρος ανακυκλιζόμενη φόρτιση). Προφανώς, η διάβρωση επηρεάζει την  $M_y$  μέσω απώλειας ενεργού εμβαδού οπλισμού, αλλά και τη σταθερά  $\beta_b$ , διότι τόσο η συνάφεια, όσο και η εφελκυστική δυσκαμψία μειώνονται με τη συσσώρευση της σκουριάς. Θεωρώντας ομοιόμορφη κατανομή των τάσεων συνάφειας στο διάστημα μεταξύ διαδοχικών ρωγμών  $\ell_{cr}$  (Σχ. 6), το εύρος της  $i$ -οστής ρωγμής,  $w_i$ , στη θέση του εφελκυσμένου οπλισμού εκτιμάται από τη μέση εφελκυστική παραμόρφωση του οπλισμού κατά μήκος του  $i$ -οστού τμήματος ως,

$$w_i = \ell_{cr} \cdot \left( \frac{f_{s,cr}}{E_s} - \frac{\ell_{cr}}{D_b} \cdot \frac{f_b^{cor}}{E_s} \right); \quad f_{s,cr} \leq f_{s,y} \quad (3.13)$$

Η εξίσωση (3.13) έχει προκύψει από ισορροπία σε στοιχειώδες τμήμα μήκους  $\ell_{cr}/4$ , εκεί όπου θεωρείται ότι η τάση του οπλισμού λαμβάνει τη μέση της τιμή (Σχ. 6). Η τάση  $f_{s,cr}$  στη θέση της ρωγμής προκύπτει από τη ροπή της διατομής ως,

$$f_{s,cr} = (E_s / E_{co}) \cdot V \cdot \ell_i \cdot (d-x) / I_{cr} \quad (3.14)$$

όπου  $x$  και  $d$  το ύψος της θλιβόμενης ζώνης και το στατικό ύψος της ρηγματωμένης διατομής αντίστοιχα,  $\ell_i$  η απόσταση της  $i$ -στής ρωγμής από την κορυφή του στοιχείου Ο.Σ. ( $\ell_i = i \cdot \ell_{cr}$ ), και  $V$  η επιβαλλόμενη τέμνουσα στο μήκος  $L_s$ . Η στροφή  $\theta_i$  στη θέση της κάθε ρωγμής προκύπτει από τη σχέση  $\theta_i = w_i / (d-x)$ , ενώ η συμβολή της στη μετατόπιση της κορυφής υπολογίζεται ως  $\Delta_{i,flex} = \theta_i \cdot \ell_i$  (Σχ. 6).



Σχήμα 6: Δείκτες παραμόρφωσης καθ' ύψος στοιχείου Ο.Σ.  
Figure 6: Displacement indices along a R.C. column.

Στο στάδιο σταθεροποίησης της ρηγματώσης, το μήκος μεταξύ διαδοχικών ρωγμών,  $\ell_{cr}$ , υπολογίζεται από την εξίσωση του MC '90 [11] ως  $\ell_{cr} = D_b / (3.6 \rho_{s,eff})$  όπου  $\rho_{s,eff} = A_s / A_{c,eff}$  και  $A_{c,eff}$  είναι η ενεργή περιοχή εφελκυσμένου σκυροδέματος γύρω από τον εφελκυσμένο οπλισμό εμβαδού  $A_s$ . Η σταθερά 3.6 αναπαριστά το λόγο  $2f_b / f_{ct}$ , ο οποίος στην περίπτωση των διαβρωμένων ράβδων γίνεται  $2f_b^{cor} / f_{ct}$ . Συνεπώς, με μειωμένη την αντοχή συνάφειας προβλέπονται μεγαλύτερα διαστήματα μεταξύ διαδοχικών ρωγμών (δηλαδή λιγότερες σε αριθμό ρωγμές, μεγαλύτερου όμως εύρους). Δεδομένου ότι ο αναμενόμενος αριθμός ρωγμών είναι  $n = L_s / \ell_{cr}$ , η συνολική

μετατόπιση λόγω κάμψης υπολογίζεται ως [12],

$$\Delta_{y,flex}^{cor} = \frac{\ell_{cr} L_s (L_s + \ell_{cr})}{2E_s} \left( \frac{E_s}{E_{co}} \frac{V}{I_{cr}} \frac{2L_s + \ell_{cr}}{3\ell_{cr}} - \frac{f_b^{cor}}{D_b(d-x)} \right) \quad (3.15)$$

Η εξίσωση (3.15) αποτελεί μία εναλλακτική προσέγγιση υπολογισμού του  $\Delta_{y,flex}$  (αντί της Εξ. (3.11)), όπου λαμβάνεται υπόψη και η εφελκυστική δυσκαμψία που μεταφράζεται ως καμπτική δράση του Ο.Σ. μεταξύ διαδοχικών ρωγμών. Από τις Εξ. (3.12) και (3.15) προκύπτει σχέση προσδιορισμού της  $\beta_b$ , συνεπώς της εφελκυστικής δυσκαμψίας διαβρωμένου στοιχείου Ο.Σ. στο στάδιο ΙΙ ως,

$$\beta_b = \left( \frac{M_y}{M_{cr}} \right)^2 \cdot \frac{I_{gr} I_{cr}}{I_{gr} - I_{cr}} \left( \frac{1}{I_{cr}} - \Delta_{y,flex}^{cor} \frac{3}{L_s^2} \frac{E_{co}}{M_y} \right) \quad (3.16)$$

### 3.5 Μείωση ικανότητας στροφής

Η ικανότητα στροφής,  $\theta_u$ , ενός διαβρωμένου δομικού στοιχείου Ο.Σ. προέρχεται τόσο από την καμπτική του λειτουργία, όσο και από την ολίσθηση των διαμήκων οπλισμών στην περιοχή της πλαστικής άρθρωσης. Επιπροσθέτως, κάθε μία από τις προαναφερθείσες συμβολές συντίθενται από μία ελαστική και μία πλαστική συνιστώσα ως:  $\theta_u = \theta_y + \theta_{pl}$ . Η στρόφη στο στάδιο διαρροής προκύπτει από το λόγο της αντίστοιχης μετατόπισης κορυφής (Εξ. (3.11) ή (3.15)) προς το διατμητικό άνοιγμα, ως  $\theta_y = \Delta_y / L_s$ . Η πλαστική συνιστώσα στροφής υπολογίζεται με βάση τη Μηχανική του Ο.Σ. [17], λαμβάνοντας υπόψη και τη μείωση της ικανότητας παραμόρφωσης του διαβρωμένου χάλυβα (Σχ. (1.2)) ως,

$$\theta_{p,flex} = \phi_{pl} \cdot l_p, \quad \phi_{pl} = \left( \varepsilon_{su}^{cor} - \varepsilon_{sy} \right) \frac{1}{d-x} \quad (3.17)$$

$$\theta_{p,slip} = \phi_{pl} \cdot \frac{D_b}{4} \cdot \frac{1.2E_h \left( \varepsilon_{su}^{cor} - \varepsilon_{sy} \right)}{f_b^{cor}}$$

$$l_p = \eta L_s + \frac{1.2\eta f_{y,s} D_b}{4(1-\eta) f_b^{cor}}$$

$$\eta = \frac{\left( \varepsilon_{su}^{cor} - \varepsilon_{sy} \right) E_h / E_s}{\varepsilon_{y,s} + \left( \varepsilon_{su}^{cor} - \varepsilon_{sy} \right) E_h / E_s}$$

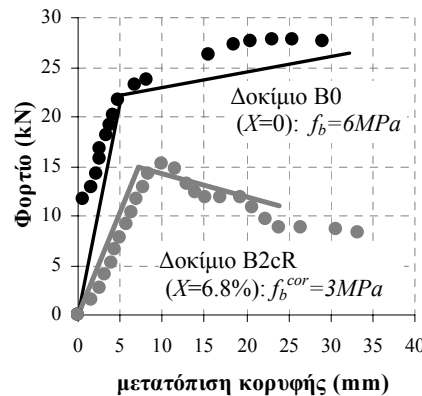
όπου  $l_p$  είναι το θεωρούμενο μήκος πλαστικής άρθρωσης και  $E_h$  το μέτρο Ελαστικότητας του οπλισμού στο στάδιο της κράτυνσης (θεωρείται διγραμμικός νόμος τάσεων – παραμορφώσεων). Αθροίζοντας τις επιμέρους συμβολές ελαστικής και πλαστικής στροφής, η ικανότητα στροφής ενός

διαβρωμένου στοιχείου Ο.Σ. ορίζεται ως,

$$\theta_u = \theta_{y,flex} + \theta_{y,slip} + \theta_{p,flex} + \theta_{p,slip} = \frac{1}{d-x} \cdot \left[ \varepsilon_{y,s} \left( \frac{L_s}{3} + \frac{D_b}{8} \frac{f_{y,s}}{f_b^{cor}} \right) + l_p \left( \varepsilon_{su}^{cor} - \varepsilon_{sy} \right) + \frac{D_b}{4} \frac{1.2E_h \left( \varepsilon_{su}^{cor} - \varepsilon_{sy} \right)^2}{f_b^{cor}} \right] \quad (3.18)$$

Αν η εξίσωση (3.18) χρησιμοποιηθεί για την εκτίμηση της ικανότητας στροφής ενός διαβρωμένου δομικού στοιχείου Ο.Σ. που έχει επισκευασθεί με μανδύα Ε-ΙΟΠ στην περιοχή της αγκύρωσης τότε, αν η επισκευή περιλαμβάνει και αντικατάσταση επικάλυψης με υγιές κονίαμα, η  $f_b^{cor}$  θα πρέπει να αντικατασταθεί με την αναβαθμισμένη της τιμή που δύσκολα θα υπερβεί την αρχική αδιάβρωτη αντοχή  $f_b$ . Ωστόσο, αν το μήκος αγκύρωσης είναι μη προσβάσιμο (π.χ. ράβδοι εμπηγμένες σε θεμέλιο), τότε γι' αυτές τις ράβδους δεν είναι δυνατή οποιαδήποτε επέμβαση, τότε θα πρέπει να χρησιμοποιηθεί η τιμή  $f_b^{cor}$  στην Εξ. (3.18).

Η προτεινόμενη μεθοδολογία (ενότητες 3.4, 3.5) επαληθεύεται μέσω δεδομένων από δοκίμια προβόλου, τα οποία διαβρώθηκαν στην περιοχή της αγκύρωσης, προφορτίστηκαν και ακολούθως επισκευάστηκαν με μανδύες Ε-ΙΟΠ στην περιοχή βλάβης, χωρίς αποκατάσταση/εξυγίανση της ρηγματωμένης λόγω διάβρωσης επικάλυψης [2]. Το σχήμα 7 παρουσιάζει, με κύκλους, τα ιστορικά μονότονης φόρτισης – μετατόπισης κορυφής προβόλου ενός αδιάβρωτου δοκιμίου (B0) και ενός δοκιμίου που είχε υποστεί διάβρωση κατά  $X=6.8\%$  και είχε επισκευασθεί τοπικά με Ε-ΙΟΠ (B2cR). Η εκτίμηση της δυσκαμψίας και της μετατόπισης κορυφής στο στάδιο διαρροής, όπως επίσης και της ικανότητας στροφής στην αστοχία μέσω της προτεινόμενης μεθοδολογίας απεικονίζεται μέσω συνεχών γραμμών για τα δύο πειράματα. Η σύγκριση της πειραματικής με την αναλυτική απόκριση αποδεικνύει ότι η προτεινόμενη μεθοδολογία εκτιμά με μεγάλη ακρίβεια την πειραματική συμπεριφορά.



Σχήμα 7: Επαλήθευση μεθοδολογίας αποτίμησης ικανότητας στροφής.  
Figure 7: Verification of the methodology for assessment of rotation capacity.

#### 4. ΑΝΑΚΤΗΣΗ ΔΕΙΚΤΩΝ ΑΝΤΟΧΗΣ ΜΕΣΩ ΜΑΝΔΥΩΝ Ε-ΙΟΠ

Από τη μεθοδολογία αποτίμησης της ενότητας 3 γίνεται σαφές ότι, η διάβρωση του χαλύβδινου οπλισμού επιφέρει μείωση στα μεγέθη αντοχής και παραμορφωσιμότητας δομικών στοιχείων Ο.Σ. Σε ένα γενικότερο πλαίσιο ενίσχυσης, η ανάκτηση των μεγεθών αυτών είναι δυνατόν να συμβεί με χρήση μανδύων Ε-ΙΟΠ, δεδομένου ότι έχει ήδη τεκμηριωθεί από προηγούμενες έρευνες ότι ως μέσο περίσφιγξης τα υλικά αυτά συμβάλλουν θετικά στην ανθεκτικότητα και τη βελτίωση των αντοχών αγκύρωσης, διάτμησης και κάμψης, υπό τον όρο ότι περισφίγγεται η θλιβόμενη ζώνη της διατομής [18]. Επιπλέον, ως εξωτερικώς επικολλούμενες και κατάλληλως αγκυρωμένες λωρίδες, τα υλικά ΙΟΠ λειτουργούν ως εφελκόμενος οπλισμός, συμβάλλοντας, έτσι, στην ανάκτηση της απολεσθείσας (λόγω μείωσης του ενεργού εμβαδού οπλισμού από την διάβρωση) καμπτικής αντοχής. Πέραν των όσων θετικών χαρακτηρίζουν τους μανδύες Ε-ΙΟΠ, θα πρέπει κατά την υιοθέτησή τους στο πλαίσιο αναβάθμισης να ληφθεί υπόψη ότι οι σύνθετοι μανδύες α) δεν επηρεάζουν την πλευρική δυσκαμψία των μελών Ο.Σ., β) καθώς περιορίζουν τη ρηγμάτωση λόγω διάτμησης στην περιοχή της πλαστικής άρθρωσης, όλη η βλάβη συγκεντρώνεται σε λίγες, αλλά μεγάλο εύρους καμπτικές ρωγμές. Έτσι, ο διαμήκης οπλισμός αναγκάζεται σε μεγάλες παραμορφώσεις -έως και σε θραύση- αν δε ληφθούν επιπλέον μέτρα βελτίωσης της δυσκαμψίας της κατασκευής. γ) Οι μανδύες είναι επιρρεπείς σε διάρρηξη σε σημεία συγκέντρωσης τάσεων και ενώ μεταθέτουν την εκδήλωση λυγισμού των θλιβομένων ράβδων σε υψηλότερο επίπεδο παραμόρφωσης, ωστόσο δεν τον αποκλείουν, ιδιαίτερος όταν οι συνδετήρες έχουν διαβρωθεί [5]. Απ' όσα προαναφέρθηκαν, συνάγεται ότι οι σύνθετοι μανδύες αποτελούν τοπικές επεμβάσεις για αντισεισμική ενίσχυση, συμβάλλοντας στην αύξηση της φέρουσας ικανότητας και της παραμορφωσιμότητας των στοιχείων, ωστόσο δεν είναι σε θέση να ελέγξουν την καθολική απόκριση της κατασκευής. Για το λόγο αυτό, οι μανδύες Ε-ΙΟΠ θα πρέπει να εισαχθούν στο πλαίσιο μιας ολοκληρωμένης στρατηγικής αντισεισμικής ενίσχυσης του συνόλου της κατασκευής [19].

##### 4.1 Αποκατάσταση καμπτικής αντίστασης, $V_{\text{iflex}}^{\text{enh}}$

Πρόσφατες πειραματικές έρευνες έχουν δείξει ότι η πλέον αποτελεσματική μέθοδος χρήσης διαμήκους οπλισμού ΙΟΠ (με τη μορφή ράβδων ή ελασμάτων) σε καμπτόμενα στοιχεία Ο.Σ. είναι η τοποθέτησή τους μέσα σε επιφανειακές εγκοπές στην εφελκόμενη παρειά του υπό αναβάθμιση στοιχείου [20]. Τέτοιου τύπου όπλιση έχει δειχθεί ότι αστοχεί σε προχωρημένη στάθμη παραμόρφωσης από αποκόλληση πλησίον των καμπτικών ρωγμών ή στα σημεία λήξης της αγκύρωσης του υλικού. Κατά το σχεδιασμό, η διαδικασία

που ακολουθείται έχει ως εξής: υπολογίζεται το επιπλέον απαιτούμενο εμβαδόν του εφελκόμενου οπλισμού, ώστε να αποκατασταθεί η διαθέσιμη καμπτική αντοχή στο αρχικό (αδιάβρωτο) επίπεδο. Στην κρίσιμη διατομή, η μείωση της ροπής λόγω απώλειας εμβαδού οπλισμού από διάβρωση είναι  $\Delta M^{\text{cor}} = M_{\text{Rd}} \cdot (2-X) \cdot X$ , όπου  $M_{\text{Rd}}$  η αντοχή στην αδιάβρωτη κατάσταση. Για το σχεδιασμό, η ανηγμένη ροπή είναι,

$$\Delta \mu^{\text{cor}} = \frac{\Delta M^{\text{cor}}}{bd^2 f_c} = X(2-X) \mu_{\text{Rd}} \quad (4.1)$$

Η ενεργή παραμόρφωση σχεδιασμού του εφελκόμενου οπλισμού ΙΟΠ έχει οριστεί από διάφορες κανονιστικές διατάξεις [18] ως  $\epsilon_{\text{eff}} = 0.004$ , δηλαδή σε επαρκώς χαμηλή στάθμη (σε σχέση με την παραμόρφωση αστοχίας του υλικού), προκειμένου να εξαιρεθεί ο κίνδυνος αποκόλλησης πριν την ανάπτυξη της εφελκυστικής αντοχής του στοιχείου. Η τιμή αυτή θέτει ένα κάτω όριο στο ανηγμένο ύψος της θλιβόμενης ζώνης,  $\xi = x/d$ , ως εξής: για  $\epsilon_{\text{eff}} = 0.004$  και οριακή θλιπτική παραμόρφωση σκυροδέματος  $\epsilon_{\text{cu}} = 0.004$  είναι  $\xi_{\text{low}} = 0.004 \cdot (1+d'/d) / (0.004 + 0.004) = 0.5 \cdot (1+d'/d)$  όπου  $d'$  η απόσταση του χαλύβδινου εφελκόμενου οπλισμού από τη στρώση του ΙΟΠ. Το ανώτερο όριο στην τιμή του  $\xi$  συσχετίζεται με την αστοχία στην ισόρροπη κατάσταση ( $\xi_{\text{bal}} \approx 0.64$ ), ούτως ώστε να διασφαλισθεί η διαρροή των χαλύβδινων ράβδων πριν τη θραύση της θλιβόμενης ζώνης. Λόγω του  $\xi_{\text{low}}$  και ανάλογα με την τιμή που έχει το  $\xi$  στην αδιάβρωτη κατάσταση, είναι πιθανόν να μην περιορισθεί η αύξηση της καμπτικής αντοχής μόνον κατά  $\Delta \mu^{\text{cor}}$  (Εξ. (4.1)). Για παράδειγμα, σε υπο-οπλισμένα δομικά στοιχεία, και όταν διατηρείται το  $\xi$  στην κατάσταση ενίσχυσης πάνω από  $\xi_{\text{low}}$  (που αντιστοιχεί στην οριακή παραμόρφωση  $\epsilon_{\text{eff}}$ ), προκύπτει ότι θα απαιτηθεί μεγαλύτερο εμβαδόν ΙΟΠ οπλισμού απ' ό τι θα εξαχθεί από την Εξ. (4.1). Σε αυτή την περίπτωση η τελική αντοχή του ενισχυμένου στοιχείου θα υπερβεί την αρχική τιμή του αδιάβρωτου στοιχείου.

Η διαθέσιμη καμπτική αντοχή ενός δομικού στοιχείου είναι δυνατόν να βελτιωθεί και εμμέσως, μέσω παρεχόμενης περίσφιγξης στη θλιβόμενη ζώνη από μανδύα Ε-ΙΟΠ, ο οποίος όμως τοποθετείται για να καλύψει πολλαπλές ανάγκες (διάτμησης, περίσφιγξης υπό αξονικό φορτίο ή αγκύρωσης). Στον υπολογισμό της  $V_{\text{iflex}}^{\text{enh}}$  του εγκιβωτισμένου στοιχείου, η αυξημένη θλιπτική αντοχή,  $f_{\text{cc}}$ , και η αντίστοιχη παραμόρφωση,  $\epsilon_{\text{cc}}$ , του σκυροδέματος στη θλιβόμενη ζώνη υπολογίζονται ως,

$$f_{\text{cc}} = f_c + 1.5 \left( k_{\text{st}}^{\text{conf}} \rho_{\text{sv}}^{\text{cor}} f_{y,\text{st}}^{\text{red}} + k_f^{\text{conf}} \rho_{\text{fv}} E_f \epsilon_{\text{eff}} \right) \quad (4.2)$$

$$\epsilon_{\text{cc}} = \epsilon_{\text{co}} + 0.015 \frac{k_{\text{st}}^{\text{conf}} \rho_{\text{sv}}^{\text{cor}} f_{y,\text{st}}^{\text{red}} + k_f^{\text{conf}} \rho_{\text{fv}} E_f \epsilon_{\text{eff}}}{f_c}$$

Η ενεργή παραμόρφωση του μανδύα  $\epsilon_{\text{eff}}$  λαμβάνεται ως 0.004 για ανοικτό μανδύα και  $0.5 \epsilon_{\text{fu,d}}$  για κλειστό μανδύα, όπου  $\epsilon_{\text{fu,d}}$  είναι η ονομαστική παραμόρφωση θραύσης του υλικού [18]. Ο συντελεστής  $k_f^{\text{conf}} = 1 - (b'^2 + h'^2) / (3A_g (1 - \rho_s))$



αφορά στην αποτελεσματικότητα της περίσφιξης συναρτήσεως του σχήματος της διατομής (b' και h' είναι τα ευθέα τμήματα των στρογγυλεμένων πλευρών της διατομής),  $\rho_{fv} = 2nt_f(b+h)/bh$  είναι το ογκομετρικό ποσοστό του μανδύα αποτελούμενου από n στρώσεις πάχους  $t_f$  και  $E_f$  είναι το μέτρο ελαστικότητας του υλικού. Η οριακή παραμόρφωση αστοχίας του σκυροδέματος,  $\epsilon_{cc,u}$  (σε αντιστοιχία με την  $\epsilon_{cu} = 0.004$  με  $\epsilon_{cc,u} \geq \epsilon_{cu}$ ) υπολογίζεται ως:

$$\epsilon_{cc,u} = \epsilon_{cu} + 0.075 \left( \frac{k_{st} \rho_{sv}^{cor} f_{y,st}^{red} + k_f^{conf} \rho_{fv} E_f \epsilon_{eff}}{f_c} - 0.1 \right) \quad (4.3)$$

#### 4.2 Αποκατάσταση διατμητικής αντίστασης, $V_{shear}^{enh}$

Κατά τον ανασχεδιασμό ενός δομικού στοιχείου εγκλιβωτισμένου με μανδύα E-ΙΟΠ, του οποίου οι συνδετήρες έχουν υποστεί διάβρωση, στόχος είναι η αποκατάσταση της αρχικής διατμητικής αντίστασης (η οποία, σε κάθε περίπτωση, θα πρέπει να υπερβαίνει την ιδεατή καμπτική τέμνουσα  $V_{iftex}^{enh}$  ή αυτή που προκύπτει από την καμπτική ενίσχυση με διαμήκη ΙΟΠ, ώστε να διασφαλισθεί πλάσטיμη απόκριση στην οριακή κατάσταση αστοχίας) και η εξασφάλιση επαρκούς πλαστιμότητας μετατοπίσεων σε σχέση με την απαίτηση σχεδιασμού. Υπό τη θεώρηση ότι η διατμητική αντίσταση δεν είναι σταθερή ποσότητα (όπως ορίζουν οι ισχύοντες Κανονισμοί Σχεδιασμού), αλλά εξασθενεί με την απαίτηση για πλαστιμότητα μετατοπίσεων, η Εξ. (3.2) αναδιατυπώνεται για να περιλάβει τη συμβολή του μανδύα E-ΙΟΠ ως,

$$V_{shear}^{enh}(q) = \min\{\lambda(q_{\Delta old}), \lambda(q_{\Delta new})\} \cdot V_{shear}^{res} + V_{w,f} \quad (4.4)$$

$$V_{w,f} = \sigma_{lat,f} \cdot b \cdot h, \quad \sigma_{lat,f} = 2k_{fv} n_f E_f \epsilon_{eff} / b$$

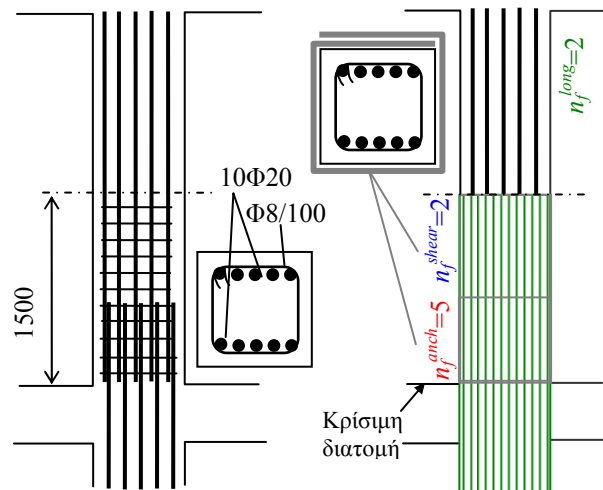
$$\lambda = 1.15 - 0.075 \mu_{\Delta}, \quad 0.7 \leq \lambda \leq 1$$

όπου q είναι ο συντελεστής σεισμικής συμπεριφοράς,  $\sigma_{lat,f}$  η εγκάρσια πίεση που ασκεί ο μανδύας στο σκυρόδεμα στη διεύθυνση της σεισμικής δράσης, ο συντελεστής  $k_{fv}$  εξαρτάται από την αντοχή αγκύρωσης του μανδύα (αν ο μανδύας είναι επαρκώς κλειστός τότε  $k_{fv} = 1$ ) και  $\epsilon_{eff}$  είναι η ενεργή παραμόρφωση που λαμβάνει τιμές όπως στην ενότητα 4.1. Η εξίσωση (4.4) χρησιμοποιείται για τον προσδιορισμό του απαιτούμενου αριθμού στρώσεων μανδύα E-ΙΟΠ, οι οποίες θα λειτουργήσουν ως διατμητικός οπλισμός στο ενισχυμένο δομικό στοιχείο. Κατά την εφαρμογή της Εξ. (4.4), θεωρείται ότι η σκοπούμενη πλαστιμότητα μετατοπίσεων ανασχεδιασμού  $\mu_{\Delta}$  είναι ίση με το συντελεστή  $q_{new}$  ο οποίος δεν μπορεί να υπερβεί την τιμή 3.5 που ισχύει για τις νέες κατασκευές πλαίσιακού τύπου [21]. Σημειώνεται ότι η Εξ. (4.4) υπολογίζει συντηρητικά το μέγεθος της διατμητικής αντοχής αφού, ακόμη και με την παρουσία του μανδύα,

η συμβολή του ρηγματωμένου σκυροδέματος (συνάφεια, δράση βλήτρου και αλληλεμπλοκή αδρανών) φθίνει με την απαίτηση για πλαστιμότητα. Συνήθως, λόγω της υψηλής δυστένειας, αλλά και της μειωμένης -σε σχέση με την ονομαστική- ενεργής παραμόρφωσης του μανδύα E-ΙΟΠ, ο απαιτούμενος αριθμός στρώσεων περιορίζεται σε 2 με 3, οπότε η εφαρμογή του συντελεστή λ στην  $V_{w,f}$  θα ήταν υπέρ το δέον συντηρητική.

#### 4.3 Αποκατάσταση αντοχής συνάφειας, $V_{anch}^{enh}$

Η εξίσωση (3.6), μέσω της οποίας αποτιμάται η απομένουσα αντοχή συνάφειας, εμπεριέχει δύο διακριτούς μηχανισμούς αποσύνθεσης της συνάφειας λόγω διάβρωσης: τη μείωση της αντίστασης τριβής λόγω αλλοίωσης της επιφανειακής μορφολογίας της ράβδου και την κατανάλωση της περίσφιξης που παρέχει η επικάλυψη σκυροδέματος στην υπό εξόλκευση ράβδο, καθώς αυτή ρηγματώνεται. Λόγω της αναπόφευκτης εξομάλυνσης των νευρώσεων, ο συντελεστής τριβής δεν είναι δυνατόν να ανακτηθεί, ωστόσο η εξυγίανση της επικάλυψης με καθαίρεση της ρηγματωμένης περιοχής και ανακατασκευή με νέο κονίαμα σε συνδυασμό με μανδύα E-ΙΟΠ έχει αποδειχθεί αποτελεσματική τεχνική [2]. Σημειώνεται ότι ο μανδύας τοποθετείται εγκάρσια στον άξονα του διαμήκους οπλισμού και κατά μήκος της αγκύρωσης, ώστε να εμποδίζει την έναρξη και διεύρυνση των αποσχιστικών ρωγμών. Με αναφορά στην Εξ. (3.6), η ανακτημένη αντοχή συνάφειας,  $f_b^{enh}$ , μετά την εφαρμογή του μανδύα υπολογίζεται από την Εξ. (4.5).



Σχήμα 8: Ενίσχυση υποστηλώματος μέσω μανδύων E-ΙΟΠ.  
Figure 8: Upgrading of column through E-FRP jackets.

Έχειδειχθεί, τόσο αναλυτικά [12], όσο και πειραματικά [22] ότι, η παραμόρφωση λειτουργίας,  $\epsilon_{eff}$  του ΙΟΠ ως μέσο περίσφιξης αγκύρωσης δεν μπορεί να υπερβεί την τιμή 0.002. Σημειώνεται ότι, αν κατά την επισκευή / ενίσχυση επιλεγθεί εξυγίανση της επικάλυψης, τότε η συνιστώσα «επικάλυψη» στην Εξ. (4.5) αντικαθίσταται από την αντίστοιχη της Εξ. (3.6).

$$f_b^{enh} = \frac{2\mu(X)}{\pi} \left[ \underbrace{\frac{C_c - R_{cr}}{D_b} \zeta f_{ct} + \frac{C_c - R_{cr}}{c} \sigma_{shr}}_{\text{επικάλυψη}} + \underbrace{\frac{\alpha A_{st}^{cor} f_{y,st}^{red}}{D_b N_b s}}_{\text{συνδετήρες}} + \underbrace{\frac{2n_f t_f E_f \varepsilon_{eff}}{D_b N_b}}_{\text{Ε-ΙΟΠ}} \right] \quad (4.5)$$

## 5. ΕΦΑΡΜΟΓΗ ΜΕΘΟΔΟΛΟΓΙΑΣ

Η μεθοδολογία αποτίμησης/ανάκτησης δεικτών αντοχής και παραμορφωσιμότητας διαβρωμένων στοιχείων Ο.Σ., η οποία αναπτύχθηκε στην παρούσα εργασία, εφαρμόζεται σε υποστύλωμα υποκείμενο σε διπλή κάμψη (Σχ. 8). Το στοιχείο έχει διατμητικό άνοιγμα  $L_s=1500\text{mm}$ , τετράγωνη διατομή  $400 \times 400\text{mm}$  και είναι οπλισμένο με  $10\varnothing 20$  ( $D_b=20\text{mm}$ ) διαμήκεις ράβδους συμμετρικά διατεταγμένες με καθαρή επικάλυψη  $c=40\text{mm}$  και με συνδετήρες  $\varnothing 8/100\text{mm}$  κατηγορίας χάλυβα S400 ( $f_y=400\text{MPa}$  και  $f_u=500\text{MPa}$ ). Το ογκομετρικό ποσοστό των συνδετήρων υπολογίζεται σε  $\rho_{sv}=1.04\%$ . Το σκυρόδεμα έχει θλιπτική αντοχή  $f_c=20\text{MPa}$ , η δε αυξημένη αντοχή λόγω δράσης των συνδετήρων (θεωρώντας  $k_{st}^{conf}=0.5$ ) είναι  $f_{cc}=22\text{MPa}$ . Η αντοχή συνάφειας ως συμβολή της επικάλυψης, της συστολής ξήρανσης και των συνδετήρων είναι  $f_b=7.10\text{MPa}$  (για  $\mu_r^{\max}=0.9$ ). Σημειώνεται ότι ο διαμήκης οπλισμός είναι ματισμένος στο κατώτερο τμήμα του υποστύλωματος, για μήκος  $L_b=500\text{mm}$ .

Από ανάλυση διατομής για παραμόρφωση σκυροδέματος  $\varepsilon_{cu}=0.004$  η καμπτική τέμνουσα υπολογίζεται ως  $V_{iflex}=159\text{kN}$  και η ικανότητα στροφής ως  $\theta_u=2.7\%$ . Η διατμητική αντοχή μέσω της Εξ. (3.2) είναι  $V_{shear}=248\text{kN}$ , ενώ η τέμνουσα που αντιστοιχεί στην αντοχή της μάτισης είναι  $V_{anch}=223\text{kN}$  (Εξ. (3.7)). Ως δεδομένα διάβρωσης λαμβάνονται  $X=5\%$  και  $a_{pit}=0.1$  ( $a_{pit,max}=0.5$ ). Η μείωση της ικανότητας παραμόρφωσης του χάλυβα σε αυτή την περίπτωση είναι  $18\%$  σύμφωνα με την Εξ. (1.2). Όλοι οι δείκτες αντοχής αναπροσδιορίζονται στη διαβρωμένη κατάσταση ως:  $V_{iflex}^{res}=136\text{kN}$  ( $\Delta V_{iflex}^{res}/V_{iflex}^{res}=14.5\%$ ),  $V_{shear}^{res}=105\text{kN}$  ( $\Delta V_{shear}^{res}/V_{shear}^{res}=57.7\%$ ),  $f_b^{cor}=2\text{MPa}$  και  $V_{anch}^{res}=66.5\text{kN}$  ( $\Delta V_{anch}^{res}/V_{anch}^{res}=70.18\%$ ). Η ικανότητα στροφής στο στάδιο διαρροής είναι  $\theta_y^{res}=0.94\%$ , όμως μόνο το κλάσμα  $0.94\% \cdot (105\text{kN}/136\text{kN})=0.73\%$  μπορεί να εκδηλωθεί κατά την αστοχία από διάτμηση και μόνο το  $0.94\% \cdot (66.5\text{kN}/136\text{kN})=0.46\%$  κατά την αστοχία στην περιοχή της μάτισης. Η ιεράρχηση των αποτελεσμάτων δηλώνει ότι ο μηχανισμός που υφίσταται την ισχυρότερη βλάβη από διάβρωση είναι η συνάφεια, ο οποίος τελικώς οδηγεί το δομικό στοιχείο σε πρόωμη αστοχία, όταν ακόμη η απόκρισή του είναι ελαστική.

Η μεθοδολογία ενίσχυσης αποσκοπεί στην ανάκτηση

των επιμέρους αντοχών σε τέτοιο επίπεδο, ώστε να εξασφαλισθεί η καμπτική απόκριση έπειτα από διαρροή του διαμήκους οπλισμού. Επιλέγεται ως υλικό ενίσχυσης ανθρακόνημα με μηχανικές ιδιότητες: αντοχή και παραμόρφωση θραύσης  $f_{tu}=3500\text{MPa}$  και  $\varepsilon_{tu}=0.015$ , μέτρο ελαστικότητας  $E_f=230\text{GPa}$  και πάχος στρώσης  $t_f=0.13\text{mm}$ . Για ανάκτηση της καμπτικής αντοχής κατά  $\Delta M^{cor}=27\text{kNm}$  (Εξ. (4.1)) απαιτούνται  $n_f^{long}=1.58$  στρώσεις ή 2 διαμήκεις στρώσεις πλάτους  $400\text{mm}$  σε όλο το μήκος του υποστύλωματος καθώς αγκυρωμένες πέραν των κρίσιμων διατομών σύνδεσης του υποστύλωματος με τις συντρέχουσες δοκούς. Η ανακτημένη καμπτική αντοχή υπολογίζεται ως  $V_{iflex}^{enh} \approx 156\text{kN}$ . Για ενίσχυση έναντι τέμνουσας, η σκοπούμενη πλαστιμότητα μετατοπίσεων ορίζεται σε  $\mu_{\Delta}=2.5$ . Από την εξίσωση (4.4), η πρόσθετη διάτμηση που καλείται να αναλάβει ο μανδύας Ε-ΙΟΠ είναι  $V_{wf}=153\text{kN}$ , που μεταφράζεται σε  $n_f^{shear}=1.6$  (ή 2 εγκάρσιες στρώσεις στην περιφέρεια -με υπερκάλυψη μήκους μιας πλευράς- και καθ' όλο το ύψος του υποστύλωματος). Κατά την εξυγίανση της αγκύρωσης, ζητούμενο είναι η αντοχή συνάφειας να ανακτήσει την αρχική της τιμή προ διάβρωσης ( $f_b^{enh}=f_b$ ). Ωστόσο, ο συντελεστής τριβής δεν μπορεί να ανακτηθεί από την απομένουσα τιμή του, λόγω αλλοίωσης της επιφανειακής μορφολογίας των ράβδων, η οποία υπολογίζεται σε  $2\mu_r^{res}(X=0.05)/\pi=0.3$ . Λόγω απώλειας διατομής του διαμήκους οπλισμού, η ανακτημένη ικανότητα αγκύρωσης σε τέμνουσα δύναμη είναι  $V_{anch}^{enh}=212\text{kN}$  ( $95\%V_{anch}$ ). Αν υιοθετηθεί συνδυασμένη επισκευή με αποκατάσταση της ρηγματωμένης επικάλυψης και λαμβανομένου υπ' όψη ότι οι συνδετήρες δεν παρέχουν καμία περίσφιγξη, προκύπτει ότι η ορθή πίεση, την οποία καλείται να αναλάβει ο μανδύας Ε-ΙΟΠ, είναι  $\sigma_{IOIP}=11.3\text{MPa}$ . Ο απαιτούμενος αριθμός στρώσεων σε αυτήν την περίπτωση υπολογίζεται ως  $n_f^{anch}=5.2$  (ή 5 εγκάρσιες στρώσεις κατά μήκος της μάτισης). Σημειώνεται ότι το μήκος αγκύρωσης του κάθε μανδύα αποτελεί βασικό μέγεθος σχεδιασμού της ενίσχυσης, διότι εξασφαλίζει την ορθή λειτουργία του υλικού έναντι των διαφόρων εντατικών καταστάσεων και υπολογίζεται βάσει αρχών που διέπουν το μηχανισμό συνάφειας μεταξύ εποξειδικής ρητίνης και σκυροδέματος [23].

Τέλος, η ικανότητα στροφής (Εξ. (3.18)), δεδομένης της μειωμένης ικανότητας παραμόρφωσης του διαβρωμένου χάλυβα, υπολογίζεται ως  $\theta_u=2.16\%$ .

## 6. ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Στην παρούσα εργασία διατυπώθηκε λεπτομερώς μια νέα μεθοδολογία για την αποτίμηση δεικτών αντοχής και παραμορφωσιμότητας διαβρωμένων δομικών στοιχείων Ο.Σ., η οποία βασίστηκε σε βασικές αρχές της Μηχανικής. Η μεθοδολογία επεκτάθηκε, ώστε να καταλήξει σε εξισώσεις σχεδιασμού αντισεισμικής ενίσχυσης με χρήση σύνθετων υλικών ΙΟΠ. Η διάβρωση αποτιμήθηκε ως προς την απώλεια διατομής του οπλισμού και τη μείωση της

ικανότητας παραμόρφωσης του χάλυβα (ψαθυροποίηση) λόγω τοπικής έντασης του φαινομένου. Μελετήθηκαν οι οριακές καταστάσεις αστοχίας σε κάμψη, διάτμηση και ακύρωση / μάτιση, καθώς και η επίπτωση της διάβρωσης στη δυσκαμψία, τη μετατόπιση διαρροής και την ικανότητα στροφής στην αστοχία. Με ζητούμενο την ανάκτηση της απολεσθείσας αντοχής στα αρχικά επίπεδα της αδιάβρωτης κατάστασης, δόθηκαν λεπτομερείς εκφράσεις υπολογισμού της ενίσχυσης, μέσω υλικών ΙΟΠ, υπό τη μορφή διαμήκους και εγκάρσιου οπλισμού. Η μεθοδολογία αυτή πιστοποιείται μέσω των διαθέσιμων, ωστόσο περιορισμένων, πειραματικών αποτελεσμάτων από τη διεθνή βιβλιογραφία και μπορεί να ενταχθεί στο πλαίσιο αντισεισμικής ενίσχυσης / επισκευής υφιστάμενης κατασκευής που έχει υποστεί διάβρωση.

## 6. ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

- Pantazopoulou S.J. and Papoulia K.D. (2001). Modelling of cover-cracking due to reinforcement corrosion in RC structures. "ASCE Journal of Engineering Mechanics", Vol. 127, No. 4, pp. 342-351.
- Ταστάνη Σ. (2006). "Συνάφεια συμβατικών και νέων τύπων οπλισμού – σκυροδέματος". Διδακτορική διατριβή, Τμ. Πολιτικών Μηχανικών, Δημοκρίτειο Πανεπιστήμιο Θράκης, σελ. 258
- Bousias N., Trianatafillou T., Fardis M., Spathis L. and O'Regan B. (2004). Fiber-reinforced polymer retrofitting of rectangular RC columns with or without corrosion. "ACI Structural Journal", Vol. 101, No. 4, pp. 512-520.
- Pantazopoulou S.J., Bonacci J.F., Sheikh S., Thomas M.D.A., and Hearn N. (2001). Repair of corrosion-damaged columns with FRP wraps. "ASCE J. of Composites for Construction", Vol. 5, No. 1, pp. 3-11.
- Tastani S. and Pantazopoulou S. (2004). Experimental evaluation of FRP jackets in upgrading r.c. corroded columns with substandard detailing. "Elsevier Engineering Structures", Vol. 26, No. 6, pp. 817-829.
- Lee. H., Kage T., Noguchi T. and Tomosawa F. (2003). An experimental study on the retrofitting effects of reinforced concrete columns damaged by rebar corrosion strengthened with carbon fiber sheets. "Cement and Concrete Research", Vol. 33, No. 4, pp.563-570.
- Coronelli D. and Gambarova P.G. (2004). Structural assessment of corroded r.c. beams: modeling guidelines. "ASCE J. of Structural Engineering", Vol. 130, No. (8, pp. 1214-1224.
- Martin-Perez B. and Pantazopoulou S. (2001). Effect of bond, aggregate interlock and dowel action on the shear-strength degradation of r.c. "Elsevier Engineering Structures", Vol. 23, pp. 214-227.
- Moehle J., Elwood K. and Sezen H. (2002). Gravity load collapse of building frames during earthquakes. "Proceedings of S. Uzumeri Symposium on Behavior and design of concrete structures for seismic performance", ACI SP-197, pp. 215-238.
- Syntzirma D. and Pantazopoulou S. (2006). Deformation capacity of r.c. members with brittle details under cyclic loads. "ACI Special Publication Cyclic Shear", edited by ACI committee 445 (shear and torsion), in press.
- Tastani S.P. and Pantazopoulou S.J (2005). Recovery of seismic resistance in corrosion-damaged reinforced concrete through FRP jacketing. "International Journal of Materials and Product Technology", Vol. 23, Nos. 3/4, pp. 389 -415.
- Priestley M., Seible F. and Calvi M. (1996). "Seismic design and retrofit of bridges". J. Wiley and Sons Inc., N.York.
- ACI 318-02 (2002). "Building code requirements for structural concrete & commentary", American Concrete Institute, Detroit, Michigan.
- Lundgren K. (2002). Modelling the effect of corrosion on bond in r.c. "Magazine of Concrete Research", Vol. 54, No. 3, pp. 165-173.
- EKOΣ (2000). "Ελληνικός κανονισμός οπλισμένου σκυροδέματος", ΟΑΣΠ-ΣΠΜΕ, Απρίλιος 2001.
- CEB-FIP MC '90 (1993). "Model Code 1990". Thomas Telford Pubs., London.
- FIB Bulletin No. 24 (2003). "Seismic assessment and retrofit of r.c. buildings". Technical report prepared by T.G. 7.1, International Federation for Structural Concrete (fib).
- ACI 440.2R-02 (2002). "Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening concrete structures". American Concrete Institute, Detroit, Michigan.
- Νοβίδης Δ. και Πανταζοπούλου Σ. (2006). Καμπτική ενίσχυση στοιχείων σκυροδέματος με ένθετα ελάσματα από ινοπλισμένα πολυμερή (ΙΟΠ). Πρακτικά "15<sup>ο</sup> Συνέδριο Σκυροδέματος", Αλεξανδρούπολη.
- EAK (2000). "Ελληνικός Αντισεισμικός Κανονισμός". ΟΑΣΠ-ΣΠΜΕ, Απρίλιος 2001.
- Ταστάνη Σ.Π. και Πανταζοπούλου Σ.Ι. (2006). Μεγέθη σχεδιασμού συνάφειας ΙΟΠ - Γ ράβδων: πειραματική και αναλυτική διερεύνηση. Πρακτικά "15<sup>ο</sup> Συνέδριο Σκυροδέματος", Αλεξανδρούπολη.
- Tastani S. and Pantazopoulou J. Fiber reinforced polymers in seismic upgrading of existing reinforced concrete structures. Proceedings "8<sup>th</sup> U.S. National Conference on Earthquake Engineering (8NCEE)", San Francisco, California.

### Σ.Π. Ταστάνη,

Δρ Πολιτικός Μηχανικός, Τμήμα Πολιτικών Μηχανικών Δ.Π.Θ., 67100 Ξάνθη, [stastani@civil.duth.gr](mailto:stastani@civil.duth.gr)

### Σ. Ι. Πανταζοπούλου,

Καθηγήτρια, Τμήμα Πολιτικών Μηχανικών Δ.Π.Θ., 67100 Ξάνθη, [pantaz@civil.duth.gr](mailto:pantaz@civil.duth.gr)

Extended summary

# Seismic Assessment and Upgrading of corrosion-damaged R.C. members through FRP jacketing

S.P. TASTANI

Ph.D., M.Sc. Civil Engineer D.U.Th.

S.J. PANTAZOPOULOU

Professor, Civil Engineering Dept., D.U.Th.

## Abstract

*This paper explores the structural behavior of corroded reinforced concrete (r.c.) members and the efficacy of repair schemes that include FRP jacketing, both as a means of curbing the corrosion process and for strength recovery. Corrosion of steel reinforcement is a critical issue in the assessment of old construction, because its harmful influence on structural stiffness, strength and ductility may drastically limit the service life of the exposed construction. In assessing the residual strength and deformation capacity of corroded structures, several parameters are considered, such as reduction in bar diameter owing to iron depletion and the consequent loss of flexural strength, attenuation of rib height in the case of ribbed bars and deterioration of friction between reinforcement and concrete, both of which have detrimental effects on bond strength. The expansive tendency of corrosion products is the basic vehicle driving the proposed repair/strengthening methods, which combine various techniques with the use of FRP jackets. Simplified design expressions obtained from first principles are proposed for assessment and redesign applications that link FRP properties with attainable strength, corrosion indices and target deformation capacity of the structural member.*

## 1. INTRODUCTION

Reinforced concrete structures built prior to the introduction of modern seismic requirements abound throughout the developed world. The modern form of reinforcement detailing became a required practice in the early 1980s, as a result of a sweeping change in most International Design Codes. Structures designed prior to that point conform to earlier generations of design codes as these evolved from the early 1900's to the 1980's. By today's standards, typically these are low-ductility systems often combining non-seismic details with compounded corrosion damage owing to long term exposure to aggressive environments. Realistic management of the seismic risk presented by this class of structures is a pressing priority and an issue of great practical interest.

Assessing the implications of corrosion on strength and deformation capacity of existing r.c. members, and develop-

ment of seismic upgrading / rehabilitation methods with FRP materials is the focus of the present work.

Corrosion products are a mix of ferrous and ferric oxides which generally occupy a multiple volume of the depleted parent metal; the exact volume of rust depends on its composition [1]. Accumulation of rust affects strength, deformation capacity and the mode of failure in concrete through several mechanisms. These include reduction of reinforcement area, spalling of the concrete cover, break-down of bond mechanism between concrete and reinforcement resulting in the reduced resistance of bar against slippage and embrittlement of reinforcement. Bar section loss and cover spalling have direct effects on all strength mechanisms (flexure, shear, bond) and on the associated deformation capacities. A second level implication is the change in the design mode of failure that eventually controls seismic performance [2,3].

Implications of corrosion damage in terms of strength are estimated from basic mechanics, given the extent of metal depletion and strain embrittlement of affected steel. Metal depletion is quantified through the depth of corrosion penetration,  $X$ , i.e. the percent loss of bar diameter (figure 1). Given the volumetric relation between the deposited rust and the consumed metal, and assuming that corrosion is uniform over the bar and that rust may be deposited in the radial cracks of the cover, the radial displacement  $u_{r,o}$  the rust imposes on the internal concrete boundary may be obtained using geometry (eq. (1.1)). Embrittlement refers to a loss in deformation capacity of the reinforcement and it is of severe degree under pitting corrosion. The reduced deformation capacity of reinforcement is determined by a linear attenuation model proposed by Coronelli and Gambarova [7] (eq. (1.2)).

During the last two decades, intensive research has been conducted into the rehabilitation of corrosion-damaged concrete structures with FRP jacketing. A motivating premise was the chemical inertness of these materials to the usual corrosion agents affecting conventional steel. Since the early efforts it has been established that, apart from its efficacy as a confining medium, FRP jacketing can also slow down mark-

edly the chemical process of iron depletion under conditions of continued post-repair exposure [1, 4, 5].

Laboratory experiments on severely corroded column specimens under loads simulating earthquake effects have illustrated that by proper detailing FRP repairs may successfully enhance ductility and deformation capacity, recover strength and hysteretic damping properties of corrosion-damaged reinforced concrete to levels comparable to the uncorroded condition [3, 6].

## 2. ASSESSMENT OF CORRODED R.C. MEMBERS

Seismic upgrading of a corroded r.c. element with FRP jacketing aims to mitigate the occurrence of premature modes of failure other than flexural, which is the least undesirable. With reference to a simple cantilever model that represents half the span of a continuous member in a frame structure under lateral sway (figure 2), forces used in redesign must satisfy the qualitative relationship (3.1), where  $V_{\text{shear}}$  is the nominal shear strength,  $V_{\text{anch}}$  the shear force acting in the span when the anchorage/lap-splice reaches its development capacity,  $V_{\text{iflex}} = M_u/L_s$  is the seismic shear force required to develop the ideal flexural strength of the member and  $L_s$  is the shear span. Equation (3.1) is used in the assessment of dependable capacity and also in dimensioning the upgrading scheme.

### 2.1 Shear strength of corroded member

The nominal shear resistance ( $V_n$ ) of r.c. members comprises concrete and web-steel contributions ( $V_c$  and  $V_s$ ). Under cyclic displacement reversals both terms degrade with increasing intensity of imposed displacement ductility,  $\mu_\Delta$ , owing to the susceptibility of concrete's strength to cracking [8, 9]. Upon reversed seismic loading bi-diagonal cracks in the web limit the strength of the compression struts that sustain the  $V_s$  term, whereas aggregate interlock and dowel action (the  $V_c$  term) break down quickly with increasing width of cracks. A simple model proposed by Moehle et.al. [9] is adopted to qualitatively describe the relationship between the aforementioned variables while maintaining the familiar code format for  $V_{\text{shear}}$  (eq. (3.2), figure 3).

Stirrups are the first to be affected by corrosion, owing to their proximity to the exposed surface, whereas the section loss is more dramatic for the transverse reinforcement as it is usually fabricated from small-diameter bars. Thus, the  $V_s$  term is lowered by the apparent reduction of the cross-sectional area of stirrups. Also, opening of splitting cracks [7] due to corrosion along the longitudinal reinforcement results in stretching of the stirrup legs (figure 4), consuming part of

the available pre-yield deformation capacity of the metal (eq. (3.3)). For this reason, the web contribution  $V_s$  in equation (3.2) is calculated using the reduced rather than the nominal yield strength (eq. (3.4)).

### 2.2 Bond of corroded anchorages

Bond degradation due to corrosion leads to a dramatic loss of stiffness in the member even under serviceability conditions. The frictional analog is adopted to model bond both before and after rehabilitation with FRPs. Bond strength  $f_b$  is proportional to  $2\mu\sigma_n/\pi$  where  $\mu$  is the frictional coefficient and  $\sigma_n$  the normal confining pressure over the anchorage length (figure 5a), provided either by the cover concrete (supported by hoop tension stresses in the cover), by transverse reinforcement crossing the splitting crack path, or by transverse compressive stress fields existing in the anchorage region. In this light, it is evident that rust accumulation, being an expansive process, generates radial stress over the lateral bar surface that competes with bond action for the tensile resistance of the concrete cover for equilibrium in the hoop direction.

Taking into account that corrosion negatively affects the stirrup contribution and the coefficient of friction (by depletion of ribs) the residual bond strength  $f_b^{\text{cor}}$  is given by equation (3.6). Values for the various frictional coefficients (for ribbed or smooth bars) have been quantified indirectly from tests published in the literature [12, 13, 14]. For intermediate levels of rib depletion  $X$  a linear interpolation may be assumed for the coefficient of friction as illustrated in figure 5c.

From the estimated bond strength of corroded bars (eq. (3.6)), the development capacity of corroded anchorages is calculated, mobilizing equilibrium along the anchorage length, and from the corresponding flexural moment (evaluated from the equilibrium of sectional forces) the force in the shear span is resolved using statics (eq. (3.7)).

### 2.3 Residual flexural strength

For load combinations below the balance point (i.e. when axial load is less than 45% of the cross-sectional compression capacity), the residual flexural strength of corroded members is controlled by the yield capacity of tension reinforcement. Residual capacity is calculated at a limiting compressive concrete strain of 0.004, which corresponds to cover spalling. The reduced cross-sectional area of longitudinal reinforcing bars is expressed as a function of corrosion penetration and the post-yielding steel stress  $f_{\text{st}}$  is evaluated considering equation (1.2).

The concrete stress-strain curve follows a parabolic relationship up to peak value (0.002) and remains constant



thereafter until failure (0.004). The concrete strength of cover layers is reduced from its nominal value due to transverse splitting cracks (eq. (3.9)), while that of layers confined by stirrups is increased owing to the exerted confining pressure, which is also reduced due to corrosion (eq. (3.10)).

## 2.4 Flexural ductility and rotation capacity

The primary cause of degradation of flexural stiffness in corroded members is the partial loss of bond; without bond tension stiffening of concrete between successive cracks cannot be mobilized, whereas crack widths become excessive.

The effect in the case of corrosion along the anchorage of primary reinforcement is similar, for in that case pullout due to slip may govern the total lateral drift. With reference to figure 6, at the serviceability limit state member deflections comprise contributions from distributed curvature along the member length and lumped rotation at the face of the support due to pullout (eq. (3.11)). Yield curvature,  $\phi_y$ , may be calculated at the cracked stage (where the applied moment is less or equal to the yield moment) as a function of sectional stiffness (eq. (3.12)).

Since slippage is facilitated with corrosion, the lumped rotation occurring at crack locations is mostly responsible for tip flexural deflection of the cantilever. Assuming uniform bond stress distribution over the mean cracking distance  $\ell_{cr}$ , and mobilizing force equilibrium along the  $0.5\ell_{cr}$  and integration of lumped rotation at each crack location upon stabilized cracking, total flexural tip deflection may be obtained (eq. (3.15)).

Rotation capacity (drift),  $\theta_u$ , of the corroded r.c. member is obtained from flexural and pullout contributions. Each of these contributions comprises elastic and plastic components as  $\theta_u = \theta_y + \theta_{pl}$ .

These terms are calculated from first principles, considering the reduced deformation capacity of the reinforcement due to embrittlement and the deteriorating bond strength (eq. (3.18)). If equation (3.18) is used for the assessment of the rotation capacity of an upgrading member with FRP, whereas repair includes also replacement of deteriorated concrete in the anchorage of the corroded bars, then the enhanced bond strength rather than the reduced value due to corrosion should be used. However, if the anchorage length of corroded bars is inaccessible, so that no intervention may be possible, then the reduced value of bond strength is used.

## 3. STRENGTH RECOVERY THROUGH FRP JACKETING

From the assessment procedures described in the preceding text, it is clear that all strength and deformation components of a r.c. member entering equation (3.1) are affected by

corrosion. The objective of this section is to detail the contribution of the FRP jacketing when this is used to upgrade the strength and deformation capacity of affected members. As a confining device, FRP jackets impart toughness and enhance shear, anchorage and compression capacity of the encased concrete member [18]. Externally bonded FRP strips may also be applied as additional tension reinforcement for the recovery of flexural strength, provided they are properly anchored. However, apart from these favorable aspects of FRP jacketing, the following additional attributes need be considered in formulating the rehabilitation framework: i) Jackets have no influence on lateral stiffness. ii) By effectively reducing shear cracking in the plastic hinge regions, all deformation is forced to occur within few flexural cracks thereby promoting large strain demands in the embedded longitudinal reinforcement. This may lead to bar fracture unless the rehabilitation framework includes measures for stiffening the affected structure. iii) Jackets are susceptible to rupture at points of localized deformation demand and hence, although they effectively postpone buckling of compression reinforcement to higher levels of deformation, they cannot altogether prevent it, particularly if stirrups have wasted away due to corrosion [5]. For the reasons stated it is concluded that FRP jacketing may be considered as a local intervention for seismic upgrading, in that jackets may successfully increase strength and deformation indices of an individual corroded member without, however, controlling global demands.

### 3.1 Recovery of flexural strength

Experimental studies have shown that an effective method of adding longitudinal FRP reinforcement in flexural members is by mounting the bars or laminates in surface-cut grooves on the tension face. As with externally-bonded laminates, near-surface mounted reinforcement also fails by delamination near cracks or at the cut-off points; however, this type of failure occurs at much higher levels of effective strain, thereby enabling a more efficient use of the material. For detailing applications, the required additional reinforcement area to achieve flexural strength recovery is estimated from the moment reduction owing to primary-reinforcement section loss at the critical section (eq. (4.1)). The allowable strain of externally mounted FRP reinforcement for design is limited to  $\varepsilon_{eff} = 0.004$  so as to eliminate the risk of debonding prior to development of flexural strength [18]. This places a lower limit for the normalized depth of compression zone  $\xi$  when the concrete reaches the crushing strain 0.004. Also, an upper limit for  $\xi$  is the value associated with balanced failure ( $\xi_{bal} \approx 0.64$ ) in order to ensure bar yielding prior to concrete crushing failure. These two limits represent an allowable range for  $\xi$  after strengthening, based on which the required additional reinforcement may be estimated.

Flexural resistance may also be influenced indirectly by placement of FRP jackets, through the strength increase of concrete in the compression zone owing to confinement. Flexural strength also benefits by containment of the cracked corrosion-contaminated cover that would otherwise have spalled-off at ultimate. In calculating the enhanced flexural strength of the encased member from first principles, the enhanced axial strength and deformation capacity of concrete in the compression zone of the cross section is calculated from equation (4.2).

### 3.2 Recovery of shear strength

In redesigning FRP-jacketed r.c. members with corroded stirrups the objective is to recover the initial shear strength and to secure sufficient displacement ductility that would exceed the design demands. Considering degradation of shear strength with ductility demand, the repaired shear strength is obtained by equation (4.4), where  $q$  is the behavior index of the redesigned structure (assuming the equal displacement rule this is taken to be equal to the displacement ductility demand imposed by the design earthquake on the structure). The target values of  $q$  and  $\mu_{\Delta}$  used in the redesign of the member should not exceed the value of 3.5 that is currently recommended for new designs [20]. Equation (4.4) can be used for determining the required number of jacket layers to be used as shear reinforcement in the upgrading scheme. The proposed equation is a lower bound expression where shear resistance is taken to degrade with ductility demand, even in the presence of jacketing, because of the ongoing degradation of contributing mechanisms (bond, dowel action and aggregate interlock).

### 3.3 Enhancement of anchorage / lap-splice strength

Equation (3.6) for assessment of the residual bond strength recognizes two discrete mechanisms through which corrosion causes bond degradation, namely loss of frictional resistance and loss of confining pressure by the cover due to cracking. Because of the inevitable flattening of the ribs, the coefficient of friction cannot be recovered: however, removal of cracked cover and replacement with healthy grout in combination with FRP jacket has proven very effective in rehabilitating the development capacity of corroded bar anchorages. To be effective, FRP sheets are bonded transversally to the bar's axis so as to arrest propagation and opening of splitting cracks. To quantify this function of the FRP jacket the frictional concept for bond is extended to include

a jacket contribution to the confining sources. The average bond strength after jacketing over the development length of a bar or lap splice is calculated through equation (4.5).

## 4. CONCLUSIONS

Methods for assessment of the residual strength of corroded r.c. members have been developed from first principles, along with detailed guidelines for seismic upgrading of such members with FRP jacketing. Corrosion is quantified by the depth of penetration (bar diameter loss) and by consideration of ductility reduction due to embrittlement of steel. Actions considered include flexural and shear strength, development capacity of anchored corroded reinforcement, residual stiffness and rotation capacity. The paper presents detailing methods for upgrading all these indices of resistance with externally bonded FRP layers and jackets. The methods developed produce results that are consistent with the limited experimental evidence that is currently available in the literature on corroded r.c. members upgraded with FRPs for seismic resistance. To be used in practice, further calibration of the proposed procedures with experimental evidence would be required.

---

**S. P. Tastani,**

Ph., D, M.Sc. Civil Engineer, Demokritos University of Thrace, 67 100 Xanthi, [stastani@civil.duth.gr](mailto:stastani@civil.duth.gr)

**S. J. Pantazopoulou,**

Professor, Engineering Department, Demokritos University of Thrace, 67 100 Xanthi, [pantaz@civil.duth.gr](mailto:pantaz@civil.duth.gr)