

Αντισεισμική ενίσχυση υποστυλωμάτων με εγκάρσιους μανδύες σύνθετων υλικών

Ευγενία Αναγνώστου

MSc Πολιτικός Μηχανικός, eanagno@civil.duth.gr

Θεόδωρος Ρουσάκης

Επίκουρος Καθηγητής ΔΠΘ, trousak@civil.duth.gr

Αθανάσιος Καραμπίνης

Καθηγητής ΔΠΘ, karabin@civil.duth.gr

Εισαγωγή

Τα υποστυλώματα θεωρούνται τα κρισιμότερα δομικά στοιχεία των κατασκευών ωπλισμένου σκυροδέματος. Ωστόσο πολλά από τα υφιστάμενα υποστυλώματα έχουν έμφυτες ανεπάρκειες και κρίνεται απαραίτητη η ενίσχυσή τους ώστε να ικανοποιούν τους σύγχρονους αντισεισμικούς κανονισμούς. Μια εναλλακτική τεχνική για την ενίσχυση των υποστυλωμάτων έναντι τέμνουσας και για την αύξηση της πλαστιμότητας μετακινήσεων μέσω περισφιγξης, είναι η εξωτερική ενίσχυσή τους με μανδύες σύνθετων υλικών.

Η εξωτερική τοποθέτηση μανδύων ινωπλισμένων πολυμερών (Fiber Reinforced Polymers, FRP) στοχεύει στη σεισμική ενίσχυση υφιστάμενων υποστυλωμάτων από ωπλισμένο σκυρόδεμα. Αυξάνει τη διατμητική ικανότητα των στοιχείων, περιορίζει τον κίνδυνο αστοχίας λόγω ολίσθησης των ματιζόμενων ράβδων [4-15] και περιορίζει αρκετά τον πρόωρο λυγισμό των διαμήκων ράβδων [6,12,15]. Περιορίζοντας τις παραπάνω ανεπιθύμητες μορφές αστοχίας και αυξάνοντας την πλαστιμότητα ανηγμένων παραμορφώσεων του σκυροδέματος, βελτιώνεται η στροφή αστοχίας του υποστυλώματος και εμφανίζει αυξημένη πλαστιμότητα μετακινήσεων [4-19].

Οι υφιστάμενοι κανονισμοί επεμβάσεων προβλέπουν την ενίσχυση των υποστυλωμάτων με την τεχνική των εξωτερικά επικολλούμενων υφασμάτων (EC-8 part 3 [3], ΚΑΝ.ΕΠΕ. [2]). Βασικός στόχος της παρούσας εργασίας είναι η διερεύνηση της ακρίβειας των σχέσεων του EC8-3 [3] και του ΚΑΝ.ΕΠΕ. [2] για την εκτίμηση της διατμητικής αντοχής και της γωνίας στροφής χορδής υποστυλωμάτων ΩΣ ενισχυμένων εξωτερικά με ινωπλισμούς. Η παρούσα μελέτη επικεντρώνεται σε υποστυλώματα των οποίων οι διαμήκεις οπλισμοί ενώνονται με παράθεση καθώς και σε υποστυλώματα χωρίς παράθεση οπλισμών ενισχυμένα με υλικά υψηλής παραμόρφωσης αστοχίας (Large Rupture Strain - LRS). Για το λόγο αυτό δημιουργήθηκε μια βάση πειραματικών αποτελεσμάτων [4-19] 63 συνολικά υποστυλωμάτων της διεθνούς βιβλιογραφίας, τετραγωνικής ή ορθογωνικής διατομής.

Υφιστάμενες σχέσεις αποτίμησης - ανασχεδιασμού

Σύμφωνα με τον ΚΑΝ.ΕΠΕ [2], η μέγιστη παραμόρφωση ενός στοιχείου ΩΣ στην αστοχία, έτσι όπως εκφράζεται από τη μέση τιμή της γωνίας στροφής χορδής στην αστοχία, θ_{um} , δίνεται από την παρακάτω σχέση:

$$\theta_{um} = 0.016 \cdot (0.3^v) \left[\frac{\max(0.01; \omega')}{\max(0.01; \omega)} f_c \right]^{0.225} (a_s)^{0.35} 25^{\left(a\rho \frac{f_{yw}}{f_c}\right)} (1.25^{100\rho d}) \quad (1)$$

η οποία πολλαπλασιάζεται με 1/1.2 για ανεπαρκή αγκύρωση συνδετήρων, 0.95 για ανεπαρκή αγκύρωση συνδετήρων και λείους διαμήκεις οπλισμούς και $0.016 \cdot (10 + \min(40; l_b/d_b))$ για παράθεση λείων διαμήκων οπλισμών με $l_b \geq 15d_b$.

Αν το υποστυλώμα έχει κατασκευασθεί με χρήση νευροχαλύβων και από τη διατομή βάσης του αρχίζει ένωση των διαμήκων οπλισμών με παράθεση ευθύγραμμων άκρων τους σε μήκος l_b , τότε $\theta_{um} = \theta_{um}^{pl} + \theta_y$, όπου

$$\theta_{um}^{pl} = 0.0145 \cdot (0.25^v) \left[\frac{\max(0.01; \omega')}{\max(0.01; \omega)} \right]^{0.3} \cdot f_c^{0.2} \cdot (a_s)^{0.35} 25^{\left(a\rho \frac{f_{yw}}{f_c}\right)} (1.275^{100\rho d}) \quad (2) \text{ και}$$

$$\theta_y = (1/r)_y \frac{L_s + a_v z}{3} + 0,0014 \cdot \left(1 + 1,5 \frac{h}{L_s}\right) \cdot \frac{M_y}{M_{y,εκτ\acute{o}\varsigma}} + \frac{(1/r)_y d_b f_{sm}}{8\sqrt{f_c}} \quad (3)$$

Στην εξίσωση (3), ο 1^{ος} όρος εκφράζει τη συμβολή των καμπτικών παραμορφώσεων, ο 2^{ος} όρος εκφράζει τις μέσες διατμητικές παραμορφώσεις στο μήκος L_s , ενώ ο 3^{ος} εκφράζει την επιρροή της εξόλκευσης του τμήματος των ράβδων πέραν της ακραίας διατομής του στοιχείου. Η εξίσωση προσεγγίζει επαρκώς τη γωνία στροφής χορδής θ_y στην καμπτική διαρροή, και για στοιχεία με διαμήκεις οπλισμούς από λείες ράβδους.

Η τέμνουσα αντοχής του στοιχείου υπολογίζεται από τη σχέση:

$$V_R = \frac{h-x}{2L_s} \cdot \min(N; 0,55A_c f_c) + (1 - 0,05 \min(5; \mu_{\Delta}^{pl})) \cdot [0,16 \max(0,5; 100\rho_{tot}) (1 - 0,16 \min(5; a_s)) \cdot \sqrt{f_c} A_c + V_w] + V_{jd} \quad (4)$$

Όπου: $V_w = \rho_w \cdot b_w \cdot z \cdot f_{yw}$ (5) και

$$V_{jd} = \sigma_{jd} \rho_j b_w h_{j,ef} (\cot \theta + \cot a) \sin^2 a \quad (6)$$

και για κοντά υποστυλώματα ($a_s \leq 2$) πρέπει $V_R \leq V_{R,max}$, όπου

$$V_{R,max} = \frac{4}{7} \cdot (1 - 0,02 \cdot \min(5; \mu_{\theta}^{pl})) \cdot (1 + 1,35 \cdot \frac{N}{A_c f_c}) \cdot (1 + 0,45 \cdot (100 \cdot \rho_{tot})) \cdot \sqrt{\min(40f_c)} \cdot b_w \cdot z \cdot \sin 2\delta \quad (7)$$

Στον EC8-3 (ο οποίος είναι προγενέστερος του ΚΑΝΕΠΕ) οι διαφοροποιήσεις που υπάρχουν στις σχέσεις για τον υπολογισμό της γωνίας στροφής χορδής εντοπίζονται κυρίως στους συντελεστές των σχέσεων. Έτσι, η βασική σχέση για τη θ_{um} παραμένει η ίδια και πολλαπλασιάζεται με 0.825 για ανεπαρκή αγκύρωση συνδετήρων, 0.575 για ανεπαρκή αγκύρωση συνδετήρων και λείους διαμήκεις οπλισμούς και $0.0025(180 + \min(50, l_o/db))(1 - l_o/L_v)$ για παράθεση λείων διαμήκων οπλισμών με $l_b \geq 15d_b$. Η θ_y δίνεται από τη σχέση (8).

$$\theta_y = (1/r)_y \frac{L_s + a_v z}{3} + 0,0013 \cdot \left(1 + 1,5 \frac{h}{L_s}\right) \cdot \frac{M_y}{M_{y,εκτ\acute{o}\varsigma}} + 0,13 \cdot \frac{(1/r)_y d_b f_{sm}}{\sqrt{f_c}} \quad (8)$$

ενώ το πλαστικό τμήμα της γωνίας στροφής χορδής πολλαπλασιάζεται με 0.825 για ανεπαρκή αγκύρωση συνδετήρων, 0.375 για ανεπαρκή αγκύρωση συνδετήρων και λείους διαμήκεις οπλισμούς και $0.0035(180 + \min(60, l_o/db))(1 - l_o/L_v)$ για παράθεση λείων διαμήκων οπλισμών με $l_b \geq 15d_b$.

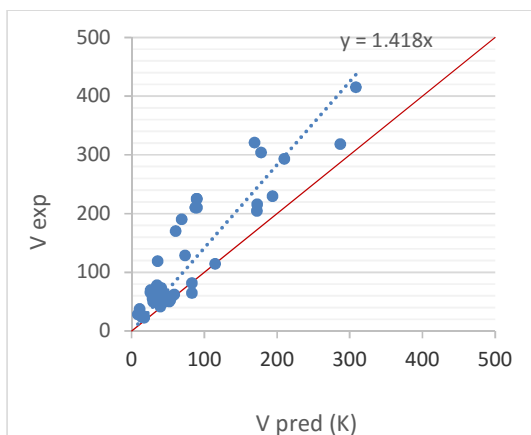
Η διατμητική αντοχή του υποστυλώματος, όπως αυτή καθορίζεται από τη διαρροή των συνδετήρων, υπολογίζεται όπως και στον ΚΑΝ.ΕΠΕ.. Ωστόσο, η αντοχή σε τέμνουσα $V_{R,d}$ για περιτύλιξη του στοιχείου με μανδύα FRP υπολογίζεται με διαφορετική σχέση (9):

$$V_{Rd,f} = 0.9d \cdot f_{fd,e} \cdot 2 \cdot t_f \cdot \left(\frac{w_f}{s_f} \right)^2 \cdot (\cot \theta + \cot \beta) \sin \beta \quad (9)$$

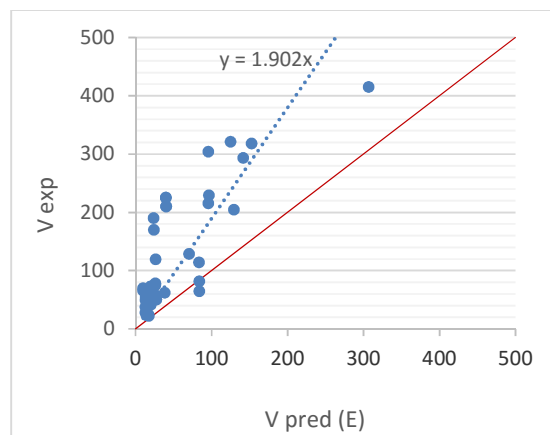
Σε αυτό το σημείο θα πρέπει να σημειωθεί ότι ο υπολογισμός της συνεισφοράς της ενίσχυσης βασίζεται στην απλοποιητική παραδοχή ότι η συνεισφορά σε ανάληψη τέμνουσας του σκυροδέματος και του εσωτερικού χαλύβδινου οπλισμού και της εξωτερικής ενίσχυσης μπορούν να προστεθούν με επαλληλία. Ωστόσο, πρόσφατες μελέτες έχουν διερευνήσει την αλληλεπίδραση μεταξύ της συνεισφοράς του σκυροδέματος, του εσωτερικού χαλύβδινου οπλισμού και της εξωτερικής ενίσχυσης [20-21]. Στην εργασία των Rousakis et al. (2016) [21] προτείνονται πιο ακριβείς προσεγγίσεις για τον υπολογισμό της ανάληψης τέμνουσας δύναμης σε ενισχυμένα στοιχεία ΩΣ λαμβάνοντας υπόψη τη μεταβαλλόμενη συνεισφορά του σκυροδέματος και χαμηλότερη συνεισφορά της εξωτερικής ενίσχυσης. Οι παραπάνω προσεγγίσεις είναι σημαντικές σε περιπτώσεις υποστυλωμάτων που πραγματοποιείται και καμπτική ενίσχυση καθώς αυξάνεται η ικανοτική απαίτηση σε διατμητική ικανότητα. Ωστόσο, τα περισσότερα υποστυλώματα της βάσης δεδομένων παρουσιάζουν διαρροή των διαμήκων ράβδων πριν την αστοχία και επομένως η διατμητική τους ικανότητα δεν εξαντλείται.

Σύγκριση προβλέψεων των σχέσεων των κανονισμών και πειραματικών αποτελεσμάτων

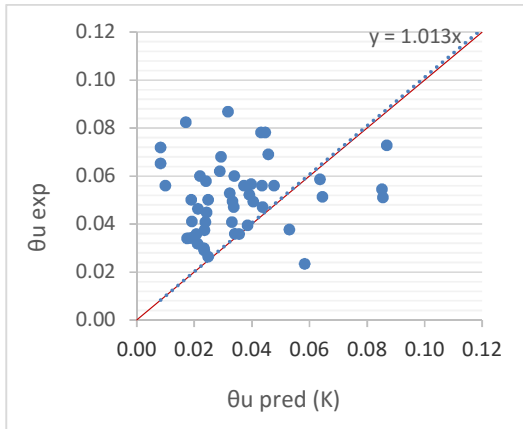
Τα 49 από τα υποστυλώματα της βάσης αποτελεσμάτων είναι ενισχυμένα με μανδύες FRP και οι διαμήκεις οπλισμοί τους ενώνονται με παράθεση. Έχουν φορτιστεί με οριζόντια δύναμη στην κορυφή τους. Υποβλήθηκαν σε ιστορικό φόρτισης που αποτελούνταν από επαναλαμβανόμενους κύκλους μετατοπίσεων αυξανόμενου εύρους μέχρι την αστοχία τους. Τα δοκίμια φορτίζονταν ταυτόχρονα κατά τη διεύθυνση του άξονά τους με σταθερό αξονικό φορτίο. Από τις καμπύλες οριζόντιας δύναμης – οριζόντιας μετακίνησης ελεύθερου άκρου, υπολογίστηκε η γωνία στροφής χορδής στην αστοχία, για μείωση οριζόντιας δύναμης κατά 20% έναντι της μέγιστης τιμής της. Παρακάτω παρουσιάζονται τα διαγράμματα $V_{R,pred}-V_{R,exp}$ και $\theta_{u,pred}-\theta_{u,exp}$ για τις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ. και του EC8-3 για τα 49 δοκίμια (σχήματα 1-4).



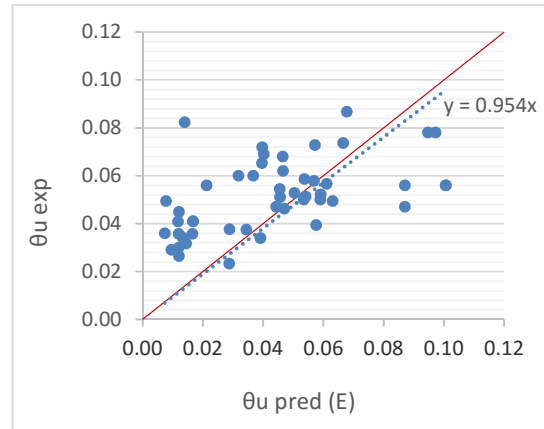
Σχ. 1: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και διατμητικής αντοχής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ



Σχ. 2: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και διατμητικής αντοχής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του EC8-3.



Σχ. 3: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και γωνίας στροφής χορδής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ



Σχ. 4: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και γωνίας στροφής χορδής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του EC8-3

Παρατηρείται ότι οι σχέσεις των κανονισμών για τον υπολογισμό της διατμητικής αντοχής είναι συντηρητικές και το μέσο απόλυτο σφάλμα είναι σημαντικό (32.99% για τις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 58.60% για τις σχέσεις του EC8-3). Ο μέσος όρος και η τυπική απόκλιση των λόγων $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ είναι 0.68 και 0.25 για ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 0.43 και 0.23 για EC8-3.

Όσον αφορά τη γωνία στροφής χορδής, το μέσο απόλυτο σφάλμα είναι 42.99% για ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 38.77% για EC8-3 και με μέση τιμή 0.76 για ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 0.82 για EC8-3 ενώ η διασπορά των προβλέψεων σύμφωνα με τους κανονισμούς σε σύγκριση με τα πειραματικά αποτελέσματα είναι 0.46 για ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 0.44 για EC8-3.

Βελτίωση των αποτελεσμάτων παρατηρείται αν χρησιμοποιήσουμε τις σχέσεις όπως προτείνονται στην [1]. Οι σχέσεις για τον υπολογισμό της διατμητικής αντοχής και της γωνίας στροφής χορδής έχουν ως εξής:

$$\theta_{um} = 0.016 \cdot (0.3^v) \left[\frac{\max(0.01; \omega')}{\max(0.01; \omega)} f_c \right]^{0.225} (a_s)^{0.35} 25 \left(a \rho \frac{f_{yw}}{f_c} + \left(\frac{\alpha_f \rho_f f_u}{f_c} \right)_{f_{eff}} \right) (1.25^{100 \rho_d}) \quad (10)$$

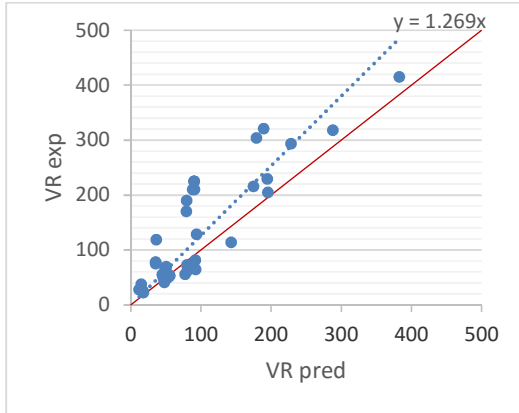
$$\theta_{um}^{pl} = 0.0145 \cdot (0.25^v) \left[\frac{\max(0.01; \omega')}{\max(0.01; \omega)} \right]^{0.3} \cdot f_c^{0.2} \cdot (a_s)^{0.35} 25 \left(a \rho \frac{f_{yw}}{f_c} + \left(\frac{\alpha_f \rho_f f_u}{f_c} \right)_{f_{eff}} \right) (1.275^{100 \rho_d}) \quad (11)$$

$$\left(\frac{\alpha \cdot \rho \cdot f_u}{f_c} \right)_{f_{eff}} = \alpha_f \cdot c_f \cdot \min \left[0.4; \frac{\rho_f \cdot f_{uf}}{f_c} \right] \left(1 - 0.5 \min \left[0.4; \frac{\rho_f \cdot f_{uf}}{f_c} \right] \right) \quad (12)$$

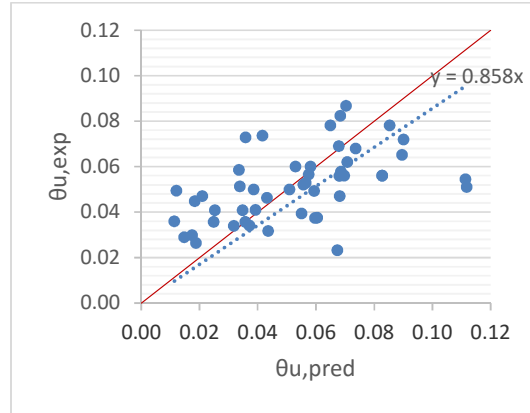
$$\frac{f_{cc}}{f_c} = 1 + 3.3 \left(\frac{b_x}{b_y} \right)^2 \left(\frac{\alpha_f \cdot \rho_f \cdot f_{uf}}{f_c} \right) \quad (13)$$

$$V_R = \frac{h-x}{2L_s} \cdot \min(N; 0.55 A_c f_c) + (1 - 0.05 \min(5; \mu_\Delta^{pl})) \cdot [0.16 \max(0.5; 100 \rho_{tot}) (1 - 0.16 \min(5; a_s)) \cdot \sqrt{f_c} A_c + V_w + V_f] \quad (14)$$

Σύμφωνα με τις σχέσεις (10)-(14), το μέσο απόλυτο σφάλμα της V_R είναι 27.50%, για το λόγο $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ η μέση τιμή είναι 0.80 και η τυπική απόκλιση 0.28. Αντίστοιχα η θ_u παρουσιάζει μέσο απόλυτο σφάλμα 34.64%, μέση τιμή $\theta_{u,pred}/\theta_{u,exp}$ 1.04 και τυπική απόκλιση 0.49. Στα σχήματα 5- 6 παρουσιάζονται τα διαγράμματα $V_{R,pred}-V_{R,exp}$ και $\theta_{u,pred}-\theta_{u,exp}$.

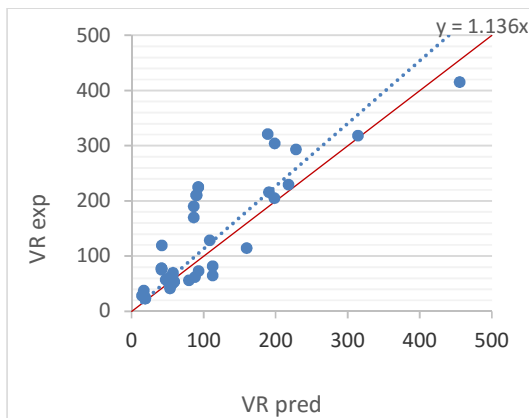


Σχ. 5: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και προβλεπόμενης με βάση την [1].

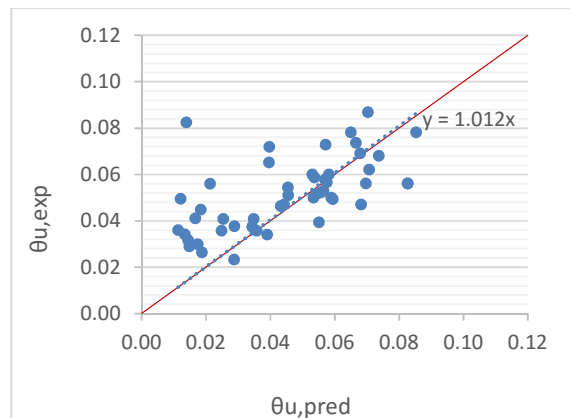


Σχ. 6: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και προβλεπόμενης με βάση την [1].

Από τα παραπάνω φαίνεται ότι για υποστυλώματα των οποίων οι διαμήκεις οπλισμοί ενώνονται με παράθεση η απόκλιση των θεωρητικών και των πειραματικών τιμών είναι σημαντική τόσο για τη διατμητική αντοχή όσο και για τη γωνία στροφής χορδής. Βελτίωση της προβλεπόμενης V_R έχουμε όταν λαμβάνεται υπόψη η κράτνση του χάλυβα πολλαπλασιάζοντας την f_y με θεωρούμενη μέση τιμή 1.25. Προκύπτει μέσο απόλυτο σφάλμα 26.88%, μέση τιμή των λόγων $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ 0.89 και τυπική απόκλιση 0.32 (σχήμα 7). Για τη θ_u παρατηρείται ότι οι σχέσεις της [1] δίνουν πιο αξιόπιστα αποτελέσματα όταν το μήκος μάτισης είναι επαρκές τόσο για λείο οπλισμό όσο και για νευροχάλυβα. Για μη επαρκές μήκος μάτισης πιο αξιόπιστα αποτελέσματα δίνει ο EC8-3. Στο σχήμα 8 φαίνεται το αποτέλεσμα του συνδυασμού των ακριβέστερων σχέσεων για υποστυλώματα με μάτιση οπλισμών. Προκύπτει μέσο απόλυτο σφάλμα 26.82%, μέση τιμή $\theta_{u,pred}/\theta_{u,exp}$ 0.87 και τυπική απόκλιση 0.33 για όλα τα δοκίμια.



Σχ. 7: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και προβλεπόμενης.

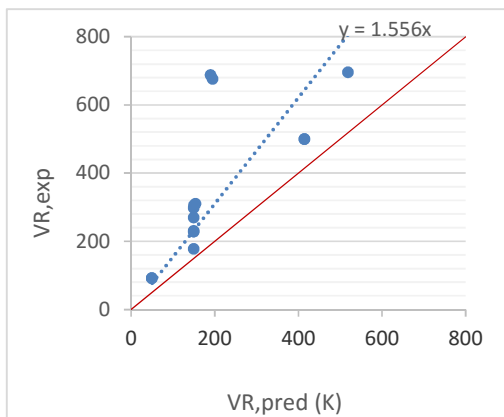


Σχ. 8: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και προβλεπόμενης.

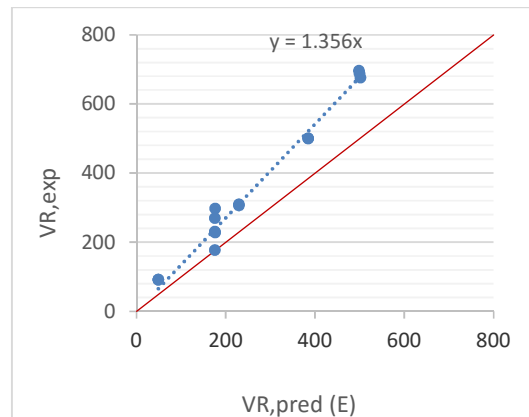
Αξιοπιστία σχέσεων κανονισμών για υλικά υψηλής παραμόρφωσης αστοχίας

Τα συμβατικά FRPs ενδέχεται να αστοχήσουν ψαθυρά σε σχετικά μικρή παραμόρφωση αστοχίας. Έτσι, η πλάσιμη συμπεριφορά του ενισχυμένου με FRP σκυροδέματος περιορίζεται από την αστοχία του μανδύα σύνθετων υλικών. Υλικά τα οποία διαθέτουν μεγάλη παραμόρφωση αστοχίας (LRS) και σχετικά χαμηλό μέτρο ελαστικότητας, όπως τα PEN (ίνες από ναφθαλικό πολυαιθυλένιο) και PET (ίνες από τερεφθαλικό πολυαιθυλένιο) FRPs χρησιμοποιούνται στην [16]. Στην εργασία των Kwon et al. [19] χρησιμοποιείται ταινία Velcro σε υποστυλώματα με έμφυτες ανεπάρκειες χωρίς παράθεση των διαμήκων ράβδων.

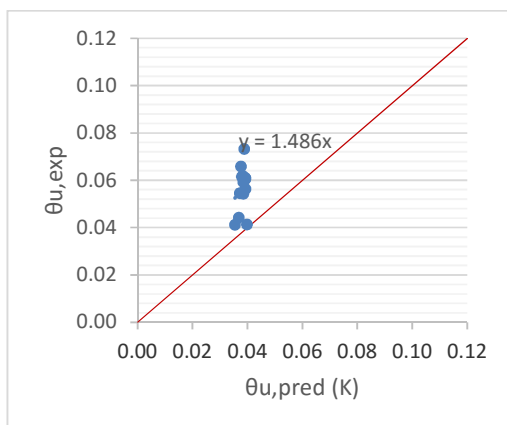
Οι κανονισμοί δεν προβλέπουν τη χρήση υλικών με αυτά τα χαρακτηριστικά και η ε_{ju} , η οποία επιδιώκεται να αξιοποιηθεί, περιορίζεται. Στα σχήματα 9 – 14 παρουσιάζονται τα διαγράμματα $V_{R,pred}$ - $V_{R,exp}$ και $\theta_{u,pred}$ - $\theta_{u,exp}$ για τα δοκίμια που ενισχύθηκαν με LRS για χρήση του ΚΑΝΕΠΕ ή του EC8-3.



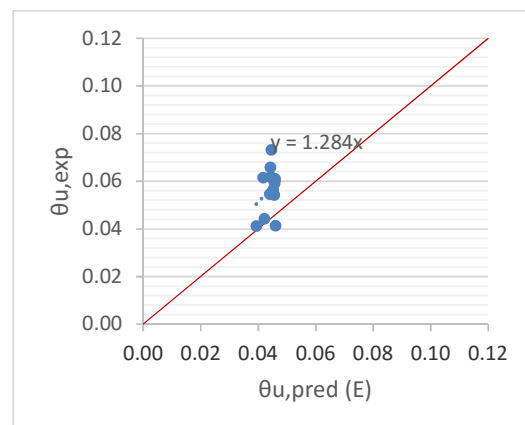
Σχ. 9: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και διατμητικής αντοχής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ..



Σχ. 10: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και διατμητικής αντοχής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του EC8-3.



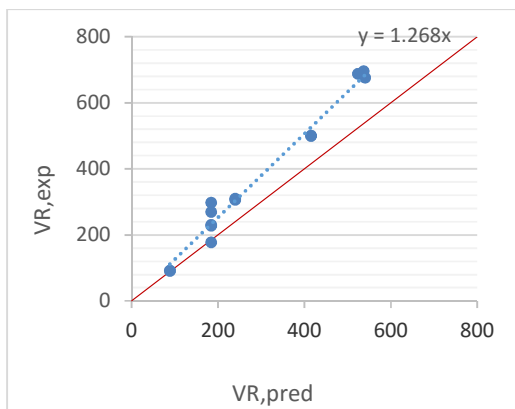
Σχ. 11: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και γωνίας στροφής χορδής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ.



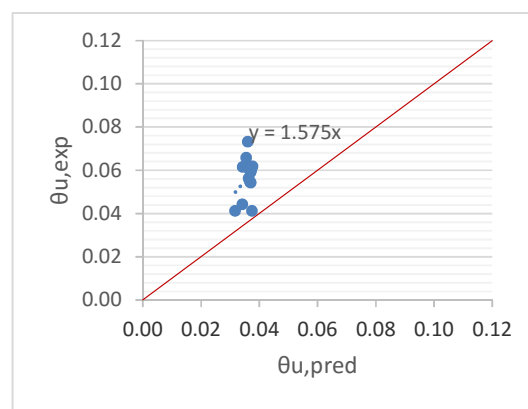
Σχ. 12: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και γωνίας στροφής χορδής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις του EC8-3.

Το μέσο απόλυτο σφάλμα είναι σημαντικό τόσο για τη διατμητική αντοχή (41.19% με τον ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 28.35% με τον EC8) όσο και για τη γωνία στροφής χορδής (30.93% και 21.81% αντίστοιχα) με μέσο όρο λόγων $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ και $\theta_{u,pred}/\theta_{u,exp}$ 0.59 και 0.69 με τον ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 0.72 και 0.80 με τον EC8-3. Η διασπορά των λόγων είναι σχετικά μικρή (0.18 και 0.12 με τον ΚΑΝ.ΕΠΕ. και 0.12 και 0.13 με τον EC8-3). Ωστόσο, το δείγμα είναι μικρό (14 δοκίμια) για να προκύψουν γενικευμένα συμπεράσματα.

Για τις σχέσεις της [1], θεωρώ $\epsilon_{uf}=0,032$, δηλαδή τον περιορισμό που δέχεται στην περίπτωση που το υλικό του μανδύα είναι PAF (polyacetal fiber). Το μέσο απόλυτο σφάλμα για τη V_R είναι 19.04%, ο μέσος όρος των λόγων $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ 0.81 και η τυπική απόκλιση 0.11 και για τη θ_u 34.94%, 0.65 και 0.11 αντίστοιχα. Στα σχήματα 13 και 14 δείχνονται τα διαγράμματα $V_{R,pred}-V_{R,exp}$ και $\theta_{u,pred}-\theta_{u,exp}$ σύμφωνα με τις σχέσεις της [1].



Σχ. 13: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και διατμητικής αντοχής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις της [1].



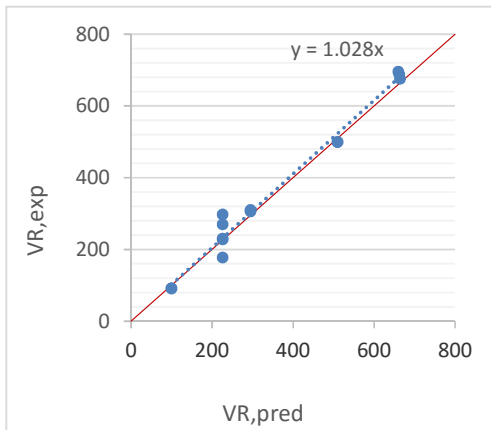
Σχ. 14: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και γωνίας στροφής χορδής που υπολογίστηκε με βάση τις σχέσεις της [1].

Σύμφωνα με τον ΚΑΝ.ΕΠΕ. η μέγιστη τιμή $\epsilon_{j,max} = \epsilon_{j,u} \cdot \psi \leq 1.5 \%$, της εφελκυστικής παραμόρφωσης του υλικού στοχεύει στον περιορισμό του ανοίγματος μιας κρίσιμης λοξής ρωγμής πέραν της οποίας μειώνεται η συμβολή του σκυροδέματος (V_c) στη διατμητική αντοχή του μέλους, η δε αστοχία συμβαίνει πριν από την εξάντληση της αντοχής του υλικού ενίσχυσης. Στον EC8-3, για τον υπολογισμό της θ_{um} απαιτείται η παραμόρφωση περιορισμού $\epsilon_{u,f}$, η οποία λαμβάνεται ίση με 0.015 για CFPR ή AFRP και 0.02 για GFRP. Για τα υλικά μεγάλης παραμόρφωσης αστοχίας δεν υπάρχει πρόβλεψη. Αρχικά χρησιμοποιήθηκε $\epsilon_{u,f}$ ίση με 0.02 στις σχέσεις του ΚΑΝ.ΕΠΕ. και του EC8-3 (όπως λαμβάνεται για GFRP) και 0.032 στις σχέσεις της [1]. Ωστόσο, τα PEN και PET FRP καθώς και το Velcro έχουν μεγάλη παραμόρφωση αστοχίας και είναι αυτή τους η ιδιότητα που θέλουμε να αξιοποιήσουμε και κατά συνέπεια να μελετήσουμε. Η παραμόρφωση αστοχίας για τα υλικά αυτά είναι ίση με 0.138 για PET FRP, 0.045 για PEN FRP και 0.569 για Velcro.

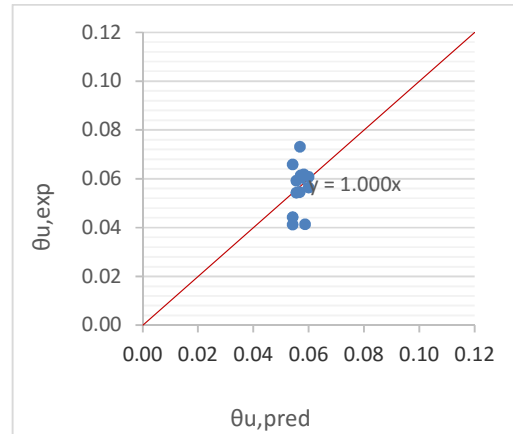
Στο σχήμα 15 παρουσιάζεται το διάγραμμα $V_{R,pred}-V_{R,exp}$ για την περίπτωση που στους υπολογισμούς (στη σχέση της [1]) λαμβάνεται η παραμόρφωση αστοχίας των υλικών. Επιπλέον, για να ληφθεί υπόψη η κράτυνση του χάλυβα, η f_y πολλαπλασιάζεται με 1.25. Σ' αυτή την περίπτωση, το μέσο απόλυτο σφάλμα είναι 7.89% ενώ η μέση τιμή και η τυπική απόκλιση των λόγων $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ ισούνται με 0.99 και 0.12.

Όσον αφορά στον υπολογισμό της γωνίας στροφής χορδής, αντικαθιστώντας το συντελεστή 0.016 της σχέσης (10) με 0.02347 και αξιοποιώντας την ϵ_{ju} των υλικών, το μέσο απόλυτο σφάλμα γίνεται 12.93%

και η μέση τιμή και η τυπική απόκλιση των λόγων $\theta_{u,pred}/\theta_{u,exp}$ γίνονται 1.03 και 0.18 αντίστοιχα. Στο σχήμα 16 απεικονίζεται το σχετικό διάγραμμα $\theta_{u,pred}-\theta_{u,exp}$.



Σχ. 15: Διάγραμμα πειραματικής διατμητικής αντοχής και προβλεπόμενης διατμητικής αντοχής.



Σχ. 16: Διάγραμμα πειραματικής γωνίας στροφής χορδής και προβλεπόμενης γωνίας στροφής χορδής.

Συμπεράσματα

Από την επεξεργασία της βάσης πειραματικών αποτελεσμάτων 63 υποστυλωμάτων ΩΣ ενισχυμένων με μανδύες σύνθετων υλικών που υποβλήθηκαν σε ανακυκλιζόμενη φόρτιση, προκύπτουν τα παρακάτω συμπεράσματα.

Οι σχέσεις υπολογισμού της V_R είναι συντηρητικές. Ωστόσο πιο ασφαλή αποτελέσματα, ειδικά για τα υποστυλώματα που ενισχύθηκαν με LRS, δίνονται όταν η f_y πολλαπλασιαστεί επί 1.25 ώστε να ληφθεί υπόψη η κράτυνση του χάλυβα, δηλαδή αντικατασταθεί με την f_u , ιδίως για τον υπολογισμό της V_{mu} . Για τα ενισχυμένα υποστυλώματα με ματίσεις οπλισμών, ο υπολογισμός της διατμητικής αντοχής V_R λαμβάνοντας υπόψη την κράτυνση του χάλυβα οδηγεί σε μέσο απόλυτο σφάλμα 26.88%, μέση τιμή των λόγων $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ 0.89 και τυπική απόκλιση 0.32. Για υποστυλώματα ενισχυμένα με LRS FRPs, εάν χρησιμοποιηθεί επιπλέον η παραμόρφωση αστοχίας των LRS FRPs, το μέσο απόλυτο σφάλμα είναι 7.89% για τη V_R με μέσο όρο λόγου $V_{R,pred}/V_{R,exp}$ ίσο με 0.99.

Για τη γωνία στροφής χορδής στην αστοχία θ_u ο συνδυασμός των ακριβέστερων σχέσεων για υποστυλώματα με μάτιση οπλισμών δίνει μέσο απόλυτο σφάλμα 26.82%, μέση τιμή $\theta_{u,pred}/\theta_{u,exp}$ 0.87 και τυπική απόκλιση 0.33 για όλα τα δοκίμια. Στα υποστυλώματα ΩΣ ενισχυμένα με LRS προκύπτει σημαντική βελτίωση της πρόβλεψης της θ_u όταν χρησιμοποιείται η ικανότητα παραμόρφωσης των υλικών ϵ_{ju} και ο συντελεστής 0.016 της σχέσης (10) αντικατασταθεί με 0.02347.

Σε αυτήν την περίπτωση το μέσο απόλυτο σφάλμα είναι 12.93% για τη θ_u με μέσο όρο λόγου $\theta_{u,pred}/\theta_{u,exp}$ ίσο 1.03.

Βιβλιογραφία

1. Biskinis D. and Fardis M. (2013), "Models for FRP-wrapped rectangular RC columns with continuous or lap-spliced bars under cyclic lateral loading." *Engineering Structures* 57, 2013, 199-212.
2. Κανονισμός Επεμβάσεων (KAN.ΕΠΕ.), 1η αναθεώρηση, Ο.Α.Σ.Π., Ιούλιος 2013.

3. Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 3: Assessment and retrofitting of buildings, 2005.
4. Saadatmanesh H., Ehsani M.R., and Jin L. (1997), “Repair of Earthquake-Damaged RC Columns with FRP Wraps”, *ACI Structural Journal*, Vol. 94, No 2, March-April 1997, pp.206-214.
5. Ma and Xiao Y. (2000), “Full-scale testing of a parking structure column retrofitted with carbon fiber reinforced composites”, *Construction and Building Materials*, 2000, Vol. 14, Issue 2, pp. 63-74.
6. Ghosh K.K., Sheikh S.A. (2007), “Seismic Upgrade with Carbon Fiber Reinforced Polymer of Columns Containing Lap-Spliced Reinforcing Bars”, *ACI Structural Journal*, V.104, No. 2, March-April 2007, pp. 227-236.
7. Bousias S., Spathis A.-L., Fardis M.N. (2004), “Seismic Retrofitting of Columns with Lap Splices Through CFRP Jackets”, *13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, B.C., Canada August 1-6, Paper No. 765.
8. Bousias S, Spathis L-A, Fardis MN. (2007), “Seismic retrofitting of columns with lap spliced smooth bars through FRP or concrete jackets”, *Journal of Earthquake Engineering*, 11:5, 2007, pp. 653–674.
9. Bournas D.A., Triantafillou T.C. (2011), “Bond Strength of Lap-Spliced Bars in Concrete Confined with Composite Jackets”, *Journal of Composites for construction*, Vol. 15, Issue 2, March-April 2011, pp. 157-167.
10. Eshghi S., Zanzanizadeh V. (2007), “Repair of Earthquake – Damaged Square R/C Columns with Glass Fiber – Reinforced Polymer”, *International Journal of Civil Engineering*, Vol. 5, No. 3, September 2007.
11. Eshghi S., Zanzanizadeh V. (2008), “Retrofit of slender square reinforced concrete columns with glass fiber-reinforced polymer for seismic resistance”, *Iranian Journal of Science & Technology*, Transaction B, Engineering, Vol. 32, No. B5, pp 437-450
12. Faella C., Realfonzo R., Rizzano G. (2006), “Experimental Behaviour of R/C Columns Confined by FRP”, *FIB, Proceedings of the 2nd International Congress*, Session 10, FRP reinforcement for new and existing structures, Naples, Italy, June 5-8 2006.
13. Realfonzo R., Napoli A. (2012), “Results from cyclic tests on high aspect ratio RC columns strengthened with FRP systems”, *Elsevier, Construction and Building Materials* 37, 2012, 607–620.
14. El Gawady M., Endeshaw M., McLean D., Sack R. (2010), “Retrofitting of Rectangular Columns with Deficient Lap Splices”, *ASCE, Journal of Composites for Construction*, 2010, pp. 22-35.
15. Yalcin C, Kaya O. (2004), “An experimental study on the behaviour of reinforced concrete columns using FRP materials”, *13th World Conference on Earthquake Engineering*, Vancouver, 2004. Paper No.919.
16. Anggawidjaja D., Ueda T., Dai J., Nakai H. (2006), “Deformation capacity of RC piers wrapped by new fiber-reinforced polymer with large fracture strain”, *Elsevier, Cement & Concrete Composites* 28, 2006, 914–927.
17. Dai J., Lam L., Ueda T. (2012), “Seismic retrofit of square RC columns with PET fibre reinforced polymer composites”, *Elsevier, Construction and Building Materials* 27, 2012, pp.206-217.
18. Jirawattanasomkul T., Dawei Z., Ueda (2013) T. (2013), “Prediction of the post-peak behavior of reinforced concrete columns with and without FRP-jacketing”, *Engineering Structures* 56, 2013, pp.1511–1526.
19. Kwon M., Seo H., Kim J. (2016), “Seismic Performance of RC-Column Wrapped with Velcro”, *Structural Engineering and Mechanics*, Vol.58, Issue 2, 2016, pp. 379-395.
20. Pellegrino C, Vasic M. (2013), “Assessment of design procedures for the use of externally bonded FRP composites in shear strengthening of reinforced concrete beams”, *Compos Part B* 2013;45(1), 727-741.
21. Rousakis T, Saridaki M, Mavrothalassitou S, Hui D. (2016), “Utilization of hybrid approach towards advanced database of concrete beams strengthened in shear with FRPs”, *Compos Part B* 2016;85, 315-335.