

Επιρροή των Χαλύβδινων Ινών στην Ικανότητα Πλακοδοκών Ο/Σ υπό Στρέψη

Χ.Γ. ΚΑΡΑΓΙΑΝΝΗΣ
Αναπληρωτής Καθηγητής Δ.Π.Θ.

Κ.Ε. ΧΑΛΙΟΡΗΣ
Δρ Πολιτικός Μηχανικός Δ.Π.Θ.

Περίληψη

Εξετάζεται η επιρροή των χαλύβδινων ινών στην ικανότητα των πλακοδοκών υπό στρεπτική καταπόνηση. Παρουσιάζονται και σχολιάζονται πειραματικά αποτελέσματα 31 δοκών υπό καθαρή στρέψη, σε 3 ομάδες. Η 1η περιλαμβάνει 13 δοκούς χωρίς συμβατικούς οπλισμούς με διατομές ορθογωνικές, Γ με $b/b_w=1.5$ και 2, Τ με $b/b_w=2$ και 3, και με περιεκτικότητες σε ίνες 0, 1% και 3% κ.ό. Η 2η και 3η ομάδα έχουν από 9 δοκούς, η μεν 2η με διαμήκεις οπλισμούς, ενώ η 3η με διαμήκεις και συνδετήρες. Σε αυτές περιλαμβάνονται 3 ορθογωνικές και 6 δοκοί-Τ με $b/b_w=2$ και 3, και όλες εξετάζονται με ίνες 0, 1% και 3%. Η αύξηση της περιεκτικότητας σε ίνες προκάλεσε σε όλες τις περιπτώσεις αύξηση της στρεπτικής αντοχής T_u και σημαντική βελτίωση της μεταελαστικής συμπεριφοράς και του κλάδου απόκρισης μετά τη μέγιστη στρεπτική ροπή. Η αύξηση της T_u λόγω των ινών είναι σημαντική στις ορθογωνικές διατομές, ενώ στις πλακοδοκούς μειώνεται με την αύξηση της επιρροής της πλάκας. Στις δοκούς-Τ με 3% ίνες και διαμήκη οπλισμό η παρατηρηθείσα αύξηση λόγω ινών ήταν 85.7%, 54.7% και 26.3% για $b/b_w = 1, 2$ και 3, αντίστοιχα. Ακόμη, από τα πειραματικά αποτελέσματα φαίνεται ότι για την περίπτωση δοκών υπό στρέψη, είναι δυνατή η πλήρης αντικατάσταση των συνδετήρων με χρήση χαλύβδινων ινών.

1. ΕΙΣΑΓΩΓΗ

Είναι γνωστό ότι η στρεπτική καταπόνηση προκαλεί σε μία διατομή την ανάπτυξη καθαρής διατμητικής έντασης. Η απόκριση σε αυτή την περίπτωση χαρακτηρίζεται από τη συμπεριφορά του υλικού σε εφελκυσμό με τάση ίση με την αναπτυσσόμενη διατμητική τάση. Αυτό, εξάλλου, είναι σε απόλυτη συμφωνία και με τα πειραματικά δεδομένα, τα οποία από τις πρώτες ακόμη προσπάθειες έδειξαν ότι το υλικό αστοχεί εφελκυστικά και όχι διατμητικά [1], [2], [3]. Επιπλέον, η καταπόνηση σε στρέψη στοιχείων από σκυρόδεμα αποτελεί τυπική περίπτωση, κατά την οποία ο εφελκυσμός, που αναπτύσσεται στη μάζα του σκυροδέματος, δεν είναι δυνατόν να παραληφθεί απευθείας από συμβατικό οπλισμό. Γίνεται άρα φανερό από τα παραπάνω ότι στην περίπτωση αυτή, έχει ιδιαίτερη σημασία κάθε προσπάθεια για βελτίωση της μικρής εφελκυστικής αντοχής του σκυροδέμα-

τος. Προς αυτή την κατεύθυνση, είναι γενικώς παραδεκτό ότι η χρήση χαλύβδινων ινών βελτιώνει ουσιαστικά την εφελκυστική αντοχή του σκυροδέματος [4], [5]. Οι χαλύβδινες ίνες προστίθενται κατά τη μείξη του σκυροδέματος και κατανέμονται τυχαίως στη μάζα του. Κατ' αυτόν τον τρόπο, όταν μια ρωγμή πρόκειται να αυξηθεί, συναντά καθέτως ή υπό γωνία έναν αριθμό ινών, οι οποίες αντιτίθενται στην αύξηση του ανοίγματός της, με αποτέλεσμα να μετατρέπεται η μορφή της συνολικής συμπεριφοράς του σκυροδέματος από ψαθυρή σε όλκιμη (πλάστιμη). Πειραματικές εργασίες έχουν δείξει ότι η στρεπτική συμπεριφορά του σκυροδέματος βελτιώνεται σημαντικά με την πρόσθεση χαλύβδινων ινών [6], [7], [8]. Επίσης, έχουν γίνει προσπάθειες για τη χρήση χαλύβδινων ινών, σε συνδυασμό με συνδετήρες, ως κυρίου οπλισμού διάτμησης ή στρέψης [6]. Ακόμη, έχουν προταθεί και ειδικές αριθμητικές μέθοδοι για τη μελέτη της επιρροής των ινών στη στρεπτική ικανότητα στοιχείων με ορθογωνική και Τ διατομή [8], [9]. Ειδικότερα, για τη στρεπτική συμπεριφορά δοκών διατομής Τ από απλό και οπλισμένο σκυρόδεμα και την επιρροή της πλάκας σε αυτή έχουν ήδη παρουσιασθεί αναλυτικά [10], [11], [12] και πειραματικά αποτελέσματα [13], [14], [15], [16].

Στην εργασία αυτή μελετάται η επιρροή των χαλύβδινων ινών στη στρεπτική συμπεριφορά πλακοδοκών διατομής Τ και Γ. Προς το σκοπό αυτό, παρουσιάζονται και σχολιάζονται πειραματικά αποτελέσματα από την καταπόνηση 31 δοκών με διατομή ορθογωνική, Γ και Τ και περιεκτικότητες σε ίνες 0, 1% και 3% κ.ό., υπό καθαρή στρέψη. Ειδικότερα, γίνεται προσπάθεια για διερεύνηση της επιρροής των ινών στην αύξηση της μέγιστης στρεπτικής αντοχής καθώς και στη βελτίωση της μεταελαστικής στρεπτικής συμπεριφοράς (πλαστιμότητα σε στρέψη) δοκών που ταυτοχρόνως υφίστανται την επιρροή της πλάκας (δοκοί Τ). Ακόμη, αποδεικνύεται πειραματικά ότι στις εξεταζόμενες περιπτώσεις είναι δυνατή η πλήρης αντικατάσταση των συνδετήρων με χρήση χαλύβδινων ινών.

2. ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΟ ΠΡΟΓΡΑΜΜΑ

Το πειραματικό πρόγραμμα περιλαμβάνει συνολικά 31 δοκούς χωρισμένες σε τρεις ομάδες. Η 1η ομάδα αποτελείται από 13 δοκούς χωρίς συμβατικούς οπλισμούς, με διατομές ορθογωνικές, Γ με $b/b_w=1.5$ και 2.0 και Τ με $b/b_w=2.0$ και 3.0. Οι ορθογωνικές και δοκοί-Τ εξετάστηκαν για περιεκτικότητα ινών 0, 1% και 3% κ.ό., ενώ οι δοκοί-Γ για 0 και 1%. Η 2η ομάδα περιλαμβάνει 9 δοκούς με διαμήκεις μόνο οπλισμούς και διατομές ορθογωνικές (3 δοκοί) και Τ με $b/b_w=2.0$ και 3.0 (6 δοκοί) που εξετάζονται όλες για ογκομετρικά ποσοστά ινών 0, 1% και 3%. Η 3η ομάδα περιλαμβάνει 9 δοκούς με διαμήκεις οπλισμούς και συνδετήρες $\varnothing 8/20$ και διατομές ορθογωνικές (3 δοκοί) και Τ με $b/b_w=2.0$ και 3.0 (6 δοκοί) που εξετάζονται όλες για περιεκτικότητες ινών 0, 1% και 3%. Τα χαρακτηριστικά και οι οπλισμοί όλων των δοκών δίδονται στον πίνακα 1. Οι συμβολισμοί των δοκών γίνονται με 3 κωδικούς. Ο πρώτος ορίζεται από τη διατομή και είναι R, Ls, L, Ts και T για ορθογωνικές, Γ με $b/b_w=1.5$, Γ με $b/b_w=2.0$, Τ με $b/b_w=2.0$ και Τ με $b/b_w=3.0$, αντίστοιχα. Ο δεύτερος δηλώνει τους οπλισμούς και είναι P, L, και R για δοκούς χωρίς συμβατικούς οπλισμούς, με διαμήκεις ράβδους μόνο και με πλήρη οπλισμό (διαμήκη και συνδετήρες), αντίστοιχα. Τέλος, ο τρίτος κωδικός δηλώνει την περιεκτικότητα σε ίνες και λαμβάνει τις τιμές 0, 1, 3 για περιεκτικότητες 0, 1% και 3% κ.ό., αντίστοιχα.

Για την εκτίμηση της θλιπτικής αντοχής του σκυροδέματος ελήφθησαν κατά τη σκυροδέτηση κάθε δοκού 3 συνδυαστικά κυβικά δοκίμια ακμής 15 cm από απλό σκυρόδεμα, πριν από την πρόσθεση των ινών. Επιπλέον, για κάθε δοκό ελήφθησαν και 3 κυλινδρικά δοκίμια $d/h=15/30$ cm από το τελικό μείγμα με ίνες, αν η δοκός έχει ίνες, για τον προσδιορισμό της αντοχής έναντι εφελκυσμού με δοκιμή διαρρήξεως ($f_{ct,split}$).

Ο οπλισμός και τα μηχανικά χαρακτηριστικά όλων των δοκών του προγράμματος δίδονται στον πίνακα 1, ενώ τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των διατομών και η θέση των οπλισμών σε αυτές παρουσιάζονται στους πίνακες 2, 3 και 4. Οι ίνες που χρησιμοποιήθηκαν είναι βιομηχανικά παραγόμενες με άκρα διαμορφωμένα σε αγκύρια (hooked fibers) με μήκος $L_f=30$ mm, διάμετρο $D_f=0.8$ mm και λόγο $L_f/D_f=37.5$ (DRAMIX ZC 30/80).

Όλες οι δοκοί έχουν συνολικό μήκος 1.60 m και τα άκρα τους έχουν διαμορφωθεί σε περυγία (σχ. 1). Στα περυγία τοποθετήθηκε σε όλες τις περιπτώσεις πυκνός οπλισμός, ώστε η επιβαλλόμενη σε αυτά φόρτιση να παράγει συνθήκες καθαρής και σταθερής στρεπτικής καταπόνησης στο μεσαίο τμήμα του δοκιμίου, χωρίς να προκαλεί στα άκρα ρηγματώσεις και ανεπιθύμητες παραμορφώσεις. Με αυτό τον τρόπο το κεντρικό τμήμα της δοκού καταπονείται σε καθαρή στρέψη και έχει μήκος σταθερό σε όλες τις περιπτώσεις 60 cm.

Πίνακας 1: Χαρακτηριστικά δοκών.

Table 1: Reinforcement of tested beams.

Δοκός	Οπλισμός			Αντοχή σκυροδέματος	
	Διαμήκης	Συνδετ.	Ποσοστό ινών	$f_{c,cube15}$ (MPa)	$f_{ct,split}$ (MPa)
RP0	—	—	—	16.89	1.48
RP1	—	—	1%	19.80	2.05
RP3	—	—	3%	19.26	2.26
LsP0	—	—	—	19.24 P	1.93
LsP1	—	—	1%	21.00 P	2.25
LP0	—	—	—	18.38 P	2.00
LP1	—	—	1%	30.00 P	2.85
TsP0	—	—	—	30.96	2.17
TsP1	—	—	1%	27.26	2.03
TsP3	—	—	3%	33.04	3.24
TP0	—	—	—	39.56	2.97
TP1	—	—	1%	26.00	1.91
TP3	—	—	3%	29.51	4.36
RL0	4 $\varnothing$ 10	—	—	18.37	1.56
RL1	4 $\varnothing$ 10	—	1%	17.04	1.79
RL3	4 $\varnothing$ 10	—	3%	16.44	2.05
TsL0	6 $\varnothing$ 10	—	—	30.96	2.52
TsL1	6 $\varnothing$ 10	—	1%	24.96	2.15
TsL3	6 $\varnothing$ 10	—	3%	26.67	2.88
TL0	6 $\varnothing$ 10	—	—	32.44	2.41
TL1	6 $\varnothing$ 10	—	1%	27.63	2.03
TL3	6 $\varnothing$ 10	—	3%	21.11	2.88
RR0	4 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	—	20.12	1.46
RR1	4 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	1%	18.96	1.86
RR3	4 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	3%	16.89	2.57
TsR0	6 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	—	36.15	2.26
TsR1	6 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	1%	32.29	2.05
TsR3	6 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	3%	26.59	1.86
TR0	6 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	—	33.19	2.10
TR1	6 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	1%	24.07	1.70
TR3	6 $\varnothing$ 10	$\varnothing 8/20$	3%	25.48	3.14

†: f_{cyl}

Στις 9 δοκούς ορθογωνικής διατομής (R) το κεντρικό τμήμα έχει διαστάσεις 10/20 cm, στις 2 δοκούς Γ με $b/b_w=1.5$ (Ls) έχει διαστάσεις $b/b_w/h/h_f$: 15/10/20/5 cm, στις 2 δοκούς Γ με $b/b_w=2$ (L) έχει διαστάσεις $b/b_w/h/h_f$: 20/10/20/5 cm, στις 9 δοκούς Τ με $b/b_w=2$ (Ts) έχει διαστάσεις $b/b_w/h/h_f$: 20/10/20/7÷11 cm και στις 9 δοκούς Τ με $b/b_w=3$ (T) έχει διαστάσεις $b/b_w/h/h_f$: 30/10/20/7÷11 cm (σχ. 1 και πίνακες 2, 3 και 4).

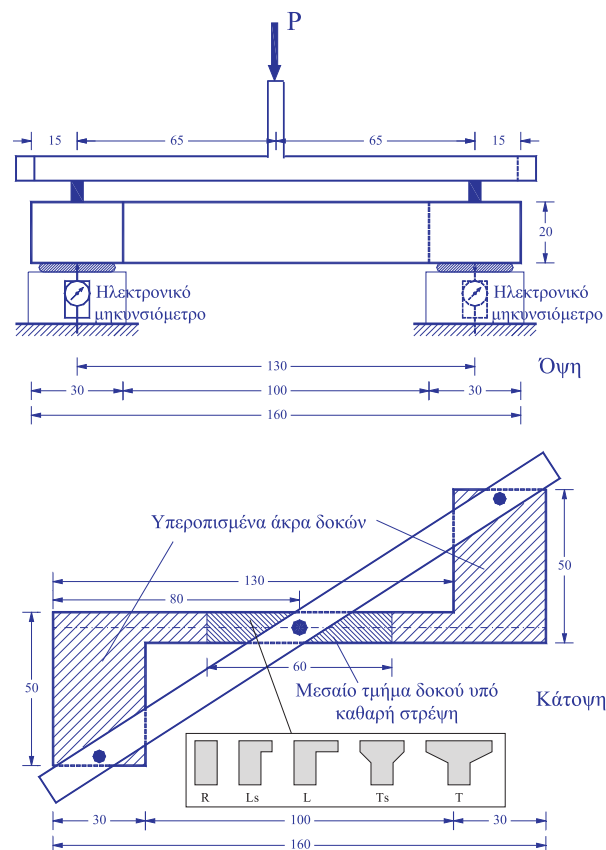
Οι δοκοί στηρίχθηκαν αμφιέριστα κατά τη διεύθυνση του άξονά τους, σε σημεία που απέιχαν 5 cm από τα άκρα τους, με στηρίξεις που έχουν τη δυνατότητα στροφής περί τον μεγάλο άξονα της δοκού. Η φόρτιση επιβλήθηκε με μηχανική πρέσα σε 2 σημεία στα άκρα των πτερυγίων μέσω χαλύβδινης διαδοκίδας που τοποθετήθηκε λοξά ως προς τον άξονα της δοκού, όπως φαίνεται στο σχήμα 1. Για τη μέτρηση του επιβαλλόμενου φορτίου χρησιμοποιήθηκε ηλεκτρονικό δυναμόμετρο (load cell) μεγίστου φορτίου 200 kN και ακριβείας 0.05 kN. Για τον προσδιορισμό της γωνίας στροφής που επιβάλλεται στο δοκίμιο χρησιμοποιήθηκαν οι βυθίσεις των πτερυγίων των δοκών κάτω από τα σημεία επιβολής του φορτίου. Οι βυθίσεις αυτές μετρήθηκαν με τη χρήση ηλεκτρονικών μηχανοσυστημάτων συνολικής διαδρομής 100 mm και ακριβείας 0.02 mm.

3. ΠΕΙΡΑΜΑΤΙΚΑ ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΑ

Οι πειραματικές μετρήσεις ελήφθησαν για συνεχή βαθμιαία αύξηση του φορτίου έως την τιμή του μεγίστου φορτίου και κατόπιν για συνεχή αύξηση της παραμόρφωσης μέχρι την τελική αστοχία του δοκιμίου ή μέχρι να παρατηρηθεί πτώση του φορτίου κατά 20% τουλάχιστον. Το επιβαλλόμενο φορτίο μετετράπη σε στρεπτική ροπή T (kNcm), ενώ οι αντίστοιχες μετρήσεις μετατοπίσεων σε στρεπτική στροφή ανά μήκος θ (rad/cm) του κεντρικού τμήματος των δοκών.

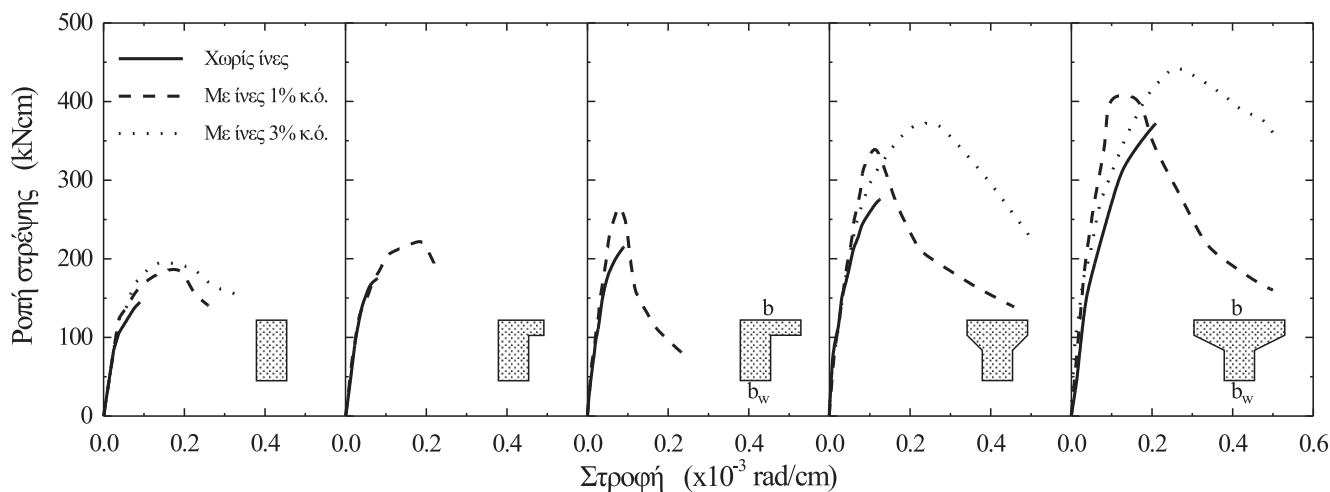
Στα σχήματα 2, 3 και 4 παρουσιάζεται η συμπεριφορά έναντι της στρεπτικής καταπόνησης υπό μορφή διαγραμμάτων στρεπτικής ροπής T - ανηγμένης στρεπτικής στροφής θ , των δοκών της 1ης, 2ης και 3ης ομάδας δοκιμών, αντίστοιχα.

Ειδικότερα, στο σχήμα 2 περιλαμβάνονται τα διαγράμματα T - θ των δοκών χωρίς συμβατικό οπλισμό (1η ομάδα) και συγκρίνονται οι αποκρίσεις των δοκιμών με ίδια διατομή χωρίς και με ίνες.



Σχήμα 1: Πειραματική διάταξη.
Figure 1: Test setup.

Στο πρώτο από τα διαγράμματα του σχήματος 2 παρουσιάζεται και συγκρίνεται η συμπεριφορά των 3 ορθογωνικών δοκών με 0, 1% και 3% ίνες, στο 2ο διάγραμμα οι αποκρίσεις των 2 δοκών Γ με $b/b_w=1.5$ (Ls) για 0 και 1% ίνες, στο 3ο των 2 δοκών Γ με $b/b_w=2$ (L) για 0 και 1% ίνες, στο 4ο οι



Σχήμα 2: Αποτελέσματα δοκών χωρίς συμβατικό οπλισμό.

Figure 2: Experimental curves of beams without conventional reinforcement.

Πίνακας 2: Αποτελέσματα δοκών χωρίς συμβατικό οπλισμό.
Table 2: Experimental data of beams without reinforcement.

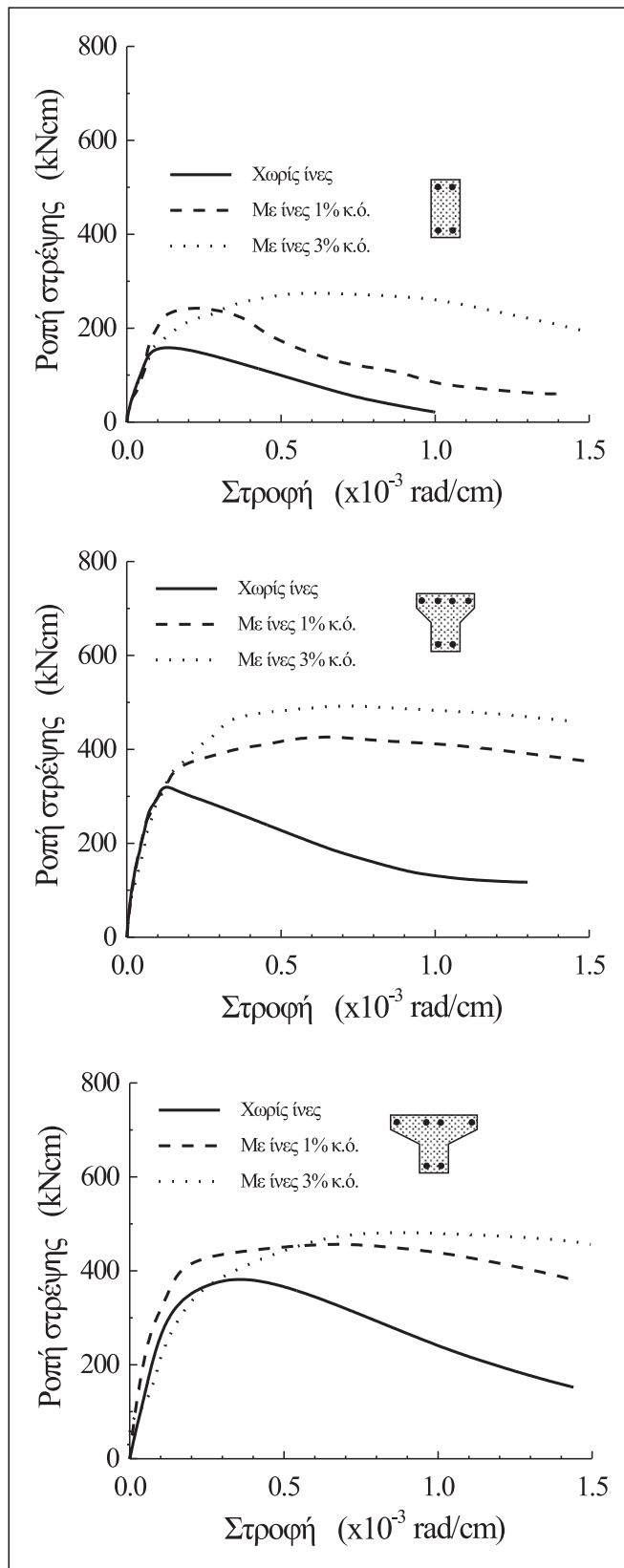
Δοκός	Διατομή	Ίνες	T_{max} kNcm	Φ_{Tmax} $10^{-3} \frac{rad}{cm}$	$(T/\Phi)_{in}$ $10^3 \frac{kN cm^2}{rad}$	Φ_{85Tmax} $10^{-3} \frac{rad}{cm}$	μ_{T85}
RP0		-	145.00	0.090	2841	-	(1.00)
RP1		1%	184.22	0.189	3235	0.227	1.20
RP3		3%	195.00	0.140	3405	0.280	2.00
LsP0		-	175.00	0.080	4005	-	(1.00)
LsP1		1%	221.27	0.187	4539	0.223	1.19
LP0		-	215.37	0.091	6000	-	(1.00)
LP1		1%	265.25	0.080	6103	0.100	1.25
TsP0		-	275.83	0.126	8549	-	(1.00)
TsP1		1%	338.66	0.112	8947	0.152	1.36
TsP3		3%	369.44	0.214	8697	0.369	1.72
TP0		-	372.00	0.180	15245	-	(1.00)
TP1		1%	405.00	0.154	15705	0.207	1.34
TP3		3%	442.00	0.258	15365	0.474	1.84

Πίνακας 3: Αποτελέσματα δοκών με διαμήκη μόνο οπλισμό.
Table 3: Experimental data of beams with longitudinal reinforcement only.

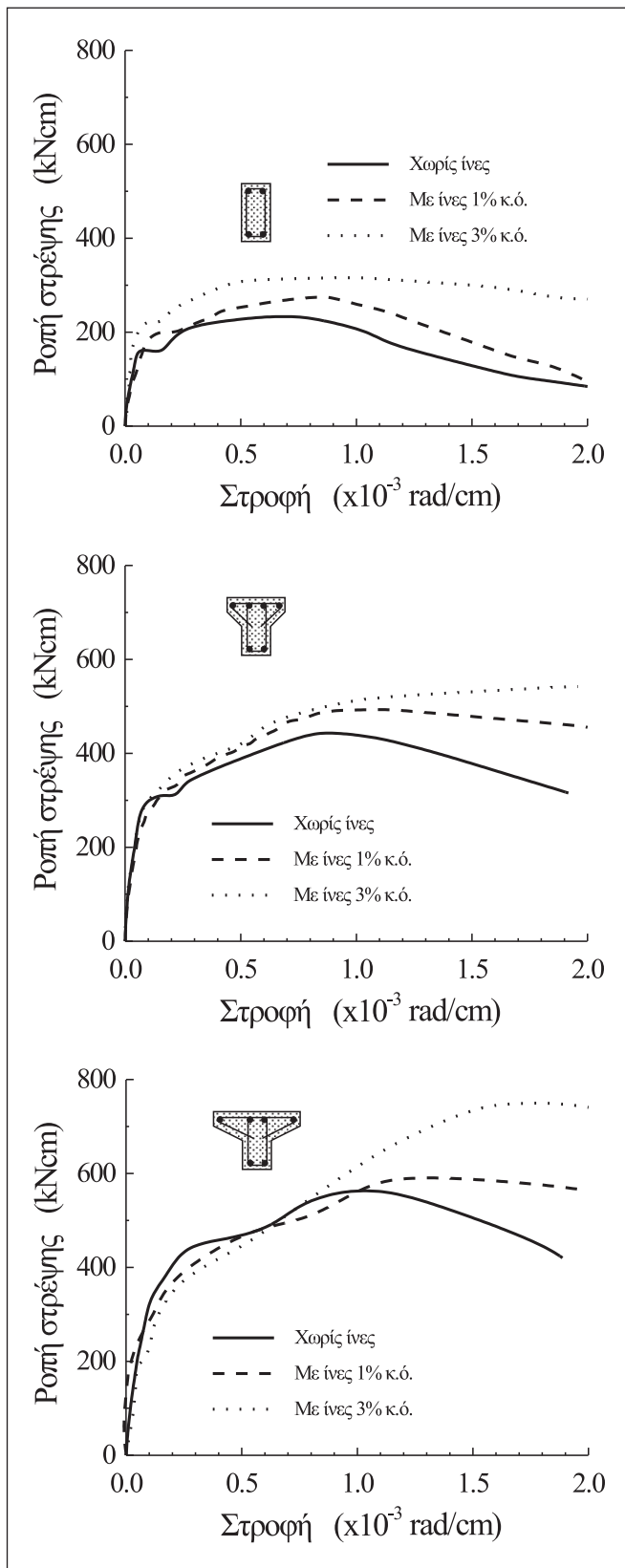
Δοκός	Διατομή Οπλισμός	Ίνες	T_{max} kNcm	Φ_{Tma} x $10^{-3} \frac{rad}{cm}$	$(T/\Phi)_{in}$ $10^3 \frac{kN cm^2}{rad}$	Φ_{85Tmax} ax $10^{-3} \frac{rad}{cm}$	μ_{T85}
RL0		-	147.18	0.150	3004	0.282	1.88
RL1		1%	241.79	0.216	3014	0.412	1.91
RL3		3%	273.33	0.550	2930	1.190	2.16
TsL0		-	318.13	0.150	8497	0.330	2.20
TsL1		1%	425.76	0.662	8545	1.620	2.45
TsL3		3%	492.00	0.700	8581	1.900	2.71
TL0		-	380.00	0.324	15350	0.625	1.93
TL1		1%	456.00	0.680	15360	1.383	2.03
TL3		3%	480.00	0.740	15410	1.661	2.24

αποκρίσεις των 3 δοκών T με $b/b_w=2$ (Ts) για 0, 1% και 3% κ.ό. ίνες και στο 5ο οι αντίστοιχες αποκρίσεις των 3 δοκών T με $b/b_w=3$ (T). Οι αντίστοιχες χαρακτηριστικές τιμές δίδονται στον πίνακα 2.

Στο σχήμα 3 περιλαμβάνονται 3 διαγράμματα που παρουσιάζουν την απόκριση των δοκών της 2ης ομάδας που έχουν συμβατικό οπλισμό από διαμήκεις μόνο ράβδους, ενώ τα αντίστοιχα αποτελέσματα δίδονται στον πίνακα 3. Στο πρώτο διάγραμμα παρουσιάζεται και συγκρίνεται η συμπεριφορά των 3 ορθογωνικών δοκών με 0%, 1% και 3% ίνες. Στο



Σχήμα 3: Αποτελέσματα δοκών με διαμήκη μόνο οπλισμό.
Figure 3: Experimental curves of beams with longitudinal reinforcement only.



Σχήμα 4: Αποτελέσματα δοκών με διαμήκεις ράβδους και συνδετήρες.
Figure 4: Experimental curves of beams with longitudinal bars and stirrups.

δεύτερο διάγραμμα τα αντίστοιχα διαγράμματα των 3 δοκών Τ με $b/b_w=2$ (Ts) και στο τρίτο τα αντίστοιχα διαγράμματα των 3 δοκών Τ με $b/b_w=3$ (T). Στο σχήμα 4 περιλαμβάνονται 3 διαγράμματα που παρουσιάζουν την απόκριση των δοκών της 3ης ομάδας που έχουν πλήρη συμβατικό οπλισμό (διαμήκεις ράβδοι και συνδετήρες) κατά τρόπο παρόμοιο με εκείνο του σχήματος 3, ενώ οι χαρακτηριστικές τιμές δίδονται στον πίνακα 4.

4. ΑΝΑΛΥΤΙΚΑ ΑΠΟΤΕΛΕΣΜΑΤΑ

Η αναλυτική πρόβλεψη της στρεπτικής συμπεριφοράς και ιδιαίτερα της μέγιστης στρεπτικής ροπής στοιχείων από απλό και οπλισμένο σκυρόδεμα αποτελεί μέχρι σήμερα αντικείμενο έρευνας. Για το απλό σκυρόδεμα έχουν προταθεί η κλασική ελαστική θεωρία κατά Saint Venant και η συμπλήρωσή της κατά Prandtl [2], η πλαστική θεωρία [3], η θεωρία της λοξής κάμψης (skew-bending) [2], [3], καθώς και πρόσφατες προτάσεις με βάση την ελαστική θεωρία τροποποιημένη, ώστε να λαμβάνει υπόψη διγραμμική εφελκυστική απόκριση (tension softening) για το σκυρόδεμα (Karayannis 1994, 1995 [8], [10], [12]). Για το οπλισμένο σκυρόδεμα οι περισσότερες προσπάθειες, που έχουν γίνει, βασίζονται κυρίως στο δικτυωματικό μοντέλο [3], [7]. Ειδικά για το ινοπλισμένο σκυρόδεμα οι εργασίες, που έχουν παρουσιασθεί, προσπαθούν να τροποποιήσουν υπάρχουσες θεωρίες για το απλό σκυρόδεμα λαμβάνοντας κατάλληλα υπόψη την αύξηση της αντοχής του σκυροδέματος λόγω των ινών. Αναφέρονται οι προτάσεις των Craig κ.ά., 1986 [17], Mansur & Paramasivam, 1985 [18], Wafa κ.ά., 1992 [19], οι οποίοι προτείνουν την επέκταση της θεωρίας της λοξής κάμψης [2], [3] αντικαθιστώντας ουσιαστικά στις σχέσεις, που προκύπτουν από αυτήν, τα μηχανικά χαρακτηριστικά του απλού σκυροδέματος με εκείνα του ινοσκυροδέματος. Έτσι προκύπτουν οι σχέσεις:

- Κατά τους Craig κ.ά., 1986 [17]:

$$T_{u, sb} = 140.23 \left(\frac{b^2}{645.16} + 10 \right) h^3 \sqrt{f'_{cf}} \quad (4.1)$$

όπου f'_{cf} η θλιπτική αντοχή του σύνθετου μείγματος,

$$T_{u, sb} = \frac{b^2 h}{3} (0.85 f_{rf}) \quad (4.2)$$

όπου f_{rf} η αντοχή σε καμπτικό εφελκυσμό του σύνθετου μείγματος.

- Κατά τους Mansur & Paramasivam, 1985 [18]:

$$T_{u, sb} = \frac{b^2 h}{3} (0.71 f_{rf}) \quad (4.3)$$

Πίνακας 4: Αποτελέσματα δοκών με διαμήκεις ράβδους και συνδετήρες.

Table 4: Experimental data of beams with longitudinal bars and stirrups.

Δοκός	Διατομή Οπλισμός	Τνε	T _e kNcm	Θ _{Τε} 10 ⁻³ rad/cm	(T/Θ) _{in} 10 ³ kNcm ² /rad	T _u kNcm	Θ _{Τu} 10 ⁻³ rad/cm	μ _{Tu} (= Θ _{Tu} / Θ _{Τε})	Θ _{85Tu} 10 ⁻³ rad/cm	μ _{T85} (= Θ _{85Tu} / Θ _{Tu})	μ _{T85e} (= Θ _{85Tu} / Θ _{Τε})
RR0		-	160.00	0.150	3050	231.28	0.730	4.87	0.958	1.31	6.39
RR1		1%	199.74	0.161	3293	273.33	0.883	5.48	1.200	1.36	7.45
RR3		3%	220.76	0.140	3504	315.38	1.007	7.19	2.000	1.99	14.29
TsR0		-	310.12	0.168	8500	441.53	0.836	4.98	1.510	1.81	8.99
TsR1		1%	328.39	0.208	8357	492.59	1.136	5.46	2.500	2.20	12.02
TsR3		-	350.00	0.200	8513	550.00	2.500	12.50	18.505	7.40	92.53
TR0		-	434.00	0.255	15810	560.00	1.000	3.92	1.530	1.53	6.00
TR1		1%	440.00	0.300	15850	578.00	1.400	4.67	2.500	1.79	8.33
TR3		3%	430.00	0.350	15780	741.00	1.555	4.44	17.105	11.00	48.87

Πίνακας 5: Σύγκριση πειραματικών και αναλυτικών αποτελεσμάτων για τις δοκούς χωρίς συμβατικό οπλισμό.

Table 5: Comparisons between experimental and analytical data for the beams without reinforcement.

Δοκός	V _f	T _{exp}	Θεωρία λοξής κάμψης								T _{cal}	T _{exp}	
			T _{u,sub} (kNcm) - T _{exp} / T _{u,sub}										
	(%)	kNcm	σχέση (1)		σχέση (2)		σχέση (3)		σχέση (4)				
			$\frac{T_{exp}}{T_{u,sub}}$		$\frac{T_{exp}}{T_{u,sub}}$		$\frac{T_{exp}}{T_{u,sub}}$		$\frac{T_{exp}}{T_{u,sub}}$			$\frac{T_{exp}}{T_{u,sub}}$	
RP1	1	184.2	178.5	1.03	232.3	0.79	194.1	0.95	136.7	1.35	165.2	1.12	
RP3	3	195.0	185.2	1.05	256.1	0.76	214.0	0.91	150.7	1.29	194.6	1.00	
LsP1	1	221.3	223.6	0.99	270.9	0.82	226.3	0.98	159.4	1.39	225.6	0.98	
LP1	1	265.3	280.5	0.95	363.4	0.73	303.5	0.87	213.8	1.24	273.8	0.97	
TsP1	1	338.7	284.5	1.19	323.2	1.05	270.0	1.25	190.1	1.78	319.4	1.06	
TsP3	3	369.4	311.0	1.19	515.9	0.72	430.9	0.86	303.5	1.22	377.9	0.98	
TP1	1	405.0	366.2	1.11	391.8	1.03	327.3	1.24	230.5	1.76	400.2	1.01	
TP3	3	442.0	393.2	1.12	894.4	0.49	747.1	0.59	526.1	0.84	453.4	0.97	
Μέση τιμή:			1.054		0.804		0.962		1.366		1.011		
Τυπική απόκλιση:			0.101		0.163		0.195		0.276		0.053		

- Κατά τους Wafa κ.ά., 1992 [19]:

$$T_{u,sub} = \frac{b^2 h}{3} (0.71 f_{ctf,split}) \quad (4.4)$$

όπου $f_{ctf,split}$ η εφελκυστική αντοχή σε διάρρηξη του σύνθετου μείγματος.

Οι παραπάνω σχέσεις αναφέρονται κυρίως σε ορθογωνικές διατομές, αλλά προτείνεται η εφαρμογή τους και σε διατομές T ή Γ. Σε αυτή την περίπτωση, χωρίζεται η διατομή σε

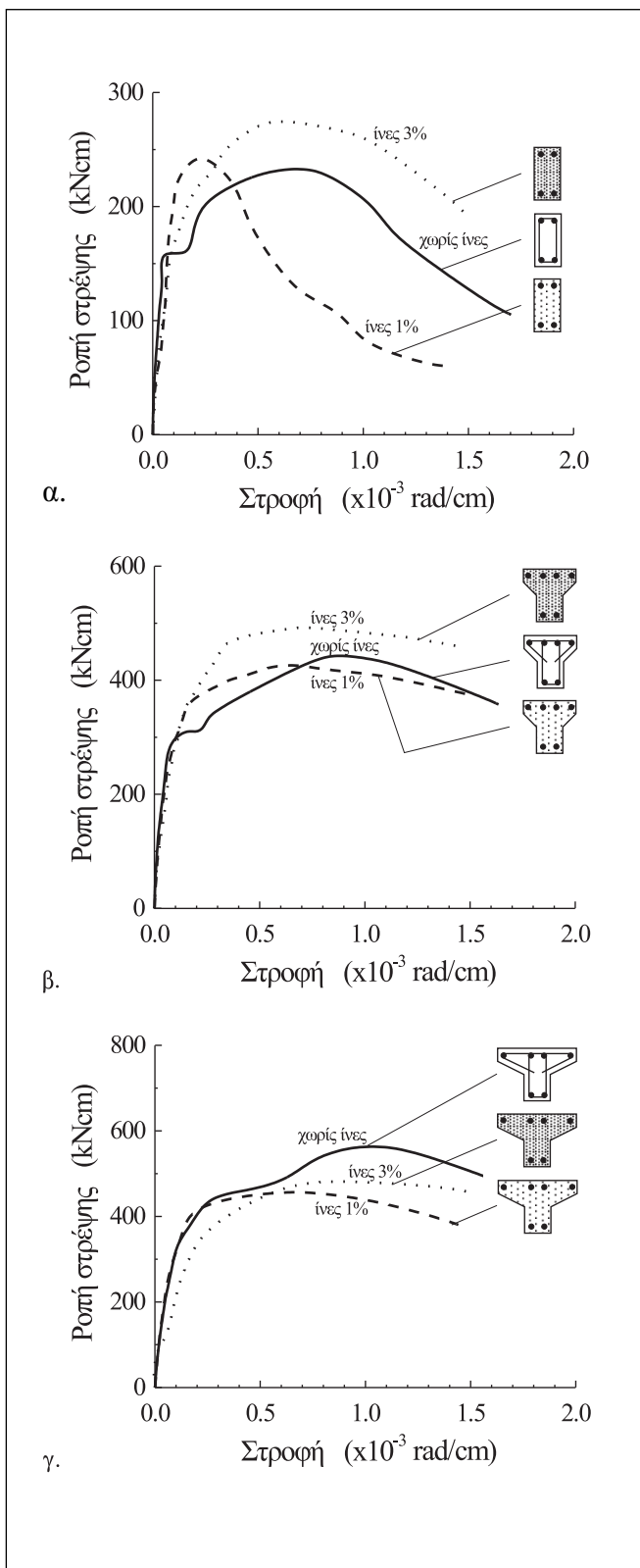
Πίνακας 6: Σύγκριση πειραματικών και αναλυτικών αποτελεσμάτων κατά το τροποποιημένο δικτυωματικό μοντέλο [7] για τις δοκούς με ορθογωνική διατομή και πλήρη συμβατικό οπλισμό.

Table 6: Comparisons between experimental and analytical data obtained by the modified truss model [7] for rectangular beams with longitudinal bars and stirrups.

Δοκός	V _f (%)	Στάδιο Ι			Στάδιο ΙΙ	
		T _e kNcm	Θ _{Τε} (P)	(T/Θ) _{in} (P)	T _u (kNcm)	Θ _{Τu} (P)
		$\frac{T_{exp}}{T_{pred}}$	$\frac{\Theta_{Texp}}{\Theta_{Tpred}}$	$\frac{K_{exp}}{K_{pred}}$	$\frac{T_{exp}}{T_{pred}}$	$\frac{\Theta_{Texp}}{\Theta_{Tpred}}$
RR0	0	$\frac{160.0}{140.8} = 1.14$	$\frac{0.150}{0.130} = 1.15$	$\frac{3050}{2980} = 1.02$	$\frac{231.3}{226.8} = 1.02$	$\frac{0.730}{0.893} = 0.82$
RR1	1	$\frac{199.7}{164.9} = 1.21$	$\frac{0.161}{0.135} = 1.19$	$\frac{3293}{3318} = 0.99$	$\frac{273.3}{274.3} = 1.00$	$\frac{0.883}{0.854} = 1.03$
RR3	3	$\frac{220.8}{193.0} = 1.14$	$\frac{0.140}{0.140} = 1.00$	$\frac{3504}{3396} = 1.03$	$\frac{315.4}{313.7} = 1.01$	$\frac{1.007}{0.870} = 1.16$
Μέση τιμή:		1.164	1.115	1.016	1.007	1.003
Τυπ. απόκλ.:		0.041	0.102	0.021	0.012	0.172

ορθογωνικά τμήματα και η τελική στρεπτική αντοχή προκύπτει ως άθροισμα των αντοχών των επί μέρους αντοχών των ορθογωνίων. Για τις περιπτώσεις δοκών οπλισμένων με διαμήκεις ράβδους μόνο, δεδομένου ότι η μέγιστη στρεπτική αντοχή δεν διαφέρει από την αντοχή των αντίστοιχων δοκών χωρίς οπλισμούς [2], [3], είναι δυνατή η προσέγγισή τους με τις προηγούμενες θεωρίες.

Η αναλυτική πρόβλεψη της μέγιστης στρεπτικής αντοχής των ορθογωνικών δοκών με διαμήκεις ράβδους και συνδετήρες είναι δυνατή με δικτυωματικό μοντέλο [3], [7]. Τέλος, για τις δοκούς με μη ορθογωνική διατομή (δοκοί T και Γ) και με πλήρη οπλισμό (διαμήκεις ράβδοι και συνδετήρες) δεν υπάρχει κάποια κοινώς παραδεκτή θεωρία, η οποία να προβλέπει τη στρεπτική συμπεριφορά του ή και μόνο την αντοχή τους.



Σχήμα 5: Διερεύνηση για τη δυνατότητα αντικατάστασης εγκάρσιου οπλισμού με χαλύβδινες ίνες.

Figure 5: Comparisons with a view to the replacement of transversal reinforcement by steel fibers.

Στον πίνακα 5 παρουσιάζονται οι προβλέψεις των σχέσεων 1, 2, 3 και 4 για τις δοκούς με ίνες χωρίς συμβατικούς οπλισμούς RP1, RP3, LsP1, LP1, TsP1, TsP3, TP1 και TP3. Στον ίδιο πίνακα παρουσιάζονται και οι προβλέψεις, T_{cal} , με βάση την ελαστική θεωρία τροποποιημένη, ώστε να λαμβάνει υπόψη τριγγραμμική εφελκυστική απόκριση (tension softening) για το ινοσκυρόδεμα [8], [9], [10], [12]. Στον πίνακα 6 παρουσιάζονται οι προβλέψεις του δικτυωματικού μοντέλου του Hsu (1984) [3] για την περίπτωση των ορθογωνικών δοκών με πλήρη οπλισμό (δοκοί RR0, RR1 και RR3) κατάλληλα τροποποιημένο, ώστε να λαμβάνει υπόψη την επιρροή των ινών στην εφελκυστική απόκριση του σκυροδέματος [7].

5. ΟΙ ΙΝΕΣ ΩΣ ΚΥΡΙΟΣ ΟΠΛΙΣΜΟΣ ΣΤΡΕΨΗΣ

Εξετάζεται η δυνατότητα της χρήσης των ινών ως κυρίου οπλισμού στρέψης με σκοπό την ελάττωση ή και την πλήρη αντικατάσταση των συνδετήρων. Προς το σκοπό αυτό παρουσιάζονται συγκριτικά διαγράμματα (σχ. 5) της συμπεριφοράς δοκών με πλήρη συμβατικό οπλισμό και της συμπεριφοράς δοκών της ίδιας μορφής, αφού αντικαταστάθηκαν οι συνδετήρες με χαλύβδινες ίνες σε ογκομετρικό ποσοστό 1% και 3%.

Οι δοκοί, που συγκρίνονται, είναι:

- α) Ορθογωνικές δοκοί με διαμήκη οπλισμό $4\phi 10$ και συνδετήρες $\phi 8/20\text{cm}$ (ογκομετρικό ποσοστό 0.60%) (σχήμα 5α),
- β) δοκοί διατομής T με $b/b_w=2$, διαμήκη οπλισμό $6\phi 10$ και συνδετήρες $\phi 8/20\text{cm}$ (ογκομετρικό ποσοστό 0.73%) (σχήμα 5β) και
- γ) δοκοί διατομής T με $b/b_w=3$, διαμήκη οπλισμό $8\phi 10$ και συνδετήρες $\phi 8/20\text{ cm}$ (ογκομετρικό ποσοστό 0.70%) (σχήμα 5γ).

Από τα διαγράμματα του σχήματος 5 φαίνεται ότι είναι δυνατή η πλήρης αντικατάσταση των συνδετήρων με χαλύβδινες ίνες σε ορθογωνικές δοκούς υπό στρεπτική καταπόνηση [16].

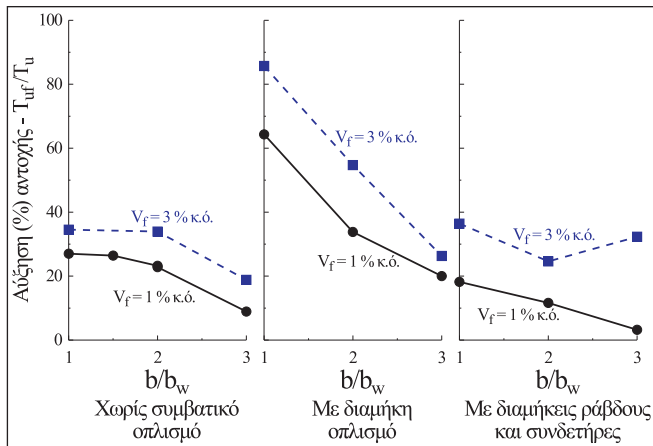
Ειδικότερα, παρατηρείται ότι, για να επιτευχθεί παρόμοια μετελαστική συμπεριφορά, το κατ' όγκον ποσοστό ινών που απαιτείται είναι πολύ υψηλότερο από το ογκομετρικό ποσοστό των συνδετήρων. Ακόμη, θα πρέπει να σημειωθεί ότι στις δοκούς-T με μεγάλη επιρροή της πλάκας ($b/b_w=3$) καθίσταται δυσκολότερη η αντικατάσταση των εγκάρσιων οπλισμών με ίνες.

6. ΕΠΙΡΡΟΗ ΤΩΝ ΙΝΩΝ ΣΤΗ ΜΕΤΕΛΑΣΤΙΚΗ ΑΠΟΚΡΙΣΗ

Από την παρούσα εργασία αλλά και από άλλες [6], [7] φαίνεται ότι η επιρροή των ινών στη βελτίωση της ικανότη-

Πίνακας 7: Ποσοστιαία αύξηση στην αντοχή, την ακαμψία και την πλαστιμότητα (δείκτης μ_{T85}) των δοκών λόγω της προσθήκης ινών.
Table 7: Increase of torsional strength, stiffness and ductility (μ_{T85}) of beams due to the addition of steel fibers.

Δοκός	Ποσοστό ινών (%)	Ποσοστιαία αύξηση λόγω ινών (%)		
		Αντοχή	Ακαμψία	Πλαστιμότητα
RP1	1	27.0	13.9	20.1
RP3	3	34.5	19.9	100.0
LsP1	1	26.4	13.3	19.0
LP1	1	23.2	1.7	25.0
TsP1	1	22.8	4.7	35.7
TsP3	3	33.9	1.7	72.4
TP1	1	8.9	3.2	34.4
TP3	3	18.8	0.8	83.7
RL1	1	64.3	0.3	1.5
RL3	3	85.7	-2.5	15.1
TsL1	1	33.8	0.6	11.2
TsL3	3	54.7	1.0	23.4
TL1	1	20.0	0.1	5.4
TL3	3	26.3	0.4	16.4
		Αντοχή σταδίου I	Αντοχή σταδίου II	Πλαστιμότητα
RR1	1	24.8	18.2	3.6
RR3	3	38.0	35.4	51.3
TsR1	1	5.9	11.6	21.8
TsR3	3	12.9	24.6	308.8
TR1	1	1.4	3.2	16.7
TR3	3	-0.9	32.3	618.9



Σχήμα 6: Αύξηση της μέγιστης στρεπτικής αντοχής των δοκών λόγω της προσθήκης ινών.

Figure 6: Increase of torsional strength of beams due to the addition of steel fibers.

τας των δοκών σκυροδέματος για στρεπτική παραμόρφωση μετά το τέλος του ελαστικού σταδίου είναι πολύ σημαντική. Για την εκτίμηση και αξιολόγηση της επιρροής αυτής χρησιμοποιούνται οι παρακάτω δείκτες:

$$\mu_{Tu} = \frac{\vartheta_{Tu}}{\vartheta_{Te}} \quad (6.1)$$

$$\mu_{T85} = \frac{\vartheta_{85Tu}}{\vartheta_{Tu}} \quad (6.2)$$

$$\mu_{T85e} = \frac{\vartheta_{85Tu}}{\vartheta_{Te}} \quad (6.3)$$

όπου ϑ_{Te} η γωνία στροφής στο σημείο του τέλους του σταδίου I (τέλος της ελαστικής περιοχής), ϑ_{Tu} η γωνία στροφής στο σημείο της μέγιστης στρεπτικής ροπής και ϑ_{85Tu} η γωνία στροφής στο σημείο εκείνο, μετά τη μέγιστη στρεπτική ροπή, στο οποίο παρατηρείται πτώση της μέγιστης στρεπτικής ροπής κατά 15% (τέλος “αξιόπιστης” περιοχής σταδίου III). Όλοι οι δείκτες μ (σχέσεις 5, 6 και 7) εκφράζουν την ικανότητα του στοιχείου για πλαστική στρεπτική παραμόρφωση (στρεπτική πλαστιμότητα). Ο δείκτης μ_{T85} προσδιορίζεται για όλες τις δοκούς και δίδεται στους πίνακες 2, 3 και 4, ενώ οι άλλοι δύο δείκτες μ_{Tu} και μ_{T85e} προσδιορίζονται μόνο για τις δοκούς της 3ης ομάδας (πίνακας 4).

Από τις τιμές του δείκτη μ_{T85} φαίνεται ότι με πρόσθεση ινών 1% κ.ό. αυτός αυξάνει περίπου 18%, κατά μέσον όρο όλων των δοκιμών, ενώ με πρόσθεση ινών 3% κ.ό. αυξάνει κατά μέσον όρο περίπου 144%.

7. ΣΥΓΚΡΙΣΕΙΣ - ΣΥΜΠΕΡΑΣΜΑΤΑ

Για την καλλίτερη αξιολόγηση των πειραματικών αποτελεσμάτων σε ό,τι αφορά την επιρροή των ινών στη μέγιστη στρεπτική ροπή των δοκών με διατομή ορθογωνική, Γ και Τ, συντάχθηκαν ο πίνακας 7 και το σχήμα 6.

Από τον πίνακα 7 φαίνεται ότι στις ορθογωνικές δοκούς η πρόσθεση ινών κατά 1% και 3% κ.ό. προκάλεσε αυξήσεις στη μέγιστη στρεπτική ροπή ίσες με 18.2%+64.3% και 34.5%+85.7%, αντίστοιχα. Στις δοκούς με διατομή Τ και $b/b_w=2$ οι αντίστοιχες αυξήσεις ήταν 11.6%+33.8% και 24.6%+54.7%. Τέλος, στις δοκούς με διατομή Τ και $b/b_w=3$ οι αντίστοιχες αυξήσεις ήταν 3.2%+20% και 18.8%+32.3%. Οι μέσοι όροι των αυξήσεων σε ποσοστά (%) φαίνονται και στο σχήμα 6. Παρατηρείται από αυτό ότι η προσθήκη ινών σε κάθε περίπτωση προκαλεί αύξηση της μέγιστης στρεπτικής ροπής του στοιχείου, αλλά η αύξηση αυτή είναι μικρότερη, όσο αυξάνεται η επιρροή της πλάκας (b/b_w) στις διατομές Τ.

Ακόμη, από τα πειραματικά αποτελέσματα παρατηρείται ότι η ικανότητα των δοκών χωρίς ίνες, για παραμόρφωση μετά το σημείο πλήρους ρηγματώσεως, είναι σημαντικά μικρότερη σε σχέση με τις δοκούς με ίνες (σε μικρότερο βαθμό των δοκών με πλήρη συμβατικό οπλισμό). Επιπλέον, παρατηρείται ότι η ικανότητα των ιδίων δοκών για περαιτέρω παραμόρφωση (μετά το σημείο της μέγιστης ροπής) βελτιώνεται με την προσθήκη των ινών. Με τη χρήση ειδικών δεικτών φαίνεται και ποσοτικά ότι η επιρροή των ινών στη βελτίωση της ικανότητας των δοκών σκυροδέματος για στρεπτική παραμόρφωση μετά το τέλος του ελαστικού σταδίου είναι πολύ σημαντική.

Τέλος, από τη σύγκριση της συμπεριφοράς δοκών με συνδετήρες προς τη συμπεριφορά δοκών ίδιας μορφής με ίδιους διαμήκεις οπλισμούς και χαλύβδινες ίνες προέκυψε ότι είναι δυνατή η πλήρης αντικατάσταση των συνδετήρων με ίνες. Η πλήρης αντικατάσταση των εγκαρσίων οπλισμών από ίνες σε δοκούς-Τ φαίνεται δυσχερέστερη, όσο αυξάνει ο λόγος b/b_w .

ΒΙΒΛΙΟΓΡΑΦΙΑ

1. Anderson, P., "Experiments with concrete in torsion", **Trans. ASCE**, Vol. **100**, 1935, pp. 949-983.
2. Cowan, H.J., **Reinforced and prestressed concrete in torsion**, Edward Arnold Publ., London, 1965.
3. Hsu, T.T.C., **Torsion of Reinforced Concrete**, Van Nostrand Reinhold, New York, 1984.
4. ACI Committee 544, "State-of-the-Art Report on Fibre Reinforced Concrete", **ACI 544.1R-82**, American Concrete Institute, Detroit, 1982.
5. Gopalaratnam, V.S., and Shah, S.P., "Tensile Failure of Steel Fiber-Reinforced Mortar", **J. of Eng. Mech., ASCE**, Vol. **113**, 1987, pp. 635-652.
6. El-Niema, E.I., "Fiber Reinforced Concrete Beams under Torsion", **J. ACI**, Vol. **90**, No 5, 1993, pp. 489-495.
7. Καραγιάννη Χρ., Χαλιορή Κ., "Στρεπτική Συμπεριφορά Στοιχείων από Οπλισμένο Ινοκυρόδεμα", **Τεχνικά Χρονικά, Επιστημονική Έκδοση ΤΕΕ**, Τόμ. **16**, Τεύχ. 1-2, 1996, σελ. 53-67.
8. Καραγιάννη Χ., "Στρέψη Στοιχείων από Απλό και Ινοπλισμένο Σκυρόδεμα - Μία Αριθμητική Μέθοδος", **11ο Ελληνικό Συνέδριο Σκυροδέματος**, Κέρκυρα, 1994, σελ. 517-526.
9. Karayannis, C.G., "A Numerical Approach to Steel-Fibre Reinforced Concrete under Torsion", **J. Structural Engineering Review**, Vol. **7**, No 2, 1995, pp. 83-91.
10. Karayannis, C.G., "Torsional Analysis of Flanged Concrete Elements with Tension Softening", **J. Computers & Structures**, Vol. **54**, No 1, 1995, pp. 97-110.
11. Karayannis, C.G., "Torsional Damage of Concrete Beams with Softening Behaviour", **J. Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, Vol. **22**, No 1, 1995, pp. 63-70.
12. Karayannis, C.G., "A Model with Tension Softening for Concrete Beams under Combined Torsion, Flexure, Shear and Prestressing", **2nd Intern. Conf. On Computational Structure Technology**, Vol. "Advances in Finite Element Techniques", Athens, 1994, pp. 161-168.
13. Victor, D.J., and Aravindan, P.K., "Prestressed and Reinforced Concrete T-Beams under Combined Bending and Torsion", **J. ACI**, Vol. **75**, No 10, 1978, pp. 526-532.
14. Mattock, A.H. and Wyss, A.N., "Full-scale Torsion, Shear and Bending Test of Prestressed I-Girders", **J. PCI**, Vol. **23**, 1978, pp. 22-41.
15. Zararis, P.D. and Penelis, G.Gr., "Reinforced Concrete T-Beams in Torsion and Bending", **J. ACI**, Vol. **83**, No 1, 1986, pp. 145-155.
16. Καραγιάννη Χρ., Χαλιορή Κ., "Πειραματική Διερεύνηση της Επιδράσεως Χαλύβδινων Ινών στη Στρεπτική Συμπεριφορά Δοκών - Τ", **12ο Ελληνικό Συνέδριο Σκυροδέματος**, Κύπρος, 1996, σελ. 236-246.
17. Craig, R.J., Parr, J.A., Germain, E., Mosquera, V., and Kamilaris, S., "Fiber reinforced Beams in Torsion", **J. ACI**, Vol. **83**, No 6, 1986, pp. 934-942.
18. Mansur, M.A., and Paramasivam, P., "Fiber-reinforced Concrete Beams in Torsion, Bending and Shear", **J. ACI**, Vol. **82**, No 2, 1985, pp. 33-39.
19. Wafa, F.F., Hasnat, A., and Tarabolsi, O.F., "Prestressed fiber-reinforced Concrete Beams subjected to Torsion", **J. ACI**, Vol. **89**, No 3, 1992, pp. 272-283.

Χρήστος Καραγιάννης,

Αναπληρωτής καθηγητής, διευθυντής Εργαστηρίου Σιδηροπαγούς Σκυροδέματος, Τμήμα Πολιτικών Μηχανικών, Δ.Π.Θ., 671 00 Ξάνθη.

Κων/νος Χαλιορή,

Δρ πολιτικός μηχανικός, Εργαστήριο Σιδηροπαγούς Σκυροδέματος, Τμήμα Πολιτικών Μηχανικών, Δ.Π.Θ., 671 00 Ξάνθη.

Extended summary

Influence of Steel-Fibers on the Capacity of Flanged Beams in Torsion

C.G. KARAYANNIS

Associate Professor D.U.TH.

C.E. CHALIORIS

Dr Civil Engineer

Abstract

The influence of steel-fibers on the capacity of flanged beams under torsion was experimentally investigated. Test results of 31 beams tested in pure torsion are presented and discussed. The specimens were sorted into 3 groups based on the reinforcement. The 1st group comprised 13 beams without reinforcement with rectangular, Γ and T cross-sections and 0, 1% and 3% steel fiber volume fractions. The 2nd and 3rd group comprised 9 beams each. Beams of the 2nd group had longitudinal reinforcement only, whereas beams of the 3rd group had both longitudinal bars and stirrups. Each of these two groups included rectangular and T-beams with $b/b_w=2$ and 3, and steel-fiber volume fractions 0, 1% and 3%. From the results it is concluded that any increase of the steel-fiber fraction yields an increase of the torsional strength and significant improvement of the post-elastic response, and especially of the response branch after the maximum torque moment. The increase of the torsional strength for the T-beams with 3% steel-fiber fraction was 85.7%, 54.7% and 26.3% for beams with $b/b_w=1$ (rectangular), 2 and 3, respectively. Finally, based on the presented test results it is concluded that for beams in torsion, the full replacement of stirrups with steel-fibers can be achieved.

1. INTRODUCTION

The behaviour of concrete elements in torsion is an open problem in the field of the design of concrete structures. It has been deduced from early experimental efforts (Anderson, 1935 [1], Cowan, 1965 [2], [3]) that the response of an element in pure torsion is fully characterized by the behaviour of the material in direct tension. Thus, in order to enhance the torsional behaviour of concrete elements, the improvement of the poor performance of concrete in tension, by incorporating steel-fibers, has been proposed and extensively used in the last decades [4], [5]. Moreover, in this case the phenomenon of torsion of steel-fiber concrete elements has been even more open to question and, although considerable theoretical and experimental research has been carried out on the behaviour of steel-fiber concrete in direct tension, bending and shear, comparatively little attention has been paid to its behaviour in torsion.

Experimental works have shown that the use of steel-fibers significantly improves the torsional behaviour of concrete [6], [7], [8]. Further, numerical methods for the study of the influence of steel-fibers on the torsional capacity of rectangular and T-beams have also been proposed [8], [9]. The torsional behaviour of plain and reinforced concrete T-beams has also been the object of many studies, both analytical [10], [11], [12] and experimental [13], [14], [15], [16].

In this work the influence of the steel-fibers on the torsional behaviour of T- and Γ -beams, was experimentally investigated. Test results of 31 beams in pure torsion with rectangular, Γ and T cross-sections and 0, 1% and 3% steel-fiber volume fractions, are presented.

2. EXPERIMENTAL PROGRAM

A series of 31 beams sorted into 3 groups were constructed and tested in pure torsion. The 1st group comprised 13 beams without reinforcement with rectangular, Γ and T cross-sections and 0, 1% and 3% steel fiber volume fractions. The 2nd and 3rd group comprised 9 beams each. Beams of the 2nd group had longitudinal reinforcement only, whereas beams of the 3rd group had both longitudinal bars and stirrups. Each of these two groups included rectangular and T-beams with $b/b_w=2$ and 3, and steel-fiber volume fractions 0, 1% and 3%. Steel-fiber volume fractions and reinforcements of all specimens are given in table 1. Cube compression strength and splitting tension strength of concrete obtained from supplementary tests conducted for each beam are also given in table 1. Geometrical characteristics and details concerning the position of the reinforcement are presented in tables 2, 3 and 4. Hooked fibers with $L_f=30$ mm and $D_f=0.8$ mm were used in the program.

The total length of the beams, common for all specimens, was equal to 1.60 m and was divided into three parts; two heavily reinforced end parts and one steel-fiber reinforced middle part. The middle part was 60 cm long and was the part

where the cracking and, finally, the failure were localized during the tests (figure 1). Test setup is shown in figure 1.

3. EXPERIMENTAL RESULTS

All specimens were tested under monotonically increasing torque moment until the value of the maximum torque and then in increasing torsional rotation. The torsional responses of the specimens of groups 1, 2 and 3 are presented in figures 2, 3 and 4, respectively.

In figure 2, particularly, the experimental curves of steel-fiber concrete beams with rectangular, Ls ($b/b_w=1.5$), L ($b/b_w=2$), Ts ($b/b_w=2$) and T ($b/b_w=3$) cross-sections, are presented and compared to the curves of the beams without fibers. Similar experimental curves for the 2nd and 3rd group of specimens are presented in figures 3 and 4, respectively.

4. ANALYTICAL RESULTS

The analytical prediction of the torsional behaviour and the maximum torque moment of plain and reinforced concrete beams is even today an open problem in the field of concrete research. The elastic response of homogeneous structural elements in torsion is described well by Saint Venant's theory and its alternative approach by Prandtl [2]. Although these theories properly describe the elastic behaviour, they fail to predict the ultimate torsional strength of concrete elements. They are based on the assumption that brittle failure occurs when the maximum developing shear stress reaches the material maximum tensile strength. Thus, ignoring the post cracking tension softening phenomenon of the material, they consistently underestimate the ultimate torsional strength of the element. For plain concrete members the ultimate torque has been experimentally found to be roughly up to 50% greater than the predicted one (Hsu [3]). Furthermore, in the case of steel-fiber reinforced concrete elements the post cracking strength of the composite material represents an even more important part of the element strength and energy absorption capacity.

Hsu has proposed the skew bending theory for the prediction of the torsional strength of plain concrete beams [3] and other researchers have proposed modified versions of the same theory in order to predict the torsional strength of steel-fiber concrete members (Craig et al., 1986 [17], Mansur & Paramasivam, 1985 [18], Wafa et al., 1992 [19]). Relations yielded by these efforts are presented and used for the prediction of the torsional strength of beams tested in the present work:

- Craig et al., 1986 [17]:

$$T_{u, sb} = 140.23 \left(\frac{b^2}{645.16} + 10 \right) h \sqrt[3]{f'_{cf}} \quad (4.1)$$

where f'_{cf} the compression strength of the composite,

$$T_{u, sb} = \frac{b^2 h}{3} (0.85 f'_{rf}) \quad (4.2)$$

where f'_{rf} the rupture strength of the composite.

- Mansur & Paramasivam, 1985 [18]:

$$T_{u, sb} = \frac{b^2 h}{3} (0.71 f'_{rf}) \quad (4.3)$$

- Wafa et al., 1992 [19]:

$$T_{u, sb} = \frac{b^2 h}{3} (0.71 f'_{ctf, split}) \quad (4.4)$$

where $f'_{ctf, split}$ the splitting strength of the composite.

Recently, a new efficient numerical algorithm for the analysis of plain concrete (Karayannis, 1995) [10] and steel-fiber concrete elements [7], [8], [9] in torsion, has also been proposed. This technique can be regarded as a combination of the numerical techniques of finite elements and finite differences. It uses a finite difference scheme resulting from a second-order finite element shape function for the solution of the equation of torsion and it can be applied to elements with practically any cross-section, since it utilizes numerical mapping.

The analytical predictions for reinforced concrete and steel-fiber concrete elements are mainly based on the truss model [3], [7].

Based on the above mentioned theories, predictions for the tested beams of groups 1 and 3 are presented in tables 5 and 6, respectively.

5. STEEL-FIBERS AS MAIN TORSIONAL REINFORCEMENT

The use of steel-fibers as a replacement for stirrups for beams in torsion was also investigated. Comparative study of the response curves of reinforced concrete beams with stirrups Ø8/20 and beams with longitudinal reinforcement and steel-fiber volume fraction 1% and 3%, are presented in figure 5a, b and c for rectangular beams, T-beams with $b/b_w=2$ and T-beams with $b/b_w=3$, respectively.

From these comparisons it may be deduced that, for beams in torsion, stirrups can be replaced by steel-fibers. Based on the experimental curves of figure 5, it seems that this replacement is more successful in rectangular beams than in flanged ones [16].

6. INFLUENCE OF STEEL-FIBERS ON THE POST-ELASTIC RESPONSE

From the results of the present study and from the literature [6], [7] it is concluded that any increase of the steel-fiber frac-

tion yields a significant improvement of the post-elastic response of the beam, and especially of the response branch after the maximum torque moment.

For a better understanding and the evaluation of this influence the following indices are proposed and used in the present work:

$$\mu_{Tu} = \frac{\vartheta_{Tu}}{\vartheta_{Te}} \quad (6.1)$$

$$\mu_{T85} = \frac{\vartheta_{85Tu}}{\vartheta_{Tu}} \quad (6.2)$$

$$\mu_{T85e} = \frac{\vartheta_{85Tu}}{\vartheta_{Te}} \quad (6.3)$$

where ϑ_{Te} is the torsional rotation at the end of the elastic stage, ϑ_{Tu} the rotation at the maximum torque T_u and ϑ_{85Tu} the rotation at the point of $0.85T_u$ of the post maximum torque response branch (end of the reliable response range).

Values of index μ_{T85} for the examined beams are presented in tables 2, 3 and 4, whereas values of indices μ_{Tu} and μ_{T85e} for 3rd group beams are given in table 4.

7. CONCLUSIONS

For the better understanding and the evaluation of the experimental results of this study, concerning the influence of the steel-fibers on the torsional strength of rectangular and flanged beams, table 7 and figure 6 are presented. Table 7 shows that the addition of fiber volume fractions 1% and 3% to the rectangular beams caused an increase of the torsional strength equal to $18.2\% \div 64.3\%$ and $34.5\% \div 85.7\%$, respectively. Further, the addition of fiber volume fraction 1% and 3% to the T-beams with $b/b_w=2$ caused an increase of the torsional strength equal to $11.6\% \div 33.8\%$ and $24.6\% \div 54.7\%$, respectively. Furthermore, the addition of fiber volume fraction 1% and 3% to the T-beams with $b/b_w=3$ caused an increase of the torsional strength equal to $3.2\% \div 20\%$ and $18.8\% \div 32.3\%$, respectively (see also figure 6).

From the results of the present work it is also concluded that any increase of the steel-fiber fraction yields a significant improvement in the post-elastic response of the beams, and especially of the response branch after the maximum torque moment. Finally, the comparisons of figure 5 suggest that for rectangular beams in torsion, stirrups could be replaced by steel-fibers.

Chris Karayannis,

Associate professor, Lab. of Reinforced Concrete, Dep. of Civil Engineers, D.U.TH., 671 00 Xanthi.

Constantinos Chaliouris,

Dr civil engineer, Lab. of Reinforced Concrete, Dep. of Civil Engineers, D.U.TH., 671 00 Xanthi.