

ΕΛΛΗΝΙΚΗ ΔΗΜΟΚΡΑΤΙΑ ΠΑΝΕΠΙΣΤΗΜΙΟ ΙΩΑΝΝΙΝΩΝ ΣΧΟΛΗ ΘΕΤΙΚΩΝ ΕΠΙΣΤΗΜΩΝ ΤΜΗΜΑ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ ΕΠΙΣΤΗΜΗΣ ΥΛΙΚΩΝ

Ανθεκτικότητα του Οπλισμένου Σκυροδέματος και η Μηχανική Συμπεριφορά του Χάλυβα Οπλισμού

Αλκιβιάδης Αποστολόπουλος Διπλωματούχος Πολιτικός Μηχανικός

ΔΙΔΑΚΤΟΡΙΚΗ ΔΙΑΤΡΙΒΗ

Ιωάννινα 2017



ΕΛΛΗΝΙΚΗ ΔΗΜΟΚΡΑΤΙΑ ΠΑΝΕΠΙΣΤΗΜΙΟ ΙΩΑΝΝΙΝΩΝ ΣΧΟΛΗ ΘΕΤΙΚΩΝ ΕΠΙΣΤΗΜΩΝ ΤΜΗΜΑ ΜΗΧΑΝΙΚΩΝ ΕΠΙΣΤΗΜΗΣ ΥΛΙΚΩΝ

Ανθεκτικότητα του Οπλισμένου Σκυροδέματος και η Μηχανική Συμπεριφορά του Χάλυβα Οπλισμού

Αλκιβιάδης Αποστολόπουλος Διπλωματούχος Πολιτικός Μηχανικός

ΔΙΔΑΚΤΟΡΙΚΗ ΔΙΑΤΡΙΒΗ

Ιωάννινα 2017

«Η έγκριση της διδακτορικής διατριβής από το Τμήμα Μηχανικών Επιστήμης Υλικών της Σχολής Θετικών Επιστημών του Πανεπιστημίου Ιωαννίνων δεν υποδηλώνει αποδοχή των γνωμών του συγγραφέα Ν. 5343/32, άρθρο 202, παράγραφος 2».

Ημερομηνία αίτησης του κ. Αποστολόπουλου Αλκιβιάδη: 15.11.2011 Ημερομηνία ορισμού Τριμελούς Συμβουλευτικής Επιτροπής: 21.12.2011

Μέλη Τριμελούς Συμβουλευτικής Επιτροπής: <u>Επιβλέπων</u> Θεόδωρος Ματίκας, Καθηγητής του ΤΜΕΥ της Σ.Θ.Ε. του Π.Ι. <u>Μέλη</u> Αγγελική Λεκάτου, Αναπληρώτρια Καθηγήτρια του ΤΜΕΥ της Σ.Θ.Ε. του Π.Ι. Νεκταρία-Μαριάνθη Μπάρκουλα, Αναπληρώτρια Καθηγήτρια του ΤΜΕΥ της Σ.Θ.Ε. του Π.Ι.

Ημερομηνία ορισμού θέματος: 21.12.2011

Τίτλος: Μελέτη Ανθεκτικότητας-Βιωσιμότητας Δομών από Σκυρόδεμα με Μη Καταστροφικές Μεθόδους.

Ημερομηνία τροποποίησης θέματος: 9.2.2016

Τίτλος: Ανθεκτικότητα του Οπλισμένου Σκυροδέματος και η Μηχανική Συμπεριφορά του Χάλυβα Οπλισμού.

ΔΙΟΡΙΣΜΟΣ ΕΠΤΑΜΕΛΟΥΣ ΕΞΕΤΑΣΤΙΚΗΣ ΕΠΙΤΡΟΠΗΣ : 20.2.2017

Μέλη Επταμελούς Εξεταστικής Επιτροπής:

1. **Θεόδωρος Ματίκας,** Καθηγητή του Τ.Μ.Ε.Υ. της Σ.Θ.Ε. του Πανεπιστημίου Ιωαννίνων.

2. Αγγελική Λεκάτου, Αναπληρώτρια Καθηγήτρια του Τ.Μ.Ε.Υ. της Σ.Θ.Ε. του Πανεπιστημίου Ιωαννίνων.

3. **Νεκταρία-Μαριάνθη Μπάρκουλα,** Αναπληρώτρια Καθηγήτρια του Τ.Μ.Ε.Υ. της Σ.Θ.Ε. του Πανεπιστημίου Ιωαννίνων.

4. **Κων/νος Δάσιος,** Επίκουρος Καθηγητή του Τ.Μ.Ε.Υ. της Σ.Θ.Ε. του Πανεπιστημίου.Ιωαννίνων.

5. **Αλέξανδρος Καράντζαλης,** Επίκουρος Καθηγητή του Τ.Μ.Ε.Υ. της Σ.Θ.Ε. του Πανεπιστημίου Ιωαννίνων.

6. Ευάγγελο Παπαδάκη, Καθηγητή του Τμήματος Διαχείρισης Περιβάλλοντος και Φυσικών Πόρων του Παν/μίου Πατρών

7. **Μαργαρίτα Μπεάζη- Κατσιώτη,** Καθηγήτρια της Σχολής Χημικών Μηχανικών του Ε.Μ.Π

<u>Έγκριση Διδακτορικής Διατριβής με βαθμό</u> «ΑΡΙΣΤΑ» στις 14.3.2017.

Ο Πρόεδρος του Τμήματος

Η Γραμματέας του Τμήματος

Καρακασίδης Μιχαήλ Καθηγητής Ξανθή Τουτουνζόγλου

Περίληψη

Τα θέματα υποβάθμισης της Ανθεκτικότητας των κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα, απασχολούν πλέον όλο και περισσότερο τις κοινωνίες. Υπό το πρίσμα αυτό, η μεγάλη και η μικρή ωφέλιμη διάρκεια ζωής μιας κατασκευής είναι συνώνυμες έννοιες της Ανθεκτικότητας, δηλαδή, της δυνατότητας της να αντιστέκεται στη φθοροποιό περιβαλλοντική δράση (φυσικοχημική ή τη μηχανική) και οποιαδήποτε άλλη διαδικασία φθοράς.

Οι συνέπειες της υποβάθμισης της Ανθεκτικότητας των κατασκευών, εκτός από τα γνωστά εξωτερικά ορατά φαινόμενα, εκδηλώνονται και με μη ορατά εσωτερικά φαινόμενα, όπως είναι: η διάβρωση του χάλυβα οπλισμού, η απώλεια της συνάφειας του σκυροδέματος – χάλυβα, η απομείωση της διατομής και η πτώση των μηχανικών ιδιοτήτων του σιδηροοπλισμού.

Στις παράκτιες περιοχές ιδιαίτερα, η υποβάθμιση αυτή, πραγματοποιείται σταδιακά με τον χρόνο και συνδέεται σοβαρά με θέματα επιτελεστικότητας και κυρίως ασφάλειας των κατασκευών. Παρότι όμως η υποβάθμιση της ανθεκτικότητας και η διάβρωση του σιδηροοπλισμού είναι φαινόμενα αλληλένδετα, παράλληλα και χρονικά εξαρτημένα, εν τούτοις, δεν περιλαμβάνονται, ούτε ποσοτικοποιούνται στο κανονιστικό κείμενο του ΚΑΝΕΠΕ (Κανονισμός Επεμβάσεων).

Η σημασία και η αναγκαιότητα εκπόνησης της παρούσας διατριβής, έγκειται στο γεγονός ότι δεν έχουν μελετηθεί επαρκώς οι επιπτώσεις της μειωμένης ανθεκτικότητας του σκυροδέματος όσον αφορά στην μηχανική συμπεριφορά του διαβρωμένου σιδηροοπλισμού των κατασκευών.

Η μεθοδολογία ανάλυσης που ακολουθήθηκε, βασίστηκε στα αποτελέσματα εκτενούς πειραματικού προγράμματος που περιελάμβανε:

- Πρόγραμμα πειραματικών δοκιμών προσομοίωσης του παράκτιου περιβάλλοντος μέσω εργαστηριακής τεχνητής διάβρωσης αλατονέφωσης σε χάλυβες διαφόρων κατηγοριών.
- Παρασκευή δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος, επιβολή διάβρωσης και ενόργανες μετρήσεις ελέγχου των χαρακτηριστικών διάβρωσης (μέτρηση ημιδυναμικού, απώλεια μάζας, μετρήσεις ρωγμών κατά μήκος δοκιμίων, βάθος και επιφάνεια βελονισμών, μεταλλογραφικές αναλύσεις).

1

- Πρόγραμμα χαρακτηρισμού της βλάβης διάβρωσης των χαλύβων (γυμνών και εγκιβωτισμένων) σε σχέση με τον χρόνο έκθεσής τους.
- Πρόγραμμα μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού και ολιγοκυκλικής κόπωσης LCF (ως προσομοίωση των σεισμικών φορτίσεων).
- Πρόγραμμα ανάλυσης SEM και EDX σε διαβρωμένα δοκίμια χάλυβα,
 ποσοτικοποίηση αναγνώριση της βλάβης διάβρωσης καθώς και αναγνώριση
 των μηχανισμών βλάβης.
- Πρόβλεψη της μηχανικής απόκρισης του διαβρωμένου σιδηροοπλισμού BStIII (S420) υφισταμένων κατασκευών υπό την επίδραση αξονικών ανακυκλήσεων (σε αντιστοιχία με ισχυρά σεισμικά συμβάντα).

Συμπεράσματα

Ενώ η διάβρωση του σιδηροοπλισμού προκαλεί πτώση των ιδιοτήτων αντοχής του περίπου ισοδύναμη με την ποσοστιαία μείωση της απώλειας μάζας του, ωστόσο, επιφέρει δραματική πτώση των ιδιοτήτων ολκιμότητας του δηλαδή της ιδιότητας παραμόρφωσης του στην μέγιστη αντοχή.

Για την ίδια απώλεια μάζας, ο εγκιβωτισμένος χάλυβας στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος, παρουσίασε εντονότερη επιφανειακή βλάβη διάβρωσης έναντι του απλού (γυμνού) χάλυβα. Ο βαθμός δε της επερχόμενης βλάβης διάβρωσης, έχει ως συνέπεια, αναλόγου βαθμού επίδραση στα μηχανικά χαρακτηριστικά των δύο ομάδων δοκιμίων (γυμνών και εγκιβωτισμένων).

Τα φαινόμενα διάβρωσης με χλωριόντα, έχουν σημαντική επίδραση στη μηχανική συμπεριφορά των διφασικών χαλύβων οπλισμού λόγω της αλληλεπίδρασης των εξωτερικών βελονισμών και των εσωτερικά ευρισκομένων εγκλεισμάτων (MnS και FeS, πόρων, οξειδίων).

Τα χαρακτηριστικά των επιφανειών θραύσης του σιδηροοπλισμού κάτω από (ισχυρές) σεισμικές φορτίσεις, αναδεικνύουν φαινόμενα συνδυαστικής δράσης διαφόρων μηχανισμών βλάβης. Κατά την διάρκεια ισχυρών αξονικών ανακυκλήσεων (σεισμικά συμβάντα), οι περιοχές εγκλεισμάτων και σουλφιδίων εσωτερικά, ευνοούν την συνένωση και διάδοση ρωγμών. Παράλληλα, τα λυγισμικά φαινόμενα, επιταχύνουν την πρόωρη εξάντληση της ολκιμότητας του χάλυβα οπλισμού.

Με βάση τα ανωτέρω καταδεικνύεται η ανάγκη καθιέρωσης «πυκνών» τεχνικών επιθεωρήσεων στις κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος.

Abstract

Degradation of durability of reinforced concrete structures is becoming more and more a matter of concern for societies. In light of this, both the long and short life expectancy of a structure are synonymous terms of resistance. In other words, its ability to resist the detrimental environmental effect (physicochemical or mechanical) and any other deterioration process.

The consequences of degradation of resistance of the structures, besides the known external visible phenomena, they take place as internal invisible phenomena such as: corrosion of steel rebar, bonding loss of concrete and steel rebar, impairment of the cross section and drop of mechanical properties of steel bar.

In coastal areas, particularly, this kind of degradation takes place in stages throughout the years and is highly related to structural integrity and especially to the construction safety. Although the degradation of durability and corrosion of rebar are interdependent, parallel and time-dependent phenomena, are not included or quantitated in the regulation intervention (KANEΠE).

The importance and necessity of this Thesis lies in the fact that the effects of reduced resistance of concrete in terms of the mechanical performance of corroded rebars have not been adequately studied.

The analysis methodology that used, was based on the results of an extensive experimental program which included:

- Experimental simulation of coastal environment through laboratory artificial salt spray corrosion of various categories steels rebars.
- Production of reinforced concrete specimens, imposing conditions of corrosion and instrumental measurements for studying corrosion characteristics (measurement of half-cell potential values, mass loss, cracking across the specimens, depth and surface of pitting and metallographic analyzes).
- Program of steel corrosion damage characterization (both bare and embedded rebars) in relation to time of exposure.
- Program of tensile and low cycle fatigue tests (in order to simulate the seismic loads).
- SEM and EDX analysis in corroded specimens, quantification recognition of corrosion damage and identification of damage mechanisms.

 Prediction of mechanical response of corroded BStIII (S420) rebars of existing structures under the effect of axial cyclic loads (in correspondence with strong seismic events).

Conclusions

Although corrosion of rebars causes a drop of strength properties roughly equivalent to the percentage reduction of mass loss, it leads to dramatic drop in ductility properties namely to deformation properties in maximum strength.

For the same mass loss values, concrete embedded specimens presented stronger superficial severe localized pitting corrosion in contrast to bare specimens. This corrosion effect had a similar impact on the mechanical properties to both group of rebars.

Chloride induced corrosion phenomena have significant effect on the mechanical behavior of dual-phase steel rebars, due to the interaction of external pitting and internally inclusions (MnS and FeS, pores, oxides).

The characteristics of surface rebars fracture under (strong) seismic loads, reveal combinational action of various mechanisms failure phenomena. During strong axial rotations (seismic events), regions of internally sulfide inclusions, promote coalescence and propagation of cracks. Furthermore, the buckling phenomena accelerate the premature exhaustion of ductility of rebars.

Based on the above-mentioned conclusions arises the need for "dense" technical inspections of reinforced concrete structures.

4

Ευχαριστίες

Από την θέση αυτή καταρχάς, επιθυμώ να εκφράσω τις θερμές μου ευχαριστίες και την ειλικρινή ευγνωμοσύνη μου στον επιβλέποντα Καθηγητή μου τον κ. Θεόδωρο Ματίκα, για την δυνατότητα που μου έδωσε να εργαστώ μαζί του όπως και για την αμέριστη ακαδημαϊκή ελευθερία που μου παρείχε καθ' όλη τη διάρκεια εκπόνησης της διατριβής. Η ευρεία επιστημονική του γνώση, η καθοδήγησή του, η υπομονή του και οι επιστημονικές εποικοδομητικές του συμβουλές αποτέλεσαν για μένα καθοριστικό παράγοντα για την ολοκλήρωση της παρούσας διδακτορικής διατριβής.

Επίσης, ευχαριστώ ιδιαίτερα τόσο την Αναπληρώτρια Καθηγήτρια του TMEY κ. Αγγελική Λεκάτου όσο και την Αναπληρώτρια Καθηγήτρια του TMEY κ. Νεκταρία-Μαριάνθη Μπάρκουλα, οι οποίες ως μέλη της Τριμελούς Συμβουλευτικής Επιτροπής συνέβαλαν αυτά τα χρόνια με τις γνώσεις τους, την εμπειρία τους και τις επιστημονικές τους συμβουλές στην ολοκλήρωση της παρούσας εργασίας.

Ευχαριστώ επίσης και τα υπόλοιπα μέλη της επταμελούς εξεταστικής επιτροπής τον Καθηγητή κ. Ευάγγελο Παπαδάκη, την καθηγήτρια Μαργαρίτα Μπεάζη και τους Επίκουρους Καθηγητές κ. Αλέξανδρο Καράντζαλη και τον κ. Κωνσταντίνο Δάσιο για τις χρήσιμες παρεμβάσεις τους και τις εποικοδομητικές τους συμβουλές.

Τέλος, θα ήθελα να ευχαριστήσω τους γονείς μου και τα αδέρφια μου για την συμπαράστασή τους και τη συνολική τους βοήθεια στην εκπλήρωση των στόχων μου και την ολοκλήρωση της παρούσας διατριβής.

ΠΕΡΙΕΧΟΜΕΝΑ

| Περίληψη | 1 |
|--------------------------|---|
| Abstract | |
| Κατάλογος Σχημάτων | 9 |
| Κατάλογος Πινάκων | |
| Κατάλονος Συμβόλων | |
| Κατάλογος Συντομογραφιών | |

Κεφάλαιο 1

| Εισαγωγή - Τεχνολογικό πρόβλημα | 17 |
|----------------------------------|----|
| 1.1 Σκοπός της Διατριβής | 17 |
| 1.2 Μέθοδος Ανάλυσης και Έρευνας | 19 |

Κεφάλαιο 2

| Θεωρητικό υπόβαθρο | . 21 |
|---|------|
| 2.1 Βιβλιογραφική Ανασκόπηση | . 21 |
| 2.2 Η Ανθεκτικότητα | . 29 |
| 2.3 Κατηγορίες "έκθεσης των κατασκευών" στις περιβαλλοντικές επιδράσεις | . 32 |
| 2.4 Χάλυβας οπλισμού Σκυροδέματος | . 32 |
| 2.5 Αναφορές (References) | . 36 |

Κεφάλαιο 3

| Πειραματική διαδικασία | . 43 |
|---|------|
| 3.1 Επιλογή Υλικών | . 43 |
| 3.2 Εργαστηριακή Διάβρωση | . 43 |
| 3.3 Μετρήσεις απώλειας μάζας | . 44 |
| 3.4 Μεταλλογραφική ανάλυση Χαρακτηρισμού της βλάβης διάβρωσης | . 44 |
| 3.5 Μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού | . 45 |
| 3.6 Μηχανικές δοκιμές σε σεισμικές φορτίσεις | . 45 |
| 3.7 Εργαστηριακές δοκιμές διάβρωσης και εφελκυσμού εγκιβωτισμένων | |
| δοκιμίων | . 46 |
| 3.8 Αναφορές (References) | . 47 |

Κεφάλαιο 4

| Χαρτογράφηση σουλφιδίων και ατελειών στον χάλυβα οπλισμού σκυροδέματ | σς |
|--|------|
| και στα μηχανικά χαρακτηριστικά αντοχής | . 48 |
| 4.1 Γενικά | . 48 |
| 4.2 Πειραματική Διαδικασία | . 49 |
| 4.3 Δοκιμές διάβρωσης και συλλογή φυσικά διαβρωμένων δειγμάτων | . 50 |
| 4.4 Μηχανικές Δοκιμές | . 50 |
| 4.5 Αποτελέσματα | . 50 |
| 4.6 Απώλεια μάζας (Mass Loss) | . 54 |
| 4.7 Υποβάθμιση της Μηχανικής Απόδοσης | . 55 |
| 4.8 Συζήτηση αποτελεσμάτων | . 56 |
| 4.9 Συμπεράσματα | . 58 |
| 4.10 Αναφορές (References) | . 59 |

Κεφάλαιο 5

| Φαινόμενα Διάβρωσης του διφασικού Χάλυβα εντός και εκτός σκυροδέματος | - |
|--|------|
| Συνέπειες στη Μηχανική του Συμπεριφορά | . 61 |
| 5.1 Γενικά στοιχεία | . 61 |
| 5.2 Πειραματική Διαδικασία | . 64 |
| 5.3 Αποτελέσματα της πειραματικής διαδικασίας | . 66 |
| 5.4 Αποτελέσματα της ανάλυσης SEM και EDX στις τρείς κατηγορίες χάλυβα | . 70 |
| 5.5 Αποτελέσματα Μετρήσεων στο σκυρόδεμα, δοκιμίων οπλισμένου | |
| σκυροδέματος | . 73 |
| 5.6 Ημι-δυναμικό (Half-cell potential) | . 75 |
| 5.7 Αποτελέσματα Μετρήσεων στον Χάλυβα | . 77 |
| 5.7.1 Απώλεια μάζας | . 77 |
| 5.7.2 Εξέταση βελονισμών | . 77 |
| 5.7.3 Μηχανικές ιδιότητες του χάλυβα Β500c | . 81 |
| 5.7.4 Μεταλλογραφική και Χημική Ανάλυση (SEM, EDX) | . 82 |
| 5.7.5 Συζήτηση των αποτελεσμάτων | . 86 |
| 5.7.5.1 Απώλεια Μάζας | . 87 |
| 5.7.5.2 Βελονισμοί | . 87 |
| 5.7.5.3 Μηχανικές ιδιότητες | . 89 |
| 5.7.5.4 Παρουσία Σουλφιδίων | . 90 |
| 5.7.6 Συμπεράσματα | . 91 |
| 5.8 Αναφορές (References) | . 94 |
| | |

Κεφάλαιο 6

| Δομική ακεραιότητα του διφασικού χάλυβα οπλισμού υπό σεισμικά φορτία. | 99 |
|---|-----|
| 6.1 Γενικά στοιχεία - Εισαγωγή | 100 |
| 6.2 Πειραματική διαδικασία | 101 |
| 6.2.1 Διάβρωση και απώλεια μάζας | 101 |
| 6.2.2 Διαδικασία μηχανικών δοκιμών (Mechanical testing procedure) | 102 |
| 6.2.3 Ο ρόλος των MnS εγκλεισμάτων | 105 |
| 6.2.4 Αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης και | |
| Συζήτηση | 108 |
| 6.2.5 Συμπεράσματα | 113 |
| 6.3 Αναφορές (References) | 114 |

Κεφάλαιο 7

| Η επίδραση της διάβρωσης και του ανελαστικού λυγισμού λόγω σεισμικής | |
|--|-----|
| φόρτισης στην διάρκεια ζωής | 116 |
| 7.1 Γενικά | 117 |
| 7.2 Πειραματικό μέρος | 120 |
| 7.3 Απώλεια μάζας | 123 |
| 7.4 Πειράματα εφελκυσμού | 123 |
| 7.5 Πειράματα ολιγοκυκλικής κόπωσης | 124 |
| 7.6 Ανάλυση του τύπου και της μορφής αστοχίας μέσω Scanning Electron | |
| Microscope (SEM) | 135 |
| 7.7 Συμπεράσματα | 141 |
| 7.8 Αναφορές (References) | 142 |

Κεφάλαιο 8

| Η πρόβλεψη της διάρκειας ζωής του χάλυβα S400 (BStIII) κάτω από σεισμικά | |
|--|-------|
| φορτία και διαβρωτικό περιβάλλον | . 146 |
| 8.1 Πειραματική διαδικασία | . 148 |
| 8.2 Μοντελοποίηση της διάρκειας ζωής του σιδηροοπλισμού σε ολιγοκυκλική | |
| κόπωση | . 152 |
| 8.3 Αποτελέσματα-Συζήτηση | . 153 |
| 8.4 Συμπεράσματα | . 158 |
| 8.5 Αναφορές (References) | . 159 |
| | |

Κεφάλαιο 9

| Γενικά Συμπεράσματα | |
|---|--|
| Προτάσεις για μελλοντική έρευνα | |
| Παράρτημα - Δημοσιεύσεις σε Διεθνή Περιοδικά (Papers) | |

ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΣΧΗΜΑΤΩΝ

Κεφάλαιο 4

Σχήμα 4.1 Άποψη της πυκνότητας σουλφιδίων στην εξωτερική ζώνη 500μm, του BSt420, Φ10.

Σχήμα 4.2 Άποψη της πυκνότητας σουλφιδίων στην εξωτερική ζώνη 500μm, του B500_c, Φ10.

Σχήμα 4.3 Επιφάνεια των σουλφιδίων συναρτήσει της πυκνότητας τους σε διαφορετικές θέσεις από την εξωτερική ελεύθερη επιφάνεια για τις κατηγορίες χάλυβα B500_c και BSt420.

Σχήμα 4.4 Συχνότητα εμφάνισης σουλφιδίων συναρτήσει της πυκνότητας τους και του μέγιστου μήκους τους στα δοκίμια B500_c - BSt420 σε διαφορετικές θέσεις από την εξωτερική ελεύθερη επιφάνεια.

Σχήμα 4.5 Άποψη της εγκάρσιας διατομής μη διαβρωμένου και διαβρωμένου δοκιμίου χάλυβα B500_c έπειτα από 45ημέρες έκθεσης σε εργαστηριακή διάβρωση.

Σχήμα 4.6 Συσχέτιση της απώλειας μάζας μεταξύ δειγμάτων χάλυβα φυσικά διαβρωμένων κατασκευών.

Σχήμα 4.7 Η πτώση των ιδιοτήτων αντοχής (Rp – Rm) μετά από διάφορους χρόνους έκθεσης.

Κεφάλαιο 5

Σχήμα 5.1 "Γυμνό" διαβρωμένο δοκίμιο έπειτα από 60 ημέρες έκθεσης, με μέση απώλεια μάζας 8.20 %.

Σχήμα 5.2 "Εγκιβωτισμένο" διαβρωμένο δοκίμιο έπειτα από 60 ημέρες έκθεσης, με μέση απώλεια μάζας 2.80%.

Σχήμα 5.3 Μετρήσεις επιφάνειας μαρτενσιτικής ζώνης, επάλληλων εγκάρσιων διατομών διφασικού χάλυβα.

Σχήμα 5.4 Η επίδραση του χρόνου έκθεσης στις ιδιότητες ολκιμότητας διάβρωσης (a) στο όριο παραμόρφωσης A_{gt} και (b) στην πυκνότητα ενέργειας (energy density U).

Σχήμα 5.5 Άποψη της επιφάνειας θραύσης πριν και μετά από έκθεση 45 ημερών των δοκιμίων σε διάβρωση.

Σχήμα 5.6 Περιοχές με εγκλείσματα και SiO_x σε μη διαβρωμένο διφασικό χάλυβα πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας.

Σχήμα 5.7 Φαινόμενα βλάβης έπειτα από 45 ημέρες διάβρωση. (a), (b), (c), (f) εκδηλούμενη εξωτερικά ή με ενδοεπιφανειακή ρήξη, δηλαδή διάχυση των ιόντων χλωρίου (CI–) κάτω από την επιφανειακή στρώση, (περιοχές ενώσεων σουλφιδίων).

Σχήμα 5.8 Άποψη του υλικού με εγκλείσματα σουλφιδίων έπειτα από 90 ημέρες διάβρωση.

Σχήμα 5.9 (a) Μερική αποκόλληση της ζώνης μαρτενσίτη. Τόσο το σχήμα της ζώνης, όσο και οι προεξοχές του υλικού στη θέση αυτή οδηγούν σε διακύμανση της ολκιμότητας του υλικού, (b) διακύμανση της ολκιμότητας του υλικού στο όριο της αποκόλλησης με διακριτές τις περιοχές της ψαθυρής και της όλκιμης αστοχίας. (c) και (d) η ανάλυση EDX δείχνει την παρουσία ενώσεων MnS στο όριο της αποκόλλησης.

Σχήμα 5.6.1 Μετρήσεις τιμών του ημι-δυναμικού κατά μήκος των κυλινδρικών δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος έπειτα από 90 ημέρες διάβρωση.

Σχήμα 5.6.2 Κατανομή του εύρους των ρωγμών κατά μήκος των κυλινδρικών δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος έπειτα από 90 μέρες διάβρωση.

Σχήμα 5.6.3 Συσχέτιση μεταξύ της κατανομής των τιμών του ημι-δυναμικού του διαβρωμένου χάλυβα για μέση απώλεια μάζας 4,06% και του εύρους ρωγμής στο σκυρόδεμα έπειτα από 90 ημέρες διάβρωση.

Σχήμα 5.7.2.1 "Γυμνό" δοκίμιο B500_c Φ10 με απώλεια μάζας 8.20%.

Σχήμα 5.7.2.2 "Εγκιβωτισμένο" δοκίμιο B500_C Φ10 με απώλεια μάζας 4.06%. Πράσινος κύκλος: αδιάβρωτη περιοχή και κόκκινος κύκλος: Περιοχές με τοπικά διαβρωτικά φαινόμενα βελονισμών.

Σχήμα 5.7.2.3 Βελονισμός σε εγκιβωτισμένο δοκίμιο.

Σχήμα 5.7.2.4 Σχηματική αποτύπωση βασικών μηχανισμών ανάπτυξης βελονισμών. a) Αύξηση του βάθους και της επιφάνειας του βελονισμού, b) Αύξηση κυρίως της επιφάνειας του βελονισμού, c) Αύξηση κυρίως του βάθους βελονισμού.

Σχήμα 5.7.2.5 Συσχέτιση μέγιστου βάθους βελονισμών και ποσοστιαίας απώλειας μάζας σε "εγκιβωτισμένα" και "γυμνά" δοκίμια.

Σχήμα 5.7.2.6 Τυπική άποψη βελονισμών σε (a) "γυμνά" και (b) "εγκιβωτισμένα" δοκίμια.

Σχήμα 5.7.4.1 Άποψη της συσκευής του ηλεκτρονικού μικροσκοπίου και μία εγκάρσια διατομή του διαβρωμένου δοκιμίουB500_c.

Σχήμα 5.7.4.2 (a) Υψηλή πυκνότητα συγκέντρωσης σουλφιδίων πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας (350μm) του διαβρωμένου χάλυβα (για απώλεια μάζας μόλις 2.80%).

Σχήμα 5.7.4.2 (b), περιοχές σουλφιδίων.

Σχήμα 5.7.4.2 (c), (d), (e) αναγνώριση στοιχείων Fe, Mn και S.

Σχήμα 5.7.4.3 (a) Η έκθεση 60 ημερών σε διαβρωτικό περιβάλλον, ενίσχυσε την εμφάνιση φαινομένων πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας (εξωτερικά είτε εσωτερικά) του δοκιμίου και (b), (c) οξείδια Fe και Si και ενώσεις σουλφιδίων (MnS, FeS).

Σχήμα 5.7.5.1 Απεικόνιση του εσωτερικού και εξωτερικού μηχανισμού φθοράς που αναπτύχθηκε στον διφασικό χάλυβα οπλισμού μετά από διάβρωση.

Κεφάλαιο 6

Σχήμα 6.1 a) Ανίχνευση ιόντων χλωρίου στο εσωτερικό του υλικού προδιαβρωμένου δοκιμίου και b) Περιοχές με εγκλείσματα MnS και FeS.

Σχήμα 6.2 MnS περιοχές πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας του δοκιμίου.

Σχήμα 6.3 Άποψη της επιφάνειας θραύσης υπό την παρουσία ενώσεων MnS (γκρι χρώμα). Η υποδόρια υποβάθμιση του υλικού ενισχύθηκε από την παρουσία σουλφιδίων.

Σχήμα 6.4 Άποψη επιφανειακής φθοράς δοκιμίου έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση όπου είναι εμφανής η συνύπαρξη εσωτερικής βλάβης (MnS) και εξωτερικής (Pit).

Σχήμα 6.5 a) Επιφάνεια θραύσης δοκιμίου έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση, με την παρουσία εγκλεισμάτων σουλφιδίων και κενών b) Επιφάνεια θραύσης με ρωγμή η οποία προήλθε από ισχυρές εσωτερικές ρήξεις στην δομή του υλικού.

Κεφάλαιο 7

Σχήμα 7.1 Ομαδοποιημένα δοκίμια με διαφορετικά ελεύθερα μήκη ελέγχου (6Φ,8Φ).

Σχήμα 7.2 Λυγισμικά φαινόμενα κατά την ανακυκλιζόμενη φόρτιση a) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 8Φ ελεύθερο μήκος, παραμόρφωση ε=±2,5% και ε=±4%. b) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 6Φ ελεύθερο μήκος με παραμόρφωση ε=±2,5% και ε=±4%.

Σχήμα 7.3 Λυγισμικά φαινόμενα κατά την ανακυκλιζόμενη φόρτιση a) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 8Φ ελεύθερο μήκος (μπλε γραμμή) και 6Φ (κόκκινη γραμμή) για παραμόρφωση ε=±2,5% b) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 8Φ ελεύθερο μήκος (μπλε γραμμή) και 6Φ (κόκκινη γραμμή) για παραμόρφωση ε=±4%.

Σχήμα 7.6.1 Άποψη επιφάνειας θραύσης ράβδου αναφοράς B500_B, Φ12 έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50%, και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. a) Έναρξη ρωγμής στη θέση της νεύρωσης. b) Επιφάνεια θραύσης.

Σχήμα 7.6.2 a) Άποψη επιφάνειας θραύσης ράβδου αναφοράς B500_B, Φ12 έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50% και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού.

b) Λεπτομέρεια εσωτερικής ρηγμάτωσης με κατεύθυνση προς την εξωτερική επιφάνεια.

Σχήμα 7.6.3 Άποψη επιφάνειας θραύσης προδιαβρωμένης ράβδου B500_B, Φ12, (45 ημέρες) έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50% και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. (a) Διάσπαρτες οπές και εγκλείσματα, (b) Επιπτώσεις της μεγέθυνσης σουλφιδίων και της παρουσίας (Si, Fe).

Σχήμα 7.6.4 Άποψη επιφάνειας θραύσης προδιαβρωμένης ράβδου B500_B, Φ12, (90 ημέρες) έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50% και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. Ρωγμή (a) αναπτύσσεται πλησίον της περιμέτρου (b) άλλες ρωγμές που έχουν έναρξη από την περίμετρο (εξωτερική επιφάνεια).

Κεφάλαιο 8

Σχήμα 8.1 Καμπύλες τάσης-παραμόρφωσης των δοκιμίων χάλυβα με νευρώσεις.

Σχήμα 8.2 Διάρκεια ζωής σε κόπωση, σε ράβδο χάλυβα με νευρώσεις.

Σχήμα 8.3 Πρόβλεψη διάρκειας ζωής σε κόπωση, σε ράβδο χάλυβα δίχως νευρώσεις.

Σχήμα 8.4 Πρόβλεψη της απώλειας αντοχής των ράβδων χάλυβα με νευρώσεις.

Σχήμα 8.5 Πρόβλεψη της απώλειας αντοχής των ράβδων χάλυβα δίχως νερώσεις.

ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΠΙΝΑΚΩΝ

Κεφάλαιο 2

Πίνακας 2.1 Απαιτήσεις προδιαγραφής UNIEN 1992-1-1:2005.

Πίνακας 2.2 Κατηγορίες έκθεσης σύμφωνα με το πρότυπο ΕΝ 206.

Κεφάλαιο 4

Πίνακας 4.1 Χημική σύσταση χαλύβων BSt420 και B500_c.

Πίνακας 4.2 Απώλεια μάζας των τεχνητά διαβρωμένων χαλύβων.

Πίνακας 4.3 Ιδιότητες αντοχής, (R_P-R_m), χαλύβων μετά από διαφορετικά επίπεδα έκθεσης.

Κεφάλαιο 5

Πίνακας 5.1 Τα ελάχιστα όρια των μηχανικών χαρακτηριστικών για χάλυβες Μέσης και Υψηλής ολκιμότητας σύμφωνα με EC2 (Steel Classes).

Πίνακας 5.2 Μέτρηση επιμέρους διατομών δειγμάτων αναφοράς των Φ16 Tempcore χαλύβων.

Πίνακας 5.3 Γεωμετρικά χαρακτηριστικά βελονισμών σε δοκίμια B400_c, έπειτα από διάφορους χρόνους έκθεσης.

Πίνακας 5.4 Μηχανικές ιδιότητες των προδιαβρωμένων δοκιμίων (ανά κατηγορία).

Πίνακας 5.5.1 Επιφανειακές ρωγμές κατά μήκος των δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος έπειτα από 90 μέρες στη διάβρωση.

Πίνακας 5.5.2 Διακύμανση του συντελεστή διάχυσης στο ρηγματωμένο σκυρόδεμα.

Πίνακας 5.7.1 Η μέση τιμή της απώλειας μάζας των γυμνών και των εγκιβωτισμένων δοκιμίων (κατά ομάδες) με τον χρόνο έκθεσής τους.

Πίνακας 5.7.3.1 Αποτελέσματα Μηχανικών Ιδιοτήτων "γυμνών" και "εγκιβωτισμένων" δοκιμίων για διαφορετικούς χρόνους έκθεσης στην διάβρωση. (Οι αριθμοί με κόκκινο χρώμα αντιστοιχούν σε μηχανικές επιδόσεις κάτω από τα κατώτατα όρια του EC2).

Κεφάλαιο 6

Πίνακας 6.1 Αριθμός μηχανικών δοκιμών σε ολιγοκυκλική κόπωση των τριών κατηγοριών χάλυβα.

Πίνακας 6.2 (a). Χαρακτηριστικές τιμές (όρια) των χαλύβων αναφοράς.

Πίνακας 6.2 (b). Μηχανικά χαρακτηριστικά των χαλύβων που ελέγχθηκαν: B400_c, B450_c και B500_B.

Πίνακας 6.3 Αποτελέσματα μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης στα δοκίμια αναφοράς και στα διαβρωμένα δοκίμια τριών διαφορετικών τύπων χάλυβα, Φ16.

Κεφάλαιο 7

Πίνακας 7.1 Χαρακτηριστικά όρια μηχανικών ιδιοτήτων χάλυβα B500_A και B500_B σύμφωνα με τον EC2.

Πίνακας 7.2 Αποτελέσματα απωλειών μάζας και μηχανικών ιδιοτήτων χαλύβων (B500_A και B500_B) δοκιμίων αναφοράς και προδιαβρωμένων δοκιμίων.

Πίνακας 7.3 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του μη διαβρωμένου χάλυβα Φ12, B500_B.

Πίνακας 7.4 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, B500_Bέπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση.

Πίνακας 7.5 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, B500_Bέπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση.

Πίνακας 7.6 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του μη διαβρωμένου χάλυβα Φ12, B500_A.

Πίνακας 7.7 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, B500_Aέπειτα από 45 ημέρες στη διάβρωση.

Πίνακας 7.8 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, B500_Aέπειτα από 90 ημέρες στη διάβρωση.

Κεφάλαιο 8

Πίνακας 8.1 Χημική σύσταση του \$400.

Πίνακας 8.2 Μηχανικές ιδιότητες του \$400 (πριν και μετά από διάβρωση).

Πίνακας 8.3 Αποτελέσματα μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης του χάλυβα S400 με νευρώσεις και δίχως νευρώσεις.

Πίνακας 8.4 Συντελεστές διάρκειας ζωής του υλικού S400 (με και δίχως νευρώσεις) σε κόπωση για διάφορους χρόνους έκθεσης στην διάβρωση.

Πίνακας 8.5 Υπολογισμοί των συντελεστών $ε_d$ και α.

ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΣΥΜΒΟΛΩΝ

- XS₃: Κατηγορία έκθεσης 3. Συνθήκες έκθεσης περιβάλλοντος XS₃ (σύμφωνα με EN206). Διάβρωση προκαλούμενη από χλωριόντα θαλασσινού νερού.
- pH: Potential of hydrogen, συγκέντρωσης των ιόντων υδρογόνου [κατιόντων υδροξωνίου (H₃O⁺)] σε ένα υδατικό διάλυμα.
- Φ: διατομή χάλυβα οπλισμού, π.χ. Φ8 είναι η ράβδος χάλυβα οπλισμού με διάμετρο 8mm.
- Mn: Μαγγάνιο
- FeS: Θειούχος σίδηρος
- Τσιμέντο τύπου CEM IV. Ποζολανικό Τσιμέντο
- D_m: Συντελεστής διάχυσης στο σκυρόδεμα
- f(w): Συντελεστής εύρους ρωγμής
- w: Εύρος ρωγμής
- CaCl₂: Χλωριούχο ασβέστιο
- CO₂: Διοξείδιο του άνθρακα
- ε: Παραμόρφωση
- fsr: Συντελεστής απώλειας αντοχής ανά κύκλο
- e_{pl}: Εύρος πλαστικής παραμόρφωσης
- U (energy density): Πυκνότητα ενέργειας

ΚΑΤΑΛΟΓΟΣ ΣΥΝΤΟΜΟΓΡΑΦΙΩΝ

- EC2: Ευρωκώδικας 2
- EC8 part3: Ευρωκώδικας 8, παράρτημα 3
- SEM (Scanning Electron Microscope): ηλεκτρονικό μικροσκόπιο σάρωσης
- EDX (Energy Dispersive X-ray spectroscopy): Φασματοσκοπική ενεργειακή διασπορά ακτίνων X
- LCF (Low Cycle Fatigue): Ολιγοκυκλική κόπωση
- m: μέτρο, μονάδα μέτρησης μήκους
- ASTM American Society for Testing and Material (Αμερικανική Εταιρεία Δοκιμών και Υλικών)
- R_p: Όριο διαρροής
- R_m: Όριο αντοχής
- Αgt: Παραμόρφωση στη μέγιστη αντοχή
- R_p/R_m: Λόγος ενδοτράχυνσης
- ISO (International Organization for Standardization): Διεθνής Οργανισμός Τυποποίησης
- ΕΛΟΤ: Ελληνικός Οργανισμός Τυποποίησης (Πρότυπα)
- DIN (Deutsches Institut für Normung): Γερμανικό Ινστιτούτο Τυποποίησης
- RC: Οπλισμένο σκυρόδεμα
- D(w): Συντελεστής διάχυσης χλωριόντων στο σκυρόδεμα παρουσία επιφανειακών ρωγμών
- LCF tests (Low Cycle Fatigue tests): Δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης
- Pa (Pascal): Μονάδα μέτρησης
- RC structures (Reinforced concrete structures): Κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος
- (W/C) (N/T): Λόγος νερού/τσιμέντου

Κεφάλαιο 1

1. Εισαγωγή - Τεχνολογικό πρόβλημα

Θέματα υποβάθμισης της ανθεκτικότητας των κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα, απασχολούν πλέον όλο και περισσότερο τις κοινωνίες. Τα φαινόμενα της υποβάθμισης των κατασκευών, εκδηλώνονται με τα γνωστά εξωτερικά γνωρίσματα τους, όπως είναι: η αλλαγή της όψης της ελεύθερης επιφάνειας του σκυροδέματος, οι εκδηλούμενες κηλίδες σκουριάς καθώς και ποικίλες επιφανειακές ρηγματώσεις του σκυροδέματος. Παράλληλα με τα εξωτερικά φαινόμενα όμως λαμβάνουν χώρα και άλλα εσωτερικά φαινόμενα, μη ορατά, όπως είναι: η απώλεια της συνάφειας του σκυροδέματος – χάλυβα, η απομείωση της διατομής και η πτώση των μηχανικών ιδιοτήτων του χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος. Πέραν της κακής αισθητικά εικόνας των δομών με μειωμένη ανθεκτικότητα, η διάσταση του πραγματικού τεχνολογικού προβλήματος είναι ιδιαίτερα σημαντική καθώς η υποβάθμιση αυτή, συνδέεται σοβαρά με θέματα επιτελεστικότητας και κυρίως ασφάλειας των κατασκευών. Η υποβάθμιση της ανθεκτικότητας των κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα που πραγματοποιείται σταδιακά με τον χρόνο, έχει ως άμεση συνέπεια την διάβρωση του χάλυβα οπλισμού. Παρότι όμως η υποβάθμιση της ανθεκτικότητας και η διάβρωση του σιδηροοπλισμού είναι φαινόμενα αλληλένδετα, παράλληλα και χρονικά εξαρτημένα, εν τούτοις, δεν περιλαμβάνονται, ούτε ποσοτικοποιούνται στο κανονιστικό κείμενο του κανονισμού επεμβάσεων (ΚΑΝΕΠΕ).

1.1 Σκοπός της Διατριβής

Από την βιβλιογραφική αναζήτηση, προέκυψε ότι η σημασία και η αναγκαιότητα εκπόνησης της παρούσας μελέτης έγκειται στο γεγονός ότι οι επιπτώσεις της διάβρωσης στην μηχανική αντοχή του χάλυβα, δεν έχουν διερευνηθεί επαρκώς αφού ως γνωστόν μόλις την τελευταία δεκαετία άρχισε να δίνεται η απαραίτητη έμφαση. Οι επιπτώσεις της διάβρωσης του χάλυβα έχουν ιδιαίτερη σημασία στην δομική τρωτότητα όλων των υφιστάμενων κατασκευών ακόμη και των κατασκευών "Υψηλής Σπουδαιότητας" (ΕΚΩΣ η ΕΑΚ 2000) όπως είναι οι Γέφυρες, τα Νοσοκομεία, οι χώροι συνάθροισης κοινού, τα Σχολεία και άλλα. Η "αργοπορία" της επιστημονικής κοινότητας να ανταποκριθεί νωρίτερα, συνδέεται ίσως και με το γεγονός του

εφησυχασμού που παρείχαν προηγούμενα κανονιστικά κείμενα. Δεν είναι τυχαίο εξ άλλου ότι η έμφαση σε ζητήματα ανθεκτικότητας και κυρίως της μηχανικής απόδοσης του χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος τελευταίως, συμπίπτει περίπου με την υιοθέτηση των νέων κανονισμών-αντισεισμικών κωδίκων (EC2 και EC8-part3), βασισμένων στην εμπειρία πρόσφατων μεγάλων καταστροφικών σεισμών και με τη χρήση χαλύβων υψηλής αντοχής και ολκιμότητας.

Η παρούσα διατριβή, πραγματεύεται τις συνέπειες της μειωμένης ανθεκτικότητας του οπλισμένου σκυροδέματος μέσω μετρήσεων: των επιφανειακών ρηγματώσεων και του βάθους ενανθράκωσης του σκυροδέματος, του ημιδυναμικού διάβρωσης, της απώλειας μάζας του χάλυβα καθώς και των μηχανικών ιδιοτήτων διαβρωμένων χαλύβων, της μηχανικής απόκρισης του σιδηροοπλισμού στους χάλυβες μέσης ολκιμότητας (χάλυβες κατηγορίας B) και κυρίως στους χάλυβες υψηλής αντοχής και ολκιμότητας (χάλυβες κατηγορίας C) που σήμερα χρησιμοποιούνται ευρέως στις χώρες της Ευρωπαϊκής Ένωσης. Παράλληλα, πραγματοποιήθηκε μελέτη και πρόβλεψη της συμπεριφοράς των χαλύβων BStIII (δηλαδή του S400) υφισταμένων κατασκευών, σε συνθήκες σεισμού.

Σκοπός της παρούσας διατριβής είναι η διερεύνηση και η μελέτη της επίδρασης του περιβάλλοντος (EN2O6, συνθήκες έκθεσης XS₁ και XS₃) στην ανθεκτικότητα των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος και κυρίως η επίδραση της διάβρωσης στις μηχανικές ιδιότητες του χάλυβα.

Τα πρώτα μόλις αποτελέσματα της παρούσας διατριβής, σε συνδυασμό με την ήδη υπάρχουσα γνώση, συνετέλεσαν στην κατανόηση του προβλήματος, στον προγραμματισμό της μεθοδολογίας της έρευνας, στην ανάπτυξη και στην ολοκλήρωση της. Στόχος της παρούσας, είναι τα αποτελέσματα να μπορέσουν να αποτελέσουν χρήσιμο εργαλείο για τους ισχύοντες Κανονισμούς επέμβασης υφισταμένων δομών ως προς την προσέγγιση των χαρακτηριστικών και την μεταβολή της μηχανικής απόδοσης των χαλύβων στη διάρκεια της ζωής των κατασκευών αυτών.

1.2 Μέθοδος Ανάλυσης και Έρευνας

Η μεθοδολογία της ανάλυσης και της ερευνητικής πορείας της παρούσας διατριβής, βασίστηκε στην εργαστηριακή προσομοίωση της βλάβης διάβρωσης του παράκτιου περιβάλλοντος (δράση ιόντων χλωρίου), τόσο στον "γυμνό" χάλυβα, όσο και στον "εγκιβωτισμένο" στο σκυρόδεμα χάλυβα.

Παράλληλα, πραγματοποιήθηκαν μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού και μηχανικές δοκιμές σεισμικής φόρτισης διαφόρων κατηγοριών χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος που προσομοιώθηκαν ως μηχανικές δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης (ελεγχόμενης παραμόρφωσης).

Για την ανάλυση και τη μελέτη των αποτελεσμάτων των μηχανικών δοκιμών, διενεργήθηκαν μετρήσεις εξέτασης της γεωμετρίας των βελονισμών και στις δύο κατηγορίες διαβρωμένου χάλυβα (εντός και εκτός σκυροδέματος), με λήψεις εικόνων SEM και EDX σε σειρές διαβρωμένων δοκιμίων/ δοκιμίων αναφοράς (reference specimens) και επιφανειών θραύσης του χάλυβα καθώς και της διεπιφάνειας Χάλυβα – Σκυροδέματος. Άλλη σημαντική παράμετρος που εξετάστηκε είναι η διερεύνηση ύπαρξης (πχ σουλφιδίων) εσωτερικών ατελειών στο χάλυβα πριν και μετά την διάβρωση. Για το λόγο αυτό, πραγματοποιήθηκε χαρτογράφηση του αριθμού και της θέσης των σουλφιδίων εντός της διατομής των χαλύβων (διφασικού και μονοφασικού χάλυβα).

Παρότι στην διεθνή βιβλιογραφία μέχρι σήμερα, συχνές αναφορές αναλώνονται κυρίως σε χαρακτηριστικά υποβάθμισης των μηχανικών ιδιοτήτων αντοχής και ολκιμότητας του χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος λόγω διάβρωσης στην παρούσα διατριβή, πραγματοποιήθηκε διερεύνηση και αναφορά στη συνέργεια της επιφανειακής βλάβης διάβρωσης με βελονισμούς και της εσωτερικής βλάβης του υλικού του χάλυβα (λόγω ύπαρξης και ανάπτυξης σουλφιδίων, MnS και FeS).

19

Επιγραμματικά, η μεθοδολογία που ακολουθήθηκε, βασίστηκε στα αποτελέσματα εκτενούς πειραματικού προγράμματος που περιελάμβανε:

- Πρόγραμμα πειραματικών δοκιμών προσομοίωσης του παράκτιου περιβάλλοντος μέσω εργαστηριακής τεχνητής διάβρωσης αλατονέφωσης και εφαρμογή σε χάλυβες διαφόρων κατηγοριών.
- Παρασκευή δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος, επιβολή διάβρωσης μέσω εργαστηριακής επιταχυνόμενης διάβρωσης αλατονέφωσης των δοκιμίων και ενόργανες μετρήσεις ελέγχου των χαρακτηριστικών διάβρωσης (μέτρηση ημιδυναμικού, απώλεια μάζας, μετρήσεις ρωγμών κατά μήκος δοκιμίων, βάθος και επιφάνεια βελονισμών, μεταλλογραφικές αναλύσεις).
- Πρόγραμμα χαρακτηρισμού της βλάβης διάβρωσης των χαλύβων ("γυμνών" και "εγκιβωτισμένων") σε σχέση με τον χρόνο έκθεσής τους.
- Πρόγραμμα μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού και ολιγοκυκλικής κόπωσης LCF (σεισμικές φορτίσεις).
- Πρόγραμμα ανάλυσης SEM και EDX σε διαβρωμένα δοκίμια χάλυβα, ποσοτικοποίηση και αναγνώριση της βλάβης καθώς και αναγνώριση των μηχανισμών βλάβης.
- Πρόβλεψη της επίδρασης της διάβρωση στη σεισμική συμπεριφορά χαλύβων
 υφισταμένων κατασκευών προηγούμενης γενιάς- BStIII (S420).

Κεφάλαιο 2

2. Θεωρητικό υπόβαθρο

2.1 Βιβλιογραφική Ανασκόπηση

Τα φαινόμενα υποβάθμισης της ανθεκτικότητας των κατασκευών αποτελούν σημαντικό λόγο "πρόωρης" γήρανσης, μείωσης της ωφέλιμης διάρκειας ζωής τους και έχουν ως συνέπεια την διάβρωση των ράβδων χάλυβα οπλισμού. Το γεγονός αυτό, προκαλεί δικαιολογημένη ανησυχία στις κοινωνίες στις οποίες υπάρχει υψηλό επίπεδο σεισμικότητας, όπως για παράδειγμα η "λεκάνη" χωρών της Μεσογείου. Μεγάλο δε μέρος των δομών στις περιοχές αυτές, είναι ιδιαίτερα εκτεθειμένο στις θαλάσσιες συνθήκες.

Στις μέρες μας, κάποιοι ισχυροί σεισμοί, είχαν ως αποτέλεσμα πολλά ανθρώπινα θύματα και τεράστιο οικονομικό αντίκτυπο. Με βάση το γεγονός αυτό, ήδη η επιστημονική κοινότητα έστρεψε με ιδιαίτερη προσοχή το ενδιαφέρον της στην πρόνοια για εξασφάλιση αντισεισμικών κατασκευών. Σημαντικός παράγοντας του περίπλοκου ζητήματος της αντισεισμικής θωράκισης και προστασίας των κατασκευών ήταν η πρόταση παραγωγής χαλύβων σιδηρού οπλισμού ανθεκτικών στη διάβρωση με ικανή μηχανική απόδοση. Αποτέλεσμα του προβληματισμού αυτού ήταν να δοθεί μεγάλη προσοχή στη συστηματική μελέτη της μηχανικής αναβάθμισης των ράβδων οπλισμού. Για την αντιμετώπιση αυτής της πρόκλησης, πριν 15 χρόνια περίπου, στην Ευρωπαϊκή Ένωση, εισήχθη μία πιο οικονομική διαδικασία παραγωγής, η οποία είναι γνωστή ως "quenched and self-tempered", όπως για παράδειγμα η παραγωγή χαλύβων υψηλής ολκιμότητας όπως ο B400_c, B450_c, B500_c. Με βάση την διαδικασία παραγωγής "quenched and self-tempered", όπως για παράδειγμα η παραγωγή χαλύβων υψηλής ολαιμότητας όπως ο B400_c, B450_c, B500_c. Με βάση την διαδικασία παραγωγής "quenched and self-tempered", όπως για παράδειγμα η παραγωγή χαλύβων υψηλής ολαιμότητας όπως ο B400_c, B450_c, B500_c. Με βάση την διαδικασία παραγωγής

Η αντισεισμική επάρκεια των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος (σε μεγάλο βαθμό), εξαρτάται από τη συνάφεια μεταξύ του χάλυβα οπλισμού και του σκυροδέματος. Πολλές μελέτες έχουν δείξει όμως, ότι η διάβρωση του χάλυβα, μειώνει σοβαρά την δύναμη του δεσμού συνάφειας μεταξύ των ράβδων χάλυβα και σκυροδέματος. Είναι γνωστό ότι ο εγκιβωτισμένος στο σκυρόδεμα χάλυβας (carbon steel bar), παραμένει παθητικός έναντι της διάβρωσης με τον σχηματισμό ενός λεπτού στρώματος υδροξειδίων που προέρχονται από το σκυρόδεμα (αλκαλικότητα). Η παρουσία όμως επιθετικών ιόντων χλωρίου (στην διεπιφάνεια) στο επιφανειακό παθητικό φιλμ του χάλυβα οπλισμού, έχει ως αποτέλεσμα την έναρξη διάβρωσης και ακολούθως την αύξηση του ρυθμού διάβρωσης[ref 2.1]. Ταυτόχρονα όμως, η συνεχής αύξηση των εκπομπών του CO2 στην ατμόσφαιρα που αντιδρά με τις αλκαλικές ενώσεις του σκυροδέματος έχει ως αποτέλεσμα, τη μείωση του pH και την επακόλουθη απώλεια της παθητικότητας του χάλυβα οπλισμού [ref 2.2], [ref 2.3]. Το πορώδες και η ύπαρξη αρχικών ρωγμών στο σκυρόδεμα αποτελούν σημαντικούς αρνητικούς παράγοντες για την ποιότητα του σκυροδέματος, καθώς οξύνουν τα φαινόμενα διάβρωσης του σιδηροοπλισμού [ref 2.4, 2.5, 2.6, 2.7]. Οι παράγοντες δε αυτοί μπορεί να ελεγχθούν μέσω ειδικών παραμέτρων που σχετίζονται με τη σύνθεση και τη συντήρησή του σκυροδέματος [ref 2.8, 2.9, 2.10]. Ωστόσο, παρά το γεγονός ότι το πρότυπο EN 1504 [ref 2.11] ισχύει σε όλες τις χώρες της Ευρωπαϊκής Ένωσης και παρέχει σημαντικά βήματα-δράσεις για την αποκατάσταση και την ενίσχυση των κατασκευών, οι κοινωνίες ακόμη δεν έδωσαν την δέουσα προσοχή κυρίως λόγω ελλιπούς ενημέρωσης και δευτερευόντως λόγω της οικονομικής δυσπραγίας.

Σήμερα, η παρακολούθηση και η εκτίμηση της διαβρωτικής δράσης στο οπλισμένο σκυρόδεμα κατασκευών σε βάθος χρόνου, πραγματοποιείται μέσω Μη Καταστροφικών Μεθόδων. Παρότι όμως οι μέθοδοι αυτές χρησιμοποιούνται όλο και ευρύτερα , εξακολουθούν ωστόσο να βρίσκονται ακόμη σε φάση ανάπτυξης αφού η ορθή ερμηνεία των μετρήσεων προϋποθέτει εμβάθυνση, εμπειρία, εξειδίκευση και επαρκή τεχνογνωσία γύρω από τον ΕΝ 1504 [ref 2.11]. Η συνήθης εφαρμογή των ενόργανων επιθεωρήσεων με Μη Καταστροφικές Μεθόδους (non-destructive methods), αδυνατεί να ανιχνεύσει τις τοπικού χαρακτήρα βλάβες στον χάλυβα όπως είναι το pit corrosion με τις επικίνδυνες συνέπειες στην δομική ακεραιότητα των κατασκευών. Το φαινόμενο της τοπικής διάβρωσης αποτελεί συνήθη κατάσταση βλάβης στον χάλυβα γεφυρών περιοχών με ορεινά κλιματολογικά δεδομένα, στις παράκτιες περιοχές και σε περιοχές της χημικής βιομηχανίας. Μέχρι σήμερα, έχουν γίνει πολλές προσπάθειες παρακολούθησης και κατανόησης της έναρξης των βελονισμών στο χάλυβα σε χλωριούχα διαλύματα [ref 2.12, 2.13, 2.14]. Παρόλα αυτά,

περιορισμένο είναι το έργο που απαντάται σχετικά με την επίδραση της διάβρωσης στον γυμνό ή και στον εγκιβωτισμένο χάλυβα ή και σε θέματα έρευνας γύρω από τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των βελονισμών καθώς επίσης και των μηχανικών χαρακτηριστικών των χαλύβων αυτών. Η μελέτη του [ref 2.15] παρουσιάζει μια ενδιαφέρουσα έρευνα της διάβρωσης και της δομικής αξιοπιστίας των δομών RC με πειραματικά δεδομένα και ανάλυση. Παρόμοια αποτελέσματα παρουσιάζονται στην εργασία [ref 2.16].

Οι επιπτώσεις της διάβρωσης στην ωφέλιμη διάρκεια ζωής των κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα, προσέδωσε ώθηση ανάπτυξης διαφόρων ερευνητικών προγραμμάτων για την περιγραφή των ηλεκτροχημικών διεργασιών στο χάλυβα οπλισμού, την προσομοίωση των συνθηκών διάβρωσης, τις συνέπειες στα μηχανικά χαρακτηριστικά και τα μέσα παρακολούθησης της εξέλιξης του φαινομένου [ref 2.17, 2.18, 2.19, 2.20, 2.21]. Επιστημονικές μελέτες σε κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος που εκτίθενται σε φυσικό περιβάλλον είναι ιδιαίτερα σπάνιες. Οι περισσότερες της κατηγορίας αυτής περιορίζονται σε μεμονωμένα δομικά στοιχεία που εκτίθενται σε τεχνητή εργαστηριακή διάβρωση και απλή μηχανική καταπόνηση αφού με αυτό τον τρόπο βελτιώνεται η κατανόηση των μηχανισμών διάβρωσης και θεμελιώνεται η γνώση. Σχετικά πρόσφατες μελέτες, κατέδειξαν ότι ο χάλυβας κάτω από εργαστηριακή διάβρωση παράκτιου περιβάλλοντος (δοκιμές διάβρωσης αλατονέφωσης) ενώ υπόκεινται απώλεια ιδιοτήτων αντοχής ανάλογη της απώλειας μάζας τους, εντούτοις καταγράφουν δραματική μείωση των ιδιοτήτων ολκιμότητας τους [ref 2.22, 2.23, 2.24, 2.25, 2.26, 2.27].

Επίσης, είναι γνωστό και κοινά αποδεκτό ότι η διάβρωση του χάλυβα επιφέρει απώλεια μάζας που εκδηλώνεται με παραγωγή οξειδίων του σιδήρου τα οποία καταλαμβάνουν όγκο πολλαπλάσιο του απολεσθέντος (λόγω διάβρωσης) υλικού. Συνέπεια δε αυτού του φαινομένου, είναι η εκτίναξη της επικάλυψης του σκυροδέματος και η πτώση των ιδιοτήτων αντοχής του χάλυβα δηλαδή της αντοχής του σε διαρροή (yield stress) (R_p), της μέγιστης αντοχής (maximum strength) (R_m) καθώς και η δραματική πτώση των ιδιοτήτων ολκιμότητας δηλαδή του ορίου ομοιόμορφης παραμόρφωσης (A_{gt}) και της ενέργειας παραμόρφωσης (Πυκνότητα ενέργειας, U – energy density). Τα μηχανικά χαρακτηριστικά που θέτουν οι κανονισμοί ως όρια, τίθενται με κύριο στόχο την εξασφάλιση πλάστιμης συμπεριφοράς, της επιθυμητής αντοχής σχεδιασμού των κατασκευών, την αποφυγή καταστάσεων ψαθυρής αστοχίας και την ανεπιθύμητη εμφάνιση "πρόωρου" διατμητικού μηχανισμού αστοχίας. Εν προκειμένω, τα Ευρωπαϊκά πρότυπα επιβάλουν χρήση χαλύβων οπλισμού, με συγκεκριμένα μηχανικά χαρακτηριστικά αντοχής, ολκιμότητας και ενδοτράχυνσης (R_m/R_p). Το παράρτημα ANNEX C του Ευρωκώδικα 2 (UNIEN 1992-1-1:2005), ορίζει τρεις κατηγορίες ολκιμότητας χάλυβα οπλισμού: "Α", "Β" και "C". Η κατηγοριοποίηση αυτή ορίζει την τιμή της παραμόρφωσης (Agt) στο μέγιστο φορτίο, μεγαλύτερη ή ίση με 2.5%, 5.0% και 7.5% και το λόγο ενδοτράχυνσης (R_m/R_p) μεγαλύτερο από 1.05, 1.08, και μεταξύ 1.15 και 1.35 αντίστοιχα, (Πίνακας 2.1). Ο Ευρωκώδικας 8 με περισσότερες προδιαγραφές προσδιορισμού της πλαστιμότητας των δομών οπλισμένου σκυροδέματος εισάγει τα σχετικά διακριτικά: High Ductility Class (HDC) ή Medium/Low Ductility Class (MDC/LDC). Στις έντονα σεισμογόνους περιοχές ή στις μηχανικά κρίσιμες περιοχές των στατικών φορέων των κατασκευών κατηγορίας πλαστιμότητας HDC, επιβάλλεται η χρήση ράβδων χάλυβα που ανήκουν στην κατηγορία "C". Ο Ευρωκώδικας 8, "απαγορεύει" τη χρήση χαλύβων κατηγορίας "Α" στον αντισεισμικό σχεδιασμό κατασκευών.

| Κατηγορία ολκιμότητας | Α | В | С |
|--|-------------|-------|--------------------|
| Χαρακτηριστική αντοχή σε διαρροή (MPa) | 400 έως 600 | | |
| Λόγος Ενδοτράχυνσης (Rm/Rc) | ≥1.05 | ≥1.08 | ≥1.15 έως ≤1.35 |
| Παραμόρφωση στο μέγιστο φορτίο (%) | ≥2.5 | ≥5.0 | ≥7.5 |

Στις μέρες μας, ο διφασικός χάλυβα τύπου Tempcore B500_A, B500_B και B500c είναι ευρέως διαδεδομένος σε ολόκληρη την Ευρώπη ικανοποιώντας τις μηχανικές απαιτήσεις του **Πίνακα 2.1** [ref 2.28, 2.29].

Τα αποτελέσματα της σεισμικής δράσης (σεισμικά φορτία) είναι γνωστό ότι δρουν στα φέροντα στοιχεία των κατασκευών, με τη μορφή ανακυκλήσεων μεγάλου εύρους παραμόρφωσης, οι οποίες προσομοιώθηκαν με την φόρτιση μονοαξονικής ολιγοκυκλικής κόπωσης (LCF). Έρευνα η οποία έγινε στον καταστροφικό σεισμό στο Tang Shan της Κίνας, επιβεβαίωσε ότι ο τρόπος αστοχίας του χάλυβα οπλισμού ήταν αντίστοιχος κυκλικής φόρτισης ολιγοκυκλικής κόπωσης (LCF) [ref 2.30].

Στους ισχύοντες κανονισμούς σχεδιασμού, αν και χρησιμοποιείται συχνά ένας συντελεστής πλαστιμότητας/μετατόπισης, ωστόσο, το μέγεθος αυτό απέχει από το να αιτιολογήσει αξιόπιστα την συσσώρευση βλάβης στις κατασκευές λόγω σεισμού. Σημαντικός λόγος της άστοχης πρόβλεψης των συνεπειών του σεισμού είναι η παραδοχή ότι η βλάβη (λαμβάνει χώρα) επέρχεται λόγω, μόνον, της μέγιστης επιβαλλόμενης παραμόρφωσης και είναι ανεξάρτητη της απόκρισης και του αριθμού των ανελαστικών κύκλων φόρτισης. Στην πραγματικότητα όμως υπεύθυνες για την συσσώρευση βλάβης είναι ανεξαιρέτως όλες οι ανελαστικές ανακυκλίσεις καθώς συνιστούν μέρος της καταπόνησης και χρονοϊστορίας κάθε κατασκευής [ref 2.31].

Στη διάρκεια ισχυρών σεισμών, οι κατασκευές υποβάλλονται σε αριθμό ανελαστικών ανακυκλήσεων όπου συσσωρεύεται βλάβη που μπορεί να επηρεάσει σημαντικά τη συνολική μηχανική απόδοση του φορέα των δομών αυτών. Είναι σαφές επίσης ότι η αντιμετώπιση κάθε σεισμικής διέγερσης, δεν πρέπει αντιμετωπίζεται να ως ένα μεμονωμένο συμβάν. Н σεισμική φόρτιση αποτελεί (σε μεγάλο βαθμό) φαινόμενο, αντίστοιχο με τη φόρτιση ολιγοκυκλικής κόπωσης. Μέχρι σήμερα, αναλόγως της σημασίας του φαινομένου σχετικά λίγη προσοχή και περιορισμένης έκτασης έρευνα εκπονήθηκε για τον χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος ιδιαίτερα όταν τα φαινόμενα αυτά συνδυάζονται με αντίστοιχα φαινόμενα διάβρωσης [ref 2.32, 2.33, 2.34, 2.35, 2.36, 2.37].

Η ανάλυση της επίδρασης της ολιγοκυκλικής κόπωσης (LCF) στην μηχανική απόδοση του χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος εντάσσεται στο πλαίσιο της ευρύτερης σε παγκόσμια κλίμακα έρευνα περί της απαίτησης για όλκιμη συμπεριφορά των δομών

25

οπλισμένου σκυροδέματος και παραμένει, μέχρι σήμερα, ένα πεδίο δίχως αποτελέσματα [ref 2.38].

Αξιοσημείωτο είναι ότι τα ευρωπαϊκά πρότυπα (ΕΝ 10080: 2005) δεν περιλαμβάνουν διαδικασίες δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης (LCF tests) για τον χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος. Μέχρι σήμερα μόνο τα ισπανικά και πορτογαλικά πρότυπα περιγράφουν απαιτήσεις εκτέλεσης συμμετρικών κύκλων φόρτισης εφελκυσμού/θλίψης για τον έλεγχο των παραγόμενων χαλύβων οπλισμού. Το προσχέδιο του νέου ευρωπαϊκού προτύπου ενισχύσεων (prEN 10080: 2012) για την εκτέλεση των LCF δοκιμών [ref 2.39] δίνει μόνο μερικές γραμμές καθοδήγησης. Πολλές μελέτες (όπως οι εργασίες [ref 2.40, 2.41]) στην τρέχουσα βιβλιογραφία, αναφέρονται σε σημαντικά προβλήματα αντοχής στους χάλυβες οπλισμού, όπως για παράδειγμα η ταχεία μείωση των μηχανικών ιδιοτήτων τους, της διάρκειας ζωής τους και της ενέργειας παραμόρφωσής τους. Με βάση ανάλογα ερευνητικά αποτελέσματα εδράσθηκε η πρόταση και εν συνεχεία η εκπόνηση του ερευνητικού προγράμματος Rusteel Project [ref 2.42] καθώς επίσης και τα αποτελέσματα των εργασιών [ref 2.43, 2.44, 2.45].

Πιο πρόσφατα, στις εργασίες [ref 2.46, 2.47],διερευνήθηκε πειραματικά η επίδραση της διάβρωσης στην ανελαστική κάμψη και στη μη γραμμική κυκλική απόδοση των χαλύβων οπλισμού. Στις εργασίες [ref 2.48, 2.49] και [ref 2.50] μελετήθηκε η επίδραση της διάβρωσης στον ανελαστικό λυγισμό και την κυκλική απόδοση των ράβδων οπλισμού με βάση μια αναλυτική μη γραμμική ανάλυση μέσω πεπερασμένων στοιχείων. Τα αποτελέσματα των μελετών αυτών δείχνουν ότι, ο συνδυασμός της διάβρωσης και του ανελαστικού λυγισμού, έχουν σημαντικό αντίκτυπο στην πρόωρη αστοχία των ράβδων οπλισμού υπό κυκλική φόρτιση.

Στην Ελλάδα, από τις αρχές του 1960 έως τα τέλη της δεκαετίας του 1990, στις ενισχύσεις των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος χρησιμοποιήθηκε ο χάλυβας ποιότητας BStIII, (ΕΛΟΤ 959), ο οποίος είναι ισοδύναμος με το χάλυβα ποιότητας BSt420 σύμφωνα με το πρότυπο DIN 488. Παρά την αντικατάστασή του από ποιοτικά ανώτερες κατηγορίες χάλυβα οπλισμού (ως επί το πλείστον από BSt500_s και B500_c) από τα τέλη της δεκαετίας του 1990, ο χάλυβας BSt420 εξακολουθεί να υπάρχει στις

περισσότερες δομές οπλισμένου σκυροδέματος στην Ελλάδα. Κατά τη διάρκεια της μακροχρόνιας καταπόνησης στα φέροντα στοιχεία των κατασκευών αυτών, έχει συσσωρευτεί βλάβη που προκλήθηκε κυρίως από τη διάβρωση και τις κατά καιρούς σεισμικές καταπονήσεις, που έχει ως συνέπεια την μείωση της φέρουσας ικανότητας και της παραμένουσας αντοχής τους.

Ο σύγχρονος σχεδιασμός των κατασκευών (βασισμένος στις νέες απαιτήσεις και αρχές), υποχρέωσαν την Ευρωπαϊκή Ένωση να υιοθετήσει τους διφασικούς χάλυβες υψηλής αντοχής, όπως είναι ο S500₅ και στην συνέχεια ο B500_c. Η αναβαθμισμένη μηχανική απόδοση του υλικού του διφασικού χάλυβα που πλέον χρησιμοποιείται στις κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος, οφείλεται στον ιδανικό συνδυασμό της αντοχής του σε διαρροή (R_P) και του ορίου ομοιόμορφης παραμόρφωσής του (παραμόρφωση στο μέγιστο φορτίο, A_{gt}). Οι διφασικοί χάλυβες, διακρίνονται από έναν εξωτερικό πυρήνα υψηλής αντοχής (μαρτενσιτική φάση) και έναν μαλακότερο πυρήνα (φερριτο-περλιτική φάση). Ωστόσο, πέρα από αυτές τις δύο προφανείς μεταλλουργικές φάσεις, μεταξύ τους, αναπτύσσεται και μια μεταβατική ζώνη που είναι η φάση του μπαινίτη. Η μηχανική απόδοση των χαλύβων ποιότητας B500c προκύπτει από το συνδυασμό των μηλας ιδιοτήτων κάθε μίας από τις επιμέρους μεταλλουργικές φάσεις, όπου οι υψηλές ιδιότητες αντοχής πιστώνονται στην παρουσία της εξωτερικής μαρτενσιτικής ζώνης. Αντίστοιχα, η υψηλή ολκιμότητά τους, οφείλεται στην παρουσία του φερριτο-περλιτικού πυρήνα.

Είναι γνωστό επίσης ότι ο σίδηρος ως μετάλλευμα, περιέχει Fe₂O₃ και άλλα οξείδια του σιδήρου. Από την άποψη αυτή, ως διάβρωση, μπορεί να θεωρηθεί η διαδικασία επιστροφής των μετάλλων στη φυσική τους κατάσταση δηλαδή στα μεταλλεύματα από τα οποία ελήφθησαν αρχικά.

Η μηχανική συμπεριφορά του χάλυβα και κατ' επέκταση των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος επιδεινώνεται όταν αυτός διαβρώνεται. Αρχικά η διάβρωση μειώνει το εμβαδόν της διατομής της ράβδου οπλισμού οδηγώντας έτσι σε μείωση της φέρουσας ικανότητάς τους και της ολκιμότητάς τους. Πρόσθετα, η ογκομετρική διαστολή των προϊόντων διάβρωσης οδηγεί σε ρωγμές ή ακόμα και θρυμματισμό επικάλυψης του σκυροδέματος, γεγονός το οποίο επηρεάζει την δομική ακεραιότητα των στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος [ref 2.51]. Σημαντικό ρόλο για τη διάβρωση έχει η ύπαρξη ενώσεων σουλφιδίου που παράγεται κατά το στάδιο της παραγωγικής διαδικασίας του χάλυβα. Η ύπαρξη αυτών των μη μεταλλικών εγκλεισμάτων, προέρχεται κυρίως κατά την αποθείωση του χάλυβα αφενός και από την ύπαρξη Μαγγανίου (Mn) στους χάλυβες που στοχεύει στην διασφάλιση της συγκολλησιμότητας του χάλυβα [ref 2.52]. Άξιο μνείας είναι το γεγονός ότι τα MnS εγκλείσματα (σουλφίδια) έχουν ευεργετικό ρόλο στη διαδικασία της κατεργασίας, μειώνοντας ταυτόχρονα το κόστος παραγωγής [ref 2.53, 2.54]. Αντίθετα με αυτά η παρουσία των χημικών αυτών ενώσεων (MnS και FeS) ως συνιστώσες επιδρούν ποικιλοτρόπως στην μικροδομή του υλικού. Επίσης τα εγκλείσματα συνιστούν μικρά σημεία εγκοπών (αρχή ρωγμών) που είναι υπεύθυνα για την συγκέντρωση μηχανικών τάσεων. Η επίδραση των σουλφιδίων, ως σημεία συγκέντρωσης τάσεων και αρχής ρωγμών, εξαρτάται από το μέγεθος, τη θέση και το σχήμα τους, καθώς επίσης και από τον τρόπο που αυτά συνδέονται με γειτονικά τους κενά-εγκλείσματα [ref 2.54].

Σύμφωνα με την εργασία [ref 2.55], κατά τη διάρκεια των μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού, τα MnS εγκλείσματα οδηγούν σε πολλαπλασιασμό των εγκοπών-ρωγμών στην εξωτερική επιφάνεια του υλικού. Εκ του γεγονότος αυτού, η μαρτενσιτική ζώνη μετά την αστοχία της (δημιουργία εγκοπών) εμφανίζει ημι-όλκιμη συμπεριφορά. Η συγκέντρωση και συνένωση των MnS εγκλεισμάτων/ μικρο-ρωγμές που εμφανίζονται στην ζώνη της διεπιφάνειας μαρτενσίτη/μπαινίτη συχνά είναι υπεύθυνη για την τοπική αποκόλληση.

Από την ανασκόπηση της διεθνούς βιβλιογραφίας, προέκυψαν σημαντικά ευρήματα ενώ παράλληλα καταδείχθηκε η ανάγκη εκπόνησης της παρούσας διατριβής με έμφαση στην μηχανική απόδοση του χάλυβα οπλισμού λόγω της μειωμένης ανθεκτικότητας του σκυροδέματος. Παρότι μέχρι σήμερα έχει συγγραφεί μεγάλος αριθμός άρθρων, reports και βιβλίων γύρω από την Μελέτη της Ανθεκτικότητας και της Βιωσιμότητας των Δομών από Σκυρόδεμα, εντούτοις μέχρι σήμερα (ανισοβαρώς) ιδιαίτερα μεγάλη έμφαση έχει δοθεί στην εξέλιξη αυτών καθαυτών των φαινομένων της ανθεκτικότητας του οπλισμένου σκυροδέματος και λιγότερο στο περιβαλλοντικό αποτύπωμα της βλάβης στο χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος και συγκεκριμένα της μηχανικής του απόδοσης.

2.2 Η Ανθεκτικότητα

Με τον όρο ανθεκτικότητα του σκυροδέματος μιας κατασκευής, ορίζεται η δυνατότητα να διατηρεί την επιτελεστικότητά του (δηλαδή την αντοχή του και τη λειτουργικότητά του) στην κατασκευή για συγκεκριμένη χρονική διάρκεια. Πρόσθετα μπορεί να αναφερθεί ότι είναι η ικανότητα του υλικού να αντιστέκεται στην περιβαλλοντική φθορά δηλαδή στην βλάβη που προέρχεται από φυσικοχημικές δράσεις του περιβάλλοντος επί του σκυροδέματος. Σημαντικότερες αιτίες βλάβης του σκυροδέματος και συνεπώς μείωσης της ανθεκτικότητας είναι: οι κύκλοι ψύξης απόψυξης και οι χημικές αντιδράσεις μεταξύ ενυδατωμένου τσιμέντου και διαβρωτικών παραγόντων που λαμβάνουν χώρα σε ολόκληρο τον όγκο του σκυροδέματος. Οι παράγοντες και οι διαδικασίες υποβάθμισης του σκυροδέματος παραμένουν πολύπλοκοι και χρήζουν περαιτέρω εμβάθυνσης, ωστόσο, τα φαινόμενα φθοράς στο σύνολο τους ορίζονται ως φαινόμενα πτώσης της ανθεκτικότητας.

Οι γνωστότερες συνέπειες της υποβάθμισης της ανθεκτικότητας σκυροδέματος είναι: η διάβρωση του σιδηροοπλισμού, οι ποικίλες επιφανειακές αλλοιώσεις του σκυροδέματος (κηλίδες σκουριάς, ρηγματώσεις σκυροδέματος), η τοπική απώλεια μάζας του χάλυβα, η πτώση της μηχανικής του απόδοσης και η απώλεια της δύναμης του δεσμού συνάφειας σκυροδέματος χάλυβα. Είναι γνωστό, ότι η ανθεκτικότητα του σκυροδέματος έναντι των επιθετικών περιβαλλοντικών παραγόντων καθορίζεται από τη θλιπτική αντοχή του και το πορώδες της τσιμεντόπαστας. Εξ άλλου, είναι γνωστό ότι το σκυρόδεμα και τα αδρανή (ογκομετρικά), περιέχουν πλήθος κενών αποτελούμενων από αέρα και νερό. Ο μαθηματικός λόγος των κενών αυτών ως προς τον συνολικό όγκο, ονομάζεται πορώδες του σκυροδέματος. Η ανθεκτικότητα του σκυροδέματος έναντι περιβαλλοντικών παραγόντων που διεισδύουν στο εσωτερικό του καθορίζει την αντοχή κάθε κατασκευής σε βάθος χρόνου. Τα κενά, δηλαδή οι πόροι του σκυροδέματος εντοπίζονται στα όρια των κόκκων των αδρανών, στον εγκλεισμό αέρα εντός του τσιμεντοκονιάματος, στα κενά μεταξύ αδρανών και τσιμεντοκονιάματος ή στην συστολή ξήρανσης του, σε τριχοειδή κενά του τσιμεντοκονιάματος έπειτα από την εξάτμιση του νερού ή ακόμη και λόγω μηχανικών καταπονήσεων του σκυροδέματος.

Το Ευρωπαϊκό πρότυπο που είναι υπεύθυνο για καθορισμό ελαχίστων απαιτήσεων για την σκυροδέτηση, τον μέγιστο λόγο N/T και την ελάχιστη κατηγορία αντοχής ανάλογα με την κατηγορία έκθεσης κάθε κατασκευής είναι το EN206 – 1:2000. Το πρότυπο αυτό ήδη μετεξελίχτηκε καθώς έχει εκδοθεί το EN 206-2013. Έπειτα από δημόσια διαβούλευση, και στην Ελλάδα, ήδη από τον Ιούνιο μήνα βρίσκεται σε ισχύ μέσω του νέου Κανονισμού Τεχνολογίας Σκυροδέματος2016 όπου υιοθετείται το EN 206.

Πίνακας 2.2 Κατηγορίες έκθεσης σύμφωνα με το πρότυπο ΕΝ 206.

| Χαρακτηρισμός κατηγορίας | Περιγραφή περιβάλλοντος | Παραδείγματα επεξήγησης για το πού δύναται να υπάρχουν τέτοιες κατηγορίες έκθεσης |
|---|--|--|
| хо | Για σκυρόδεμα χωρίς οπλισμό ή εμβαπτισμένα μέταλλα: Όλες οι εκθέσεις εκτός περιπτώσεων κύκλων ψύξης/απόψυξης, φθοράς ή χημικής προσβολής. Για οπλισμένο σκυρόδεμα ή με ενσωματωμένα μέταλλα: Πολύ ξηρό | Σκυρόδεμα εντός κτιριακών κατασκευών με πολύ χαμηλή ατμοσφαιρική υγρασία |
| Διάβρωση λόγω ενανθράκωσης | | |
| XC1 | Ξηρό ή μόνιμα υγρό | Σκυρόδεμα εντός κτιριακών κατασκευών με χαμηλή ατμοσφαιρική υγρασία. Σκυρόδεμα μόνιμα εμβαπτισμένο σε νερό. |
| XC2 | Υγρό, σπάνια ξηρό | Επιφάνειες σκυροδέματος που βρίσκονται σε μακροπρόθεσμη επαφή με το νερό. Πολλές περιπτώσεις θεμελιώσεων. |
| XC3 | Μεσαία υγρασία | Σκυρόδεμα εντός κτιριακών κατασκευών με μεσαία ή υψηλή ατμοσφαιρική υγρασία. Σκυρόδεμα σε εξωτερικούς χώρους προστατευμένο από τη βροχή. |
| XC4 | Κυκλική ύγρανση και ξήρανση | Επιφάνειες σκυροδέματος που υπόκεινται σε επαφή με νερό (εξαιρούμενης της κατηγορίας XC2) |
| Διάβρωση που προκαλείται από χλωριόντα εκτός εκείνων του θαλασσινού νερού | | |
| XD1 | Μεσαία υγρασία | Επιφάνειες σκυροδέματος εκτεθειμένες σε αερομεταφερόμενα χλωριόντα |
| XD2 | Υγρό, σπάνια ξηρό | Πισίνες, σκυρόδεμα εκτεθειμένο σε βιομηχανικά ύδατα που περιέχουν χλωριόντα |
| XD3 | Κυκλική ύγρανση και ξήρανση | Τμήματα γεφυρών που εκτίθενται σε παγολυτικά άλατα, πεζοδρόμια, χώροι στάθμευσης αυτοκινήτων |
| Διάβρωση που προκαλείται από χλωριόντα του θαλασσινού νερού | | |
| XS1 | Έκθεση σε αερομεταφερόμενα άλατα αλλά όχι σε απευθείας επαφή με το θαλασσινό νερό | Κατασκευές σε παράκτιες περιοχές |
| XS2 | Μόνιμη Εμβάπτιση | Τμήματα λιμενικών κατασκευών |
| XS3 | Παλίρροια, ζώνες κυμάτων και ψεκασμού | Τμήματα λιμενικών κατασκευών |
| Προσβολή λόγω κύκλων ψύξης/απόψυξης με ή χωρίς παγολυτικά άλατα | | |
| XF1 | Μεσαίος κορεσμός σε νερό, χωρίς παγολυτικά άλατα | Κατακόρυφες επιφάνειες σκυροδέματος εκτεθειμένες σε βροχή και παγετό |
| XF2 | Μεσαίος κορεσμός σε νερό με παγολυτικά άλατα | Κατακόρυφες επιφάνειες σκυροδέματος οδικών κατασκευών εκτεθειμένων σε παγετό και αερομεταφερόμενα παγολυτικά άλατα |
| XF3 | Υψηλός κορεσμός σε νερό, χωρίς παγολυτικά άλατα | Οριζόντιες επιφάνειες σκυροδέματος εκτεθειμένες στη βροχή και τον παγετό |
| XF4 | Υψηλός κορεσμός σε νερό, με παγολυτικά άλατα | Κατασκευές οδοποιίας και καταστρώματα γεφυρών εκτεθειμένα σε παγολυτικά άλατα. Επιφάνειες σκυροδέματος εκτεθειμένες σε παγετό και απευθείας ψεκασμό παγολυτικών αλάτων. |
| Χημική προσβολή | | |
| XA1 | Ελαφριά προσβολή λόγω χημικού περιβάλλοντος σύμφωνα με τον Πίνακα 8 | Σκυρόδεμα σε έργα βιολογικού καθαρισμού, κάδοι απορριμμάτων |
| XA2 | Μέτρια προσβολή λόγω χημικού περιβάλλοντος σύμφωνα με τον Πίνακα 8 | Στοιχεια σκυροδεματος σε επαφη με το θαλασσινό νερό, στοιχεία σε έδαφος διαβρωτικό για το σκυρόδεμα. |
| XA3 | Έντονη προσβολή λόγω χημικού περιβάλλοντος σύμφωνα με τον Πίνακα 8 | Βιομηχανικές εγκαταστάσεις με ουσίες διαβρωτικές για το σκυρόδεμα, καπνοδόχοι από σκυρόδεμα για έκλυση προϊόντων καύσης |
2.3 Κατηγορίες "έκθεσης των κατασκευών" στις περιβαλλοντικές επιδράσεις

Ανάλογα με τις επικρατούσες περιβαλλοντικές συνθήκες και την θέση τους, οι κατασκευές ταξινομούνται σε διάφορες "κατηγορίες έκθεσης". Με βάση δε τον προσανατολισμό και την "ειδική" θέση της κάθε κατασκευής κυρίαρχο ρόλο διαδραματίζουν και άλλοι παράγοντες με αποτέλεσμα στην εκάστοτε κατηγοριοποίηση να υπεισέρχεται και η υποκειμενική αντίληψη και εμπειρία του υπεύθυνου επιθεωρητή. Συνεπώς μια επιθεώρηση-γνωμάτευση πρόβλεψης έχει ως αποτέλεσμα την ποσοστιαία κατάταξη μιας κατασκευής σε περισσότερες της μιας κατηγορίες. Υπό αυτή την έννοια ανάλογες πρέπει να είναι και οι δράσεις για την σύνθεση σκυροδέματος ειδικής εφαρμογής, την χρήση ειδικών βαφών και άλλα. Σχετικός προς τούτο είναι ο **Πίνακας 2.2** βάσει του ΕΝ 206 [ref 2.56].

2.4 Χάλυβας οπλισμού Σκυροδέματος

Είναι γνωστό ότι η αναγκαιότητα της χρήσης χάλυβα στο σκυρόδεμα, προέκυψε από την αδυναμία του ίδιου του σκυροδέματος να εξυπηρετήσει εφελκυστικές καταπονήσεις σε αντίθεση με την διατιθέμενη υψηλή του θλιπτική αντοχή. Επομένως, στις περιοχές της διατομής του σκυροδέματος δομικών στοιχείων με επικρατούσες τις εφελκυστικές τάσεις, γίνεται χρήση ράβδων χάλυβα κυκλικής διατομής (κατάλληλα τοποθετημένων και διαμορφωμένων). Σε αντιστοιχία δε με τους εκάστοτε ισχύοντες κανονισμούς οι χρησιμοποιούμενοι χάλυβες παρέχουν τα ανάλογα τεχνικά χαρακτηριστικά (λείοι ράβδοι, με νευρώσεις, ράβδοι ευθύγραμμοι κατόπιν τάνυσης όταν προέρχονται από ρόλλους, θερμής ή ψυχρής έλασης, μονοφασικοί, μικροκραμματομένοι, βαναδιούχοι, tempcore διφασικοί χάλυβες και άλλα).Τα μηχανικά χαρακτηριστικά (μηχανικές ιδιότητες) των χαλύβων οπλισμού σκυροδέματος ποικίλουν αναλόγως τις περιστάσεις. Τα Ευρωπαϊκά πρότυπα αναλόγως των απαιτήσεων ολκιμότητας και αντοχής, επιβάλουν την χρήση χαλύβων οπλισμού με συγκεκριμένες τιμές ιδιοτήτων αντοχής (R_p και R_m), ολκιμότητας (A_{gt}) και ενδοτράχυνσης (R_m/R_p). Με βάση τα τιθέμενα όρια που θέτουν τα διάφορα κανονιστικά κείμενα, αποφεύγονται ανεπιθύμητοι τρόποι αστοχίας όπως είναι οι ψαθυρές αστοχίες ή η εμφάνιση "πρόωρου" διατμητικού μηχανισμού έναντι της επιθυμητής συμπεριφοράς των κατασκευών όπως η πλάστιμη συμπεριφορά (ως παράδειγμα αποδεκτής συμπεριφοράς, αναφέρεται η όλκιμη κάμψη).

Με βάση μάλιστα τις επιδόσεις του χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος σε σχέση με την ολκιμότητα, δηλαδή την μέγιστη ομοιόμορφη παραμόρφωση (Agt) στο μέγιστο φορτίο και τον δείκτη R_m/R_p, το ANNEX C του Ευρωκώδικα 2 (UNIEN 1992-1-1:2005), ορίζει αντίστοιχα τρεις κατηγορίες ολκιμότητας με διακριτικό κωδικό, "A", "B" και "C" που χαρακτηρίζουν το ελάχιστο αποδεκτό όριο της τιμής της ομοιόμορφης παραμόρφωσης (Agt) και είναι προς: 2.50%, 5.00% και 7.50% αντίστοιχα, με λόγο ενδοτράχυνσης μεγαλύτερο από 1.05, 1.08 για "A" και "B" κατηγορία και μεταξύ 1.15 και 1.35 για την κατηγορία "C".

Ο Ευρωκώδικας 8 (EC8), που περιλαμβάνει επίσης τις προδιαγραφές προσδιορισμού της πλαστιμότητας των δομών οπλισμένου σκυροδέματος όπως έχει αναφερθεί ήδη διακρίνει το χάλυβα με τις κατηγορίες: Υψηλής ολκιμότητας (High Ductility Class, HDC), Μεσαίας/ Χαμηλής ολκιμότητας (Medium/ Low Ductility Class, MDC/ LDC) ή σε συντόμευση με τα στοιχεία: "C", "B" και "A" αντίστοιχα. Στις περιπτώσεις όπου απαιτείται αντισεισμικός σχεδιασμός μίας κατασκευής, εκεί ο Ευρωκώδικας 8 αποκλείει τη χρήση χαλύβων κατηγορίας "A".

Από δεκαετίας ήδη, ο διφασικός χάλυβα τύπου Tempcore (B500_A, B500_B και B500c) τυγχάνει ευρύτατης αποδοχής σε ολόκληρη την Ευρώπη εξασφαλίζοντας ικανοποιητικά συγκεκριμένες μηχανικές απαιτήσεις (UNIEN1992-1-1:2005) σε συνδυασμό με το χαμηλό κόστος. Η μεταλλουργική του κατεργασία (διφασικός) με διαδοχικές φάσεις βαφής και επαναφοράς του, συνιστούν διαδικασίες ικανές να προσδώσουν ικανοποιητικά μηχανικά χαρακτηριστικά όπως για παράδειγμα υψηλά όρια αντοχής (σε διαρροή και θραύση) καθώς και συγκεκριμένη διαβάθμιση ολκιμότητας (ομοιόμορφη παραμόρφωση στο μέγιστο φορτίο)και συγκολλησιμότητα. Η διατομή ενός διφασικού (tempcore) χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος, αποτελείται από μια εξωτερική "σκληρή" ζώνη μαρτενσίτη και ένα μαλακό - όλκιμο πυρήνα με τυπική φεριτο-περλιτική μικροδομή. Ωστόσο, η αντίστασή του στην ατμοσφαιρική διάβρωση έναντι των κοινών- παλαιότερων χαλύβων όπως του S400 (BstIII) και S220 (Stahl I) γρήγορα αμφισβητήθηκε [ref 2.29].

Οι μικροκραματικοί χάλυβες (Micro-Alloyed MA) που χαρακτηρίζονται από την προσθήκη μικρής ποσότητας κραματικών στοιχείων, όπως το βανάδιο, το τιτάνιο, το μολυβδένιο και άλλα σπάνια μεταλλικά στοιχεία, παρουσιάζονται επίσης με αναβαθμισμένα μηχανικά χαρακτηριστικά αντοχής και ολκιμότητας ωστόσο με κόστος παραγωγής υψηλότερο έναντι του διφασικού, με συνέπεια η ζήτηση του στην αγορά να παραμένει σχετικά περιορισμένη.

Παρότι όμως τα μηχανικά χαρακτηριστικά (όριο διαρροής R_p, όριο ομοιόμορφης παραμόρφωσης A_{gt} και λόγος R_m/R_p) των ράβδων χάλυβα σε συνθήκες μονοτονικής φόρτισης προβλέπονται από τον Ευρωκώδικα. Ο Ευρωκώδικας στις αναφορές του για τη σεισμική απόκριση των νέων κατασκευών από σκυρόδεμα δεν θέτει ανάλογες απαιτήσεις μηχανικής συμπεριφοράς του χάλυβα κάτω από σεισμικά φορτία. Η ποικιλία εθνικών προτύπων (ευρωπαϊκών χωρών), σχετικά με τα όρια αποδοχής, έδειξε μεγάλη μεταβλητότητα τόσο ως προς τις μηχανικές ιδιότητες όσο και τις απαιτούμενες (κατά είδος και αριθμό) μηχανικές δοκιμές ελέγχου των προϊόντων του χάλυβα σιδηροοπλισμού. Ειδικότερα, λαμβάνοντας υπόψη τους ισχύοντες κανονισμούς ευρωπαϊκών χωρών με μέτρια και υψηλή σεισμικότητα, διαπιστώθηκαν ποικίλα επίπεδα αποδοχής χαλύβων με όριο διαρροής σε εφελκυσμό υψηλότερο από 400MPa ή 450MPa ή και 500MPa και αναλόγως ως προς τα επίπεδα ολκιμότητας του. Παρά ταύτα στην Ελλάδα σήμερα, κατ' αποκλειστικότητα περίπου γίνεται χρήση του χάλυβα υψηλής αντοχής B500c.

Οι συνθήκες σεισμικής φόρτισης προσομοιώνονται απλοποιητικά ως συνθήκες "ολιγοκυκλικής κόπωσης" (Low Cycle Fatigue), με κύριο χαρακτηριστικό την επιβολή υψηλών μηχανικών τάσεων ή παραμορφώσεων (Stress Controlled, Strain Controlled) με αποτέλεσμα την αστοχία του δοκιμαζόμενου υλικού μετά την ολοκλήρωση μικρού αριθμού κύκλων φόρτισης. Η μηχανική συμπεριφορά του χάλυβα οπλισμού υπό συνθήκες ολιγοκυκλικής φόρτισης, στην πραγματικότητα δεν έχει μελετηθεί επαρκώς. Όπως έχει αναφερθεί σε ευρωπαϊκό επίπεδο, μόνον οι χώρες της Ισπανίας και της Πορτογαλίας διαθέτουν σχετικά πρωτόκολλα δοκιμών. Σύμφωνα με τα Ισπανικά πρότυπα (UNE 36065 EX:2000), αναλόγως της διαμέτρου της διατομής του χάλυβα, η εκπλήρωση τουλάχιστον τριών συμμετρικών κύκλων φόρτισης με εύρος παραμόρφωσης μεταξύ ±1,5% και ±4,0% για κάθε δοκίμιο, συνιστά κριτήριο αποδοχής. Η συχνότητα που εφαρμόζεται στις δοκιμές αυτές ποικίλλει από 1,0 Hz μέχρι 3,0 Ηzόπως και το μήκος του δοκιμίου καθώς αυτό ανέρχεται σε 5, 10 ή και 15 φορές την ονομαστική διάμετρο του. Τα Πορτογαλικά πρότυπα (LNECE 455-2008 KAI LNECE-460:2008) για χάλυβα με ονομαστική τάση διαρροής υψηλότερη από 400 και 500 MPa, απαιτούν την εκτέλεση τουλάχιστον 10 ολοκληρωμένων συμμετρικών κύκλων εφελκυσμού/θλίψης με μέγιστο επίπεδο παραμόρφωσης ίσο προς ±2,5%, ελεύθερο μήκος δοκιμίου 10 φορές την ονομαστική του διάμετρο και συχνότητα υψηλότερη από 3.0Hz.

Γίνεται σαφές λοιπόν, ότι ανάλογα πρωτόκολλα πραγματοποίησης δοκιμών ολιγοκυκλικής φόρτισης δεν ορίζονται με βάση σύγχρονα επιστημονικά ευρήματα. Συνεπώς, δεν προδιαγράφονται τεχνικές απαιτήσεις για τον χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος που εγγυώνται αντισεισμικότητα στις κατασκευές. Το ευρωπαϊκό πρότυπο ΕΝ 10080 (χάλυβας σκυροδέματος - συγκολλήσιμος χάλυβας οπλισμού) και συγκεκριμένα, η αναθεώρηση του Mandate M115 επιχείρησε να λύσει ζητήματα που σχετίζονται με "τις μεθόδους, δοκιμές, υπολογισμούς" και την αναθεώρηση προτύπων που περιέχουν μεθόδους προσδιορισμού τέτοιων χαρακτηριστικών, συμπεριλαμβάνοντας ως αναγκαία επίσης τα αποτελέσματα μηχανικών δοκιμών κυκλικής φόρτισης, για σεισμογόνους περιοχές.

Το προσχέδιο του ΕΝ 10080 [ref 2.57] ορίζει την αναγκαία εκτέλεση τουλάχιστον 5 πλήρων συμμετρικών κύκλων, χρησιμοποιώντας συχνότητα δοκιμής χαμηλότερη από 3.0 Ηz και επιβολή εύρους παραμόρφωσης ίσης προς ±2.5% σε ελεύθερο μήκος δοκιμίου 10Φ (δεκαπλάσιο της εκάστοτε διαμέτρου). Στον ισχύοντα Κανονισμό Τεχνολογίας Χαλύβων Σκυροδέματος του 2008 (ΚΤΧΣ – 2008) γίνεται αναφορά μόνο στα μηχανικά και φυσικά χαρακτηριστικά των χαλύβων οπλισμού σκυροδέματος (δίχως δοκιμές κυκλικής φόρτισης).

35

2.5 Αναφορές (References)

[ref 2.1] M.B. Valcarce, M. Vazquez, "Carbon steel passivity examined in solutions with a low degree of carbonation: the effect of chloride and nitrite ions", Mater. Chem. Phys. 115 (2009) 313–321.

[ref 2.2] P. Ghods, O.B. Isgor, G.A. Mcrae, G.P. Cu, "Electrochemical investigation of chloride-induced depassivation of black steel rebar under simulated service conditions", Corrosion Science, 52 (2010) 1649–1659.

[ref 2.3] M. Ormellese, M. Berra, F. Bolzoni, T. Pastore, "Corrosion inhibitors for chlorides induced corrosion in reinforced concrete structures", Cem. Concr. Res. 36 (2006)536–547.

[ref 2.4] ACI 318, Building Code Requirements for Structural Concrete, American Concrete Institute: Farmington Hills, MI, USA.

[ref 2.5] P.P. Win, M. Watanabe, A. Machida, "Penetration profile of chloride ion in cracked reinforced concrete", Cement and Concrete Research 34 (7) (2004) 1073–1079.

[ref 2.6] MTO, SSP 904S13 High Performance Concrete, Amendment to OPSS904 Construction Specification for Concrete Structures. 1995, Ontario Provincial Standard Specification.

[ref 2.7] S. Rostam, "Reinforced concrete structures — shall concrete remain the dominating means of corrosion prevention", Materials and Corrosion 54 (6) (2003) 369–378.

[ref 2.8] A.A. Ramezanianpour, V.M. Malhotra, "Effect of curing on the compressive strength resistance to chloride — ion penetration and porosity of concretes incorporating slag, fly ash or silica fume", Cement & Concrete Composites 17 (1995) 125–133.

[ref 2.9] Ballim, Y. (1993), "Curing and the durability of OPC, fly ash and blast-furnace slag concretes", Materials and Structures, Vol. 26 No. 158, pp. 238-244.

[ref 2.10] N.R. El-Sakhawy, H.S. El-Dien, M.E. Ahmed, K.A. Bendary, "Influence of curing on durability performance of concrete", Magazine of Concrete Research, 51 (5), (1999) pp.309–318.

[ref 2.11] EN 1504 [BSEN 1504-5:2013, British Standard].

[ref 2.12] Y.M. kolotyrkin, Y.A. Popov, Y.V. Alekseev, in: Y.M. Kolotyrkin (Ed.), Advances in Physical Chemistry, MIR, Moscow, 1982, p. 11.

[ref 2.13] H.H. Strehblow, in: P. Marcus, J. Oudar (Eds.), Corrosion Mechanisms in Theory and Practice, Marcel Dekker, New York, 1995, p. 201.

[ref 2.14] Alk.Apostolopoulos, T.Matikas, C. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, "Pit Corrosion Examination of Bare and Embedded Steel Bar", 10th International Scientific and Technical Conference, ADVANCED METALMATERIALS AND TECHNOLOGIES (AMMT'2013), June 25–29, 2013, Saint Petresburg, Russia, pp. 489-495.

[ref 2.15] Stewart MG, Al-Harthy A, "Pitting corrosion and structural reliability of corroding RC structures: Experimentaldata and probabilistic analysis", Reliability Engineering & System Safety, V (93), 3 (2008), pp. 373–382.

[ref 2.16] C.Apostolopoulos, S.Demis, V.Papadakis, "Chloride-induced corrosion of steel reinforcement – Mechanical performance and pit depth analysis", Journal Construction Building Materials, (2013) Vol 38, 139-146.

[ref 2.17] C. Andrade, M. Keddam, X.R. Novoa, M.C. Perez, C.M. Rangel, H.Takenouti, "Electrochemical behaviour of steel rebars in concrete: influence of environmental factors and cement chemistry", Electrochimica Acta, 46 (24–25),(2001), pp 3905–12. [ref 2.18] M. Moreno, W. Morris, M.G. Alvarez, G.S. Duffo, "Corrosion of reinforcing steel in simulated concrete pore solutions: Effect of carbonation and chloride content", Corrosion Science, 46 (11), (2004), pp 2681-2699.

[ref 2.19] RILEM TC 154-EMC, Material Structures, 36 (2003) p. 461.

[ref 2.20] RILEM TC 154-EMC, Material Structures, 37 (2004) p.623.

[ref 2.21] D.W. Law, J. Cairns, S.G. Millard, J.H. Bungey, "Measurement of loss of steel from reinforcing bars in concrete using linear polarisation resistance measurements", NDT & E International, V 37, (5), (2004), pp. 381-388.

[ref 2.22] C.A. Apostolopoulos, "The influence of corrosion and cross-section diameter on the mechanical properties ofB500c steel", Journal Mater Eng Perform., 18, (2009) p.190.

[ref 2.23] Apostolopoulos C.A, Papadakis V.G, "Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar", Jour. Constr. Build Mater, 22, (2008), p.2316.

[ref 2.24] Cairns J, Plizzari G.A, Du Y, Law DW, Frnazoni C, "Mechanical properties of corrosion-damaged reinforcement", ACI Mater J, 102 (4), (2005), pp. 256–264.

[ref 2.25] Du YG, Clark LA, Chan AHC, "Residual capacity of corroded reinforcing bars", Mag Concr Res, 57 (3), (2005), pp. 135–147.

[ref 2.26] Du YG, Clark LA, Chan AHC, "Effect of corrosion on ductility of reinforcing bars", Mag Concr Res, 57 (7), (2005), pp. 407–419.

[ref 2.27] Lee HS, Cho YS, "Evaluation of the mechanical properties of steel reinforcement embedded in concrete specimen as a function of the degree of reinforcement corrosion", Int J Fract 2009;157:81 – 8.

[ref 2.28] (UNIEN 1992-1-1:2005).

[ref 2.29] Batis.G, Rakanta.E.Corrosion of steel reinforcement due to atmospheric pollution. Cement and Concrete Composites, Volume 27, Issue 2, February 2005, Pages 269–275, Cement and Concrete Research in Greece.

[ref 2.30] Sheng, G.M. SH.Gong, Investigation of low cycle fatigue behaviour of building structural steels under earthquake loading, Acta Metallurgica Sinica (English letters), 10 (1),1997, 51-55.]

[ref 2.31] Y. H. Chai, Earthquake Eng Struct. Dyn. 2005, 34, 83, Res Council, Charlotte, VA, VTRC 03-R7, 2002.

[ref 2.32] Ma, S.Y.M. V.V. Bertero, E.P. Popov, Experimental and Analytical Studies on the Hysteretic Behaviour of Reinforced Concrete Rectangular and T-Beams. Earthquake Eng. research report76 (No.2),1976, Berkeley: Univ. of California.

[ref 2.33] T. Yoshaki, In: Proceedings of Academical Lectures of JAS (Tokyo, 1983), p. 606.

[ref 2.34] H. Shigeru, Research report, Retrofitting of Reinforced Concrete Moment Resisting Frame, supervised by Park R and Tanaka H. ISSN0110-3326, August 1995.

[ref 2.35] G. G. Clementa, Testing of selected metallic reinforcing bars of extending the service life of future concrete bridges, Fin. report, Virginia Transport., Charlot, VA, Research Council, VTRC 03-A7, 2002.

[ref 2.36] H. Krawinkler, Earthquake Spectra 1987, 3, 27.

[ref 2.37] I. Kasiraj, J. T. P. Yao, Journal of the Structural Division (ASCE) 1969, 95, 1673.

[ref 2.38] Effects of corrosion on low-cycle fatigue (seismic) behaviour of high strength steel reinforcing bars. (Rusteel) RFSR-CT-2009-00023 project. Final report, European Commission, Brussels; 2014.

[ref 2.39] Cyclic behaviour of uncorroded and corroded steel reinforcing bars, Silvia Caprili, Walter Salvatore, Dept. of Civil and Industrial Engineering, University of Pisa, Italy. journal: Construction and Building Materials, 2015.

[ref 2.40] Apostolopoulos C.A, Papadakis V.G, "Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar", Jour. Constr. Build Mater, 22, (2008), p.2316.

[ref 2.41] C.A. Apostolopoulos and D. Michalopoulos, "Effect of corrosion on mass loss, and high and low cycle fatigue of reinforcing steel", Journal of Materials Engineering and Performance, vol. 15, no. 6, pp. 742–749, 2006.

[ref 2.42] Rusteel Project, "Effects of Corrosion on Low-Cycle Fatigue (Seismic) Behaviour of High Strength Steel Reinforcing Bars" RFS-PR-8017, 2009-2012. RFSR-CT-2009-00023 project. Final report, European Commission, Brussels; 2014.

[ref 2.43] Meda A, Mostosi S, Rinaldi Z, Riva P. Experimental evaluation of the corrosion influence on the cyclic behaviour of RC columns. Engineering Structures 2014; 76: 112-123.

[ref 2.44] El-Bahy A, Kunnath SK, Stone WC and Taylor AW. Cumulative Seismic Damage of Circular Bridge Columns: Benchmark and Low-Cycle Fatigue Tests. ACI Struct J 1999;96 (4): 633-643.

[ref 2.45] Lehman DE, Moehle JP. Seismic performance of well-confined concrete columns. PEERResearch Report 2000; University of California at Berkeley.

[ref 2.46] Kashani MM, Crewe AJ and Alexander NA. Nonlinear stress-strain behaviour of Corrosion damaged reinforcing bars including inelastic buckling. Engineering Structures 2013; 48:417–429.

[ref 2.47] Kashani MM, Crewe AJ and Alexander NA. Nonlinear cyclic response of corrosion damaged reinforcing bars with the effect of buckling. Construction and Building Materials 2013; 41: 388-400.

[ref 2.48] Kashani MM. Seismic Performance of Corroded RC Bridge Piers: Development of a Multi-Mechanical Nonlinear Fibre Beam-Column Model, PhD Thesis 2014; University of Bristol.

[ref 2.49] Kashani MM, Crewe AJ, Alexander NA. Use of a 3D optical measurement technique for stochastic corrosion pattern analysis of reinforcing bars subjected to accelerated corrosion. Corros Sci 2013; 73: 208–221.

[ref 2.50] Kashani MM, Lowes LN, Crewe AJ and Alexander NA. Finite element investigation of the influence of corrosion pattern on inelastic buckling and cyclic response of corroded reinforcing bars. Eng Struct 2014; 75: 113-125.

[ref 2.51] Linwen Yu, Raoul François, et al, (2015), Structural Performance of RC Beams Damaged by Natural Corrosion under Sustained Loading in a Chloride Environment, Engineering Structures, 96, pp. 30–40.

[ref 2.52] David E. Williams, et al, (2010), Composition changes around sulfide inclusions in stainless steels, and implications for the initiation of pitting corrosion, Corrosion Science, 52, pp. 3702–3716.

[ref 2.53] R. Kiessling, (2001), Nonmetallic Inclusions and their Effects on the Properties of Ferrous Alloys, Encyclopedia of Materials: Science and Technology, pp. 6278–6283.

[ref 2.54] Cornelius Temmel, et al, (2006), Fatigue anisotropy in cross-rolled, hardened medium carbon steel resulting from MnS inclusions, Metallurgical and Materials Transactions A, Volume 37, Issue 10, pp 2995-3007.

[ref 2.55] Alk.Apostolopoulos, T.Matikas, C. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, "Pit Corrosion Examination of Bareand Embedded Steel Bar", 10th International Scientific and Technical Conference, ADVANCED METALMATERIALS AND TECHNOLOGIES (AMMT'2013), June 25–29, 2013, Saint Petresburg, Russia, pp. 489-495. [ref 2.56] Ευρωπαϊκό Πρότυπο EN 206:2013 – "Concrete – Specification, performance, production and conformity".

[ref 2.57] prEN 10080:2012, rev 19/01/2012.

Κεφάλαιο 3

Πειραματική διαδικασία

Η πειραματική διαδικασία της εργαστηριακής διάβρωσης που ακολουθήθηκε είχε στόχο την ποσοτικοποίηση της επίδρασης της προκαλούμενης βλάβης διάβρωσης (με τον χρόνο) στα μηχανικά χαρακτηριστικά σειράς υλικών χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος (μονοαξονικά και φορτία κόπωσης). Η τεκμηρίωση δε των μηχανικών χαρακτηριστικών ενισχύθηκαν από μεταλλογραφικές αναλύσεις της βλάβης διάβρωσης στις ελεύθερες επιφάνειες του χάλυβα πριν και μετά από μηχανικές δοκιμές καθώς επίσης από αναλύσεις και μελέτη των επιφανειών θραύσης σειράς δοκιμίων.

3.1 Επιλογή Υλικών

Τα δείγματα χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος της παρούσας διατριβής είναι: 4 τύποι διφασικών χαλύβων, υψηλής η μέσης ολκιμότητας, B400_c, B450_c, B500_c και B500_B αντίστοιχα, παραγωγής κυρίως Ευρωπαϊκών Βιομηχανιών καθώς και οι μονοφασικοί χάλυβες (BStIII) S400 και (BStI) S220. Τα δείγματα παρελήφθησαν υπό μορφή ράβδων, ενός μέτρου μήκους, ονομαστικής διαμέτρου ποικίλης γεωμετρίας, Φ8, Φ10, Φ12 και Φ16 (σε mm).Οι κατηγορίες διφασικού χάλυβα B400_c, B450_c, B500_c και B500_B χρησιμοποιούνται ήδη σε κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος στις χώρες της Ευρωπαϊκής Ένωσης αντικαθιστώντας ολοκληρωτικά τις κατηγορίες BStI (S220) και BStIII (S400).

3.2 Εργαστηριακή Διάβρωση

Ως μέθοδος εργαστηριακής διάβρωσης των δειγμάτων χάλυβα, επελέγη η επιταχυνόμενη διάβρωση αλατονέφωσης σύμφωνα με την προδιαγραφή ASTM Standard B117 [ref 3.1]. Σύμφωνα με την ίδια προδιαγραφή, τα δοκίμια (χάλυβα η τα εγκιβωτισμένα σε σκυρόδεμα δοκίμια χάλυβα), τοποθετήθηκαν σε ειδικό θάλαμο με συνθήκες θερμοκρασίας στην περιοχή 35 ± 1.1-1.7°C με ρύθμιση μέσω βαλβίδας ψεκασμού. Στον θάλαμο αυτό, δημιουργείται νέφος διαλύματος χλωριούχου νατρίου (NaCl) περιεκτικότητας 5% κατά βάρος σε απεσταγμένο νερό, με 8 ημερήσιους κύκλους (υγρού/ξηρού). Το pH του παραγόμενου νέφους (μετά την υγροποίησή του σε θερμοκρασία 25°C), ρυθμίζεται επιμελώς σε τιμές από 6,5 έως 7,2. Μετά την παραμονή των δοκιμίων για προκαθορισμένους χρόνους έκθεσης στο θάλαμο, προβλέπονταν καθαρισμός σύμφωνα με την προδιαγραφή ASTM-G1-90 [ref 3.2].

3.3 Μετρήσεις απώλειας μάζας

Σε κάθε περίπτωση, η μέτρηση της απώλειας μάζας πραγματοποιήθηκε μετά την ολοκλήρωση της διαδικασίας της διάβρωσης. Τα δοκίμια πλένονταν με καθαρό νερό και στέγνωναν κανονικά. Η απομάκρυνση των οξειδίων από την επιφάνεια των δοκιμίων έγινε με χρήση βούρτσας σύμφωνα με την προδιαγραφή, ASTM-G1-90 [ref 3.2]. Το ποσοστό της απώλειας μάζας λόγω της διάβρωσης υπολογίστηκε μέσω της σχέσης:

$$\omega = \left(\frac{m_o - m_c}{m_o}\right) * 100\%$$

όπου m₀ η μάζα του μη διαβρωμένου δοκιμίου χάλυβα και mҫ η απομειωμένη μάζα του δοκιμίου χάλυβα μετά την διάβρωσή του.

3.4 Μεταλλογραφική ανάλυση Χαρακτηρισμού της βλάβης διάβρωσης

Με σκοπό την παρακολούθηση της χρονικής εξέλιξης της βλάβης διάβρωσης στον χάλυβα και τις αντίστοιχες μετρήσεις κατά τόπους στην επιφάνεια των δειγμάτων, ακολουθήθηκε η προδιαγραφή DIN 50905-Part 3/87. (1987), [ref 3.3]. Για τις μετρήσεις της βλάβης διάβρωσης και τον χαρακτηρισμό της, χρησιμοποιήθηκαν τυπικό οπτικό μικροσκόπιο LEICAD MLM και λογισμικό Image-J. Μετρήθηκαν: το μέσο και το μέγιστο βάθος βελονισμών, και αντίστοιχα η μέση και η μέγιστη επιφάνεια των βελονισμών καθώς επίσης και η πυκνότητα τους. Ως μέγιστο βάθος ορίστηκε το απολύτως μεγαλύτερο βάθος βελονισμού από την ελεύθερη νέα διαμορφωθείσα επιφάνεια του υλικού. Με στόχο την έγκυρη μέτρηση του πάχους μαρτενσίτη των διφασικών χαλύβων, στα δείγματα ράβδων χάλυβα, πραγματοποιήθηκαν συνεχόμενες εγκάρσιες (με σταθερά αυξητικό βήμα) τομές. Έπειτα από κατάλληλη επεξεργασία και εμβάπτιση σε διάλυμα NITAL, πραγματοποιήθηκε φωτογράφιση επί των εγκαρσίων τομών του δείγματος με την βοήθεια λογισμικού εικόνας (Image-J). Παράλληλα, για την αναγνώριση, την μελέτη, την παρακολούθηση της εξέλιξης των φαινομένων διάβρωσης και για την στοιχειακή αναγνώριση, πραγματοποιήθηκαν μεταλλογραφικές αναλύσεις. Οι αναλύσεις αυτές πραγματοποιήθηκαν μέσω της χρήσης ηλεκτρονικού μικροσκοπίου σάρωσης με αναλύσεις SEM και EDXστις εξωτερικές επιφάνειες και στις επιφάνειες θραύσης των διαφόρων κατηγοριών χάλυβα (πριν και μετά από διάβρωση) έπειτα από τις μηχανικές δοκιμές.

3.5 Μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού

Με στόχο τον προσδιορισμό των μηχανικών χαρακτηριστικών διαφόρων ομάδων και κατηγοριών χάλυβα προ και μετά την εργαστηριακή διάβρωση (σε προ διαβρωμένα δοκίμια), πραγματοποιήθηκαν μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού. Οι δοκιμές αυτές, πραγματοποιήθηκαν σύμφωνα με την προδιαγραφή ISO15630 [ref 3.4], σε αυτόματη σερβοϋδραυλική μηχανή με σταθερό ρυθμό επιβολής της φόρτισης. Από τις μηχανικές αυτές δοκιμές, προσδιορίστηκαν: το όριο διαρροής R_p, το όριο αντοχής R_m, η παραμόρφωση A_{gt} στη μέγιστη αντοχή, η δαπανώμενη ενέργειαU και ο λόγος ενδοτράχυνσης R_m/R_p.

3.6 Μηχανικές δοκιμές σε σεισμικές φορτίσεις

Για την προσομοίωση της σεισμικής φόρτισης στα δοκίμια χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος, πραγματοποιήθηκαν πειραματικές δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης, στη μορφή, συνθηκών ελεγχόμενης παραμόρφωσης ± 2,5 % και ± 4,0 % (R= -1) επί μήκους χάλυβα ελεγχόμενου -καθαρού- μήκος 6Φ και 8Φ, πριν και μετά από διάφορους χρόνους έκθεσης σε διαβρωτικό εργαστηριακό περιβάλλον αλατονέφωσης (8 ημερήσιων κύκλων υγρού/ξηρού) σύμφωνα με την προδιαγραφή ASTM E606 – 04 [ref 3.5] σε αυτόματη σερβοϋδραυλική μηχανή.

3.7 Εργαστηριακές δοκιμές διάβρωσης και εφελκυσμού

εγκιβωτισμένων δοκιμίων

Για τον προσδιορισμό της επίδρασης της βλάβης διάβρωσης στις μηχανικές ιδιότητες των εγκιβωτισμένων ράβδων χάλυβα, πραγματοποιήθηκε η κατασκευή κυλινδρικών πλαστικότυπων στους οποίους τα δοκίμια χάλυβα (Φ12-B500c) τοποθετήθηκαν αξονικά με πρόβλεψη πάχους επικάλυψης 10mm. Μετά την τυποποίηση του μίγματος σκυροδέματος κλάσης C16/20, τα δοκίμια αφού συντηρήθηκαν, αφαιρέθηκε ο πλαστικότυπος και στην συνέχεια εκτέθηκαν σε περιβάλλον αλατονέφωσης για διάφορους χρόνους. Κατά την διάρκεια του χρόνου διάβρωσης, πραγματοποιήθηκαν μετρήσεις μεταβολής του ημιδυναμικού, των γεωμετρικών χαρακτηριστικών των επιφανειακών ρωγμών (μήκος και πάχος). Με την "αποσκυροδέτηση" των δοκιμίων χάλυβα, ποσοτικοποιήθηκε η βλάβη διάβρωσης με μετρήσεις απώλειας μάζας, μετρήσεις βελονισμών. Στη συνέχεια επί των προ διαβρωμένων δοκιμίων πραγματοποιήθηκαν μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού. Οι δοκιμές αυτές πραγματοποιήθηκαν σύμφωνα με την προδιαγραφή ISO 15630 [ref 3.4], σε αυτόματη σερβοϋδραυλική μηχανή. Από αυτές τις δοκιμές, εκτιμήθηκαν όλες οι μηχανικές ιδιότητες.

Στο πλαίσιο της παρούσας διατριβής:

Παρασκευάστηκαν 45 δοκίμια οπλισμένου σκυροδέματος. Πραγματοποιήθηκαν 220 δοκιμές εργαστηριακής διάβρωσης σε δοκίμια χάλυβα και δοκίμια οπλισμένου σκυροδέματος.

Πραγματοποιήθηκε πρόγραμμα 272 μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού και ολιγοκυκλικής κόπωσης, καθώς και άλλες δοκιμαστικές και ανεπίσημες πειραματικές δοκιμές (πέραν των 492 αναφερομένων). Στην διάρκεια των πειραματικών δοκιμών, διεξήχθη μεγάλος αριθμός μετρήσεων SEM, EDX, μέτρηση βελονισμών επί δοκιμίων χάλυβα καθώς και σημαντικός αριθμός μέτρησης χαρακτηριστικών μεγεθών φθοράς σκυροδέματος.

3.8 Αναφορές (References)

[ref 3.1] ASTM Standard B117. Standard Practice for Operating Slat Spray (Fog) Apparatus. ASTM Intern., West Conshohocken, PA; 2003.

[ref 3.2] ASTM-G1-90 [ASTM. (1994). "Standard practice for preparing, cleaning and evaluating corrosion test specimens". G1-90, West Conshohocken, PA.].

[ref 3.3] DIN 50905-Part 3/87. (1987).

[ref3.4] ISO15630[ISO/FDIS 15630-1. International Standard. Steel for the reinforcement and prestressing of concrete—test methods. Part 1: reinfor. bars, wire rod and wire; 2002. [ISO/FDIS 15630-1 (2002)].

[ref 3.5] ASTM E606-04: Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing.

Κεφάλαιο 4

Χαρτογράφηση σουλφιδίων και ατελειών στον χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος και στα μηχανικά χαρακτηριστικά αντοχής

(των χαλύβων BSt420 και B500c πριν και μετά από διάβρωση)

PAPER

Mapping of Sulfides and Strength Properties of Steel Bar $\mathsf{BSt420}$ and $\mathsf{B500}_\mathsf{C}$ Before and After Corrosion.

Alk. Apostolopoulos, Th. Matikas et al. № 15 (2015), Humanities & Science University Journal.

Στην παρούσα ενότητα, χαρτογραφήθηκε η πυκνότητα των σουλφιδίων στις εξωτερικές ζώνες εγκαρσίων διατομών δύο διαφορετικών κατηγοριών χάλυβα των BSt420 και B500_c Tempcore και πραγματοποιήθηκε η συσχέτιση των μηχανικών ιδιοτήτων αντοχής τους. Η συσχέτιση των μηχανικών χαρακτηριστικών, αξιολογήθηκε σε αντίστοιχα δοκίμια χάλυβα πριν και μετά από διάβρωση με την υποβοήθηση τεχνικών ανάλυσης ηλεκτρονικής μικροσκοπίας σάρωσης (SEM).

4.1 Γενικά

Είναι γνωστό ότι στην Ελλάδα, από τις αρχές του 1960 έως τα τέλη της δεκαετίας του 1990, η κατηγορία χάλυβα BStIII (σύμφωνα με το Ελληνικό Πρότυπο ΕΛΟΤ 959, ισοδύναμος με τον χάλυβα BSt420 του γερμανικού πρότυπου DIN488), χρησιμοποιήθηκε σε μεγάλη έκταση σε κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος. Παρότι από τα τέλη της δεκαετίας του 1990 ο συγκεκριμένος χάλυβας αντικαταστάθηκε σταδιακά από τον BSt500_s και B500_c, εν τούτοις, οι κατασκευές στις οποίες τοποθετήθηκε, ευρίσκονται ήδη σε χρήση. Κατά τη διάρκεια του παρατεταμένου χρόνου υπηρεσίας των δομών αυτών, στους χάλυβες, έχει συσσωρευτεί φθορά κυρίως από τις περιβαλλοντικές επιδράσεις και από τις σεισμικές καταπονήσεις που οδήγησαν σε σταδιακή απομείωση της φέρουσας ικανότητας των κατασκευών. Σημαντικός παράγοντας της υποβάθμισης εν γένει του χάλυβα, συνιστούν οι ενώσεις σουλφιδίων που "εγκαθίστανται" μόλις από το στάδιο της παραγωγής του. Η ύπαρξη αυτών των μη μεταλλικών εγκλεισμάτων, έλκει την προέλευση τους κυρίως από την στόχευση αποθείωσης του χάλυβα μέσω της προσθήκης Μαγγανίου Μn. Η πρακτική δε αυτή, συνδέεται παράλληλα και με τον σχηματισμό FeS κατά μήκος του ορίου των κόκκων [ref 4.1, 4.2]. Η παρουσία σουλφιδίων (MnS και FeS) ως συνιστωσών του υλικού, έχει αναπόφευκτη επίδραση και στην μικροδομή του ίδιου του χάλυβα. Από την άποψη της μηχανικής των θραύσεων, τα μη μεταλλικά εγκλείσματα είναι ισοδύναμα με δομικά ελαττώματα ή μικρορωγμές που μπορούν να δημιουργήσουν τοπικές συγκεντρώσεις μηχανικών τάσεων στο υλικό. Το μέγεθος δε της συγκέντρωσης των μηχανικών αυτών τάσεων, εξαρτάται από το μέγεθος, τη θέση, το σχήμα τους, καθώς και με την υπόλοιπη δομή του υλικού [ref 4.3, 4.4].

Σύμφωνα με την εργασία[ref 4.5], οι περιοχές με ενώσεις MnS και FeS, αντιστοιχούν με ενδοεπιφανειακές ρωγμές που οδηγούν σε επικίνδυνο πολλαπλασιασμό ρωγμών. Στην παρούσα ενότητα πραγματοποιήθηκε ποσοτικοποίηση των σουλφιδίων (MnS, FeS) σε εγκάρσιες διατομές δύο διαφορετικών κατηγοριών χάλυβα οπλισμού BSt420 και B500c σε περιοχές πλησίον της εξωτερικής ελεύθερης επιφάνειας. Η ποσοτικοποίηση δε αυτή, συνδέθηκε με τον ρυθμό απομείωσης των μηχανικών ιδιοτήτων αντοχής των δειγμάτων BSt420 και B500c μετά από διάβρωση.

4.2 Πειραματική Διαδικασία

Οι πειραματικές δοκιμές πραγματοποιήθηκαν σε δείγματα χάλυβα, ονομαστικής διαμέτρου 10mm (Φ10) με ραβδώσεις, στις κατηγορίες BSt420 και B500c, η ακριβής χημική σύσταση των οποίων παρουσιάζεται στον Πίνακας 4.1

Πίνακας 4.1 Χημική σύσταση χαλύβων BSt420 και B500c

| Κατηγορία ράβδου | Χημική Σύνθεση (%) | | | | | | | | | | | |
|---------------------|--------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| χάλυβα | С | Si | S | P | Mn | Ni | Cr | Mo | V | Cu | Sn | Co |
| Hot-rolled (BSt420) | 0,375 | 0,287 | 0,029 | 0,022 | 1,304 | 0,064 | 0,085 | 0,009 | 0,003 | 0,197 | 0,016 | 0,000 |
| Tempcore (B500c) | 0,219 | 0,193 | 0,047 | 0,015 | 0,870 | 0,106 | 0,082 | 0,014 | 0,001 | 0,261 | 0,016 | 0,010 |

4.3 Δοκιμές διάβρωσης και συλλογή φυσικά διαβρωμένων δειγμάτων

Παρότι το εργαστηριακό περιβάλλον δοκιμών διάβρωσης συνήθως προκύπτει περισσότερο επιθετικό του αντίστοιχου φυσικού, ποιοτικά εν τούτοις, προσομοιώνει ικανοποιητικά το φυσικό παράκτιο περιβάλλον. Ο αριθμός των δειγμάτων που υποβλήθηκε σε επιταχυμένη διάβρωση ήταν 5 για το BSt420 και 6 για το B500_C ανά χρόνο έκθεσης 30, 45, 60 και 90 ημερών δηλαδή συνολικά (20+24) 44 δείγματα. Για τον υπολογισμό της απώλειας μάζας, τα δείγματα πριν και μετά την διάβρωση, ζυγίστηκαν.

Τα "φυσικά" διαβρωμένα δείγματα χάλυβα Φ8 και Φ10, ελήφθησαν από διαφορετικές θέσεις δομικών στοιχείων υφιστάμενων κατασκευών άνω των 30 ετών από περιοχές κατά μήκος της παράκτιας ζώνης του Πατραϊκού και Κορινθιακού κόλπου. Μετά τη συλλογή των δειγμάτων, το εναπομείναν σκυρόδεμα απομακρύνθηκε μηχανικά και ακολούθησε ο προβλεπόμενος από ASTM καθαρισμός.

4.4 Μηχανικές Δοκιμές

Όλα τα δοκίμια υποβλήθηκαν σε μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού ακολουθώντας το πρότυπο ISO 15630-1 [ref 4.6] σε θερμοκρασία 24°C με ταχύτητα φόρτισης 2mm/min. Συνολικά, πραγματοποιήθηκαν 25 μηχανικές δοκιμές για τον χάλυβα BSt420 (5 για κάθε χρόνο έκθεσης σε διάβρωση) και 30 μηχανικές δοκιμές για τον χάλυβα B500_c (6 για κάθε χρόνο έκθεσης στη διάβρωση).

4.5 Αποτελέσματα

Για τον προσδιορισμό της ποσότητας και της πυκνότητας των σουλφιδίων στις δύο κατηγορίες ράβδων χάλυβα, πραγματοποιήθηκε ανάλυση μικροσκοπίας σάρωσης SEM. Προκειμένου δε να καταστεί προσιτός ο εντοπισμός των σουλφιδίων, πραγματοποιήθηκε συγκεκριμένη προετοιμασία των δειγμάτων χάλυβα BSt420 και B500_c όπως: λείανση με την βοήθεια της συσκευής Minimet TM grinder polisher machine (Buehler Ltd.). Στη συνέχεια, η εγκάρσια επιφάνειά των δειγμάτων, περάστηκε με χαρτί SiC και διαμαντιού και στιλβώθηκε κατάλληλα με υλικό ενώσεων SiO₂. Τέλος, οι μικροφωτογραφίες ηλεκτρονικής σάρωσης πραγματοποιήθηκαν με λήψεις μέσω ενός ηλεκτρονικού μικροσκοπίου σάρωσης (Zeiss, SUPRA 35VP), που λειτουργεί σε 15 και 30keV. Προκειμένου δε να αποκτηθούν οι απαιτούμενες πληροφορίες από την περιοχή

της εγκάρσιας διατομής των δειγμάτων, το μικροσκόπιο, εξοπλίστηκε με έναν ανιχνευτή οπισθοσκεδαζόμενων ηλεκτρονίων και ένα σύστημα μικροανάλυσης ακτίνων X (QUANTA 200, BRUKER AXS).

Στα **Σχήματα 4.1** και **4.2** παρουσιάζονται ενδεικτικές απόψεις του αριθμού σουλφιδίων στην περιοχή της εξωτερικής διατομής των δύο κατηγοριών χάλυβα (BSt420, B500_c). Στα **Σχήματα 4.3 και 4.4**, παρουσιάζονται οι ληφθείσες καταμετρήσεις (πυκνότητα) σουλφιδίων στα δείγματα BSt420, B500_c, Φ10 συναρτήσει του βάθους (περιοχή εξέτασης) από την εξωτερική ζώνη (500μm και 5000mμ) καθώς επίσης και η συχνότητα τους και τα γεωμετρικά τους χαρακτηριστικά.



Σχήμα 4.1 Άποψη της πυκνότητας σουλφιδίων στην εξωτερική ζώνη 500μm, του BSt420, Φ10.



Σχήμα 4.2 Άποψη της πυκνότητας σουλφιδίων στην εξωτερική ζώνη 500μm, του B500_c, Φ10.



Σχήμα 4.3 Επιφάνεια των σουλφιδίων συναρτήσει της πυκνότητας τους σε διαφορετικές θέσεις από την εξωτερική ελεύθερη επιφάνεια για τις κατηγορίες χάλυβα B500_c και BSt420.

Από το **Σχήμα 4.5** επιβεβαιώνονται τα αποτελέσματα της υψηλής πυκνότητας σουλφιδίων στην εξωτερική ζώνη του διφασικού χάλυβα ιδιαίτερα μετά από την διάβρωσή του.



Σχήμα 4.4 Συχνότητα εμφάνισης σουλφιδίων συναρτήσει της πυκνότητας τους και του μέγιστου μήκους τους στα δοκίμια B500_c - BSt420 σε διαφορετικές θέσεις από την εξωτερική ελεύθερη επιφάνεια.



Σχήμα 4.5 Άποψη της εγκάρσιας διατομής μη διαβρωμένου και διαβρωμένου δοκιμίου χάλυβα B500_c έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης, σε εργαστηριακή διάβρωση.

4.6 Απώλεια μάζας (Mass Loss)

Στον **Πίνακας 4.2**, παρουσιάζονται τα αποτελέσματα της απώλειας μάζας των εργαστηριακά διαβρωμένων δοκιμίων BSt420 και B500_c. Στο **Σχήμα 4.6**, παρουσιάζεται η συσχέτιση μεταξύ της απώλειας μάζας φυσικά διαβρωμένων BSt420 δειγμάτων και της ηλικίας των υφιστάμενων παράκτιων κατασκευών.

| | | Έκθεση σε διαβρωτικό περιβάλλον αλατονέφωσης (ημέρες | | | | | |
|-----------|-----------|--|------|------|--|--|--|
| | Κατηγορία | 30 | 60 | 90 | | | |
| Απώλεια | BSt420 | 3,77 | 7,23 | 8,48 | | | |
| Μάζας [%] | B500c | 2,90 | 5,97 | 8,52 | | | |

Πίνακας 4.2 Απώλεια μάζας των τεχνητά διαβρωμένων χαλύβων.

4.7 Υποβάθμιση της Μηχανικής Απόδοσης

Στον Πίνακας 4.3 δείχνονται οι μηχανικές ιδιότητες των δύο κατηγοριών χάλυβα (BSt420, B500_c) έπειτα από έκθεση σε εργαστηριακό περιβάλλον αλατονέφωσης.



Σχήμα 4.6 Συσχέτιση της απώλειας μάζας μεταξύ δειγμάτων χάλυβα φυσικά διαβρωμένων κατασκευών.



Σχήμα 4.7 Η πτώση των ιδιοτήτων αντοχής (*Rp* – *Rm*) μετά από διάφορους χρόνους έκθεσης.

| Έκθεση σε αλατονέφωση | Rp (MPa) | Rm (MPa) | Rp (MPa) | Rm (MPa) | |
|-----------------------|----------|----------|----------|----------|--|
| (ημέρες) — | BS | st420 | B500c | | |
| 0 | 459,08 | 696,49 | 548,3 | 617,2 | |
| 30 | 436,35 | 669,64 | 521,7 | 618,4 | |
| 60 | 413,49 | 640,41 | 510,1 | 600,1 | |
| 90 | 405,01 | 618,17 | 446,9 | 515,3 | |

Πίνακας 4.3 Ιδιότητες αντοχής, (R_P-R_m), χαλύβων μετά από διαφορετικά επίπεδα έκθεσης.

4.8 Συζήτηση αποτελεσμάτων

Το επίπεδο της βλάβης διάβρωσης των ράβδων χάλυβα, ποσοτικοποιήθηκε με βάση τον υπολογισμό της απώλειας μάζας τους. Η συσχέτιση μεταξύ της απώλειας μάζας των φυσικά διαβρωμένων χαλύβων Φ8 και Φ10 παρουσιάζονται στο **Σχήμα 4.6**. Όπως δείχνεται στον **Πίνακα 4.2**, η επιταχυνόμενη δοκιμή αλατονέφωσης σε γυμνά BSt420 και B500_c ονομαστικής διαμέτρου Φ10, σε έκθεση 90 ημερών στην αλατονέφωση, προκάλεσε σε αμφότερους τους τύπους χάλυβα, μια ισοδύναμη απώλεια μάζας περίπου 8,50%. Σύμφωνα με την εργασία [ref 4.7], η απώλεια μάζας (8,50%) των τεχνητά διαβρωμένων ράβδων χάλυβα, αντιστοιχεί σε φυσική διάβρωση περίπου 19 ετών των φυσικά διαβρωμένων. Διαπιστώθηκε επίσης, ότι από την άποψη της ποσοστιαίας απώλειας μάζας, τα εργαστηριακά διαβρωμένα δείγματα επηρεάστηκαν λιγότερο τα φυσικά διαβρωμένω. Το γεγονός αυτό μπορεί να οφείλεται στο ότι η τεχνητή διάβρωση "γυμνών" δοκιμίων, είναι ελαφρώς μεταβαλλόμενη κατά μήκος των δειγμάτων σε αντίθεση με τα φυσικά διαβρωμένα.

Με βάση δε το γεγονός ότι η μηχανική απόδοση του χάλυβα καθορίζεται κυρίως από τα χαρακτηριστικά βλάβης και την δομική ακεραιότητα της εξωτερικής του ζώνης, κρίθηκε σκόπιμο να εξεταστεί και να ποσοτικοποιηθεί η παρουσία των σουλφιδίων σε δείγματα χάλυβα ποιότητας B500_c και BSt420 καθώς τα εγκλείσματα σουλφιδίων (MnS, FeS) είναι γνωστό ότι ευνοούν την γαλβανική διάβρωση [ref 4.8].

Η ανάλυση SEM και η συγκριτική μελέτη στις δύο κατηγορίες χάλυβα, έδειξε αυξημένη πυκνότητα σουλφιδίων στους μη-διαβρωμένους χάλυβες B500_c έναντι των BSt420, που ισοδυναμεί σε ποσοστό 53% περίπου. (195/127 = 1,53) 1,53. Το αποτέλεσμα αυτό της μέτρησης σουλφιδίων αναφέρεται σε ζώνη 500μmαπό την εξωτερική ζώνη του χάλυβα. Η εστίαση της ανάλυσης στην εξωτερική ζώνη του χάλυβα σχετίζεται στενά με το γεγονός ότι η αστοχία σε μονοτονική φόρτιση ξεκινάει από την εξωτερική ζώνη καθώς επίσης και από το γεγονός ότι στην περιοχή αυτή βρίσκεται η ανθεκτικότερη μαρτενσιτική ζώνη. Η μέτρηση σουλφιδίων σε στοιχειώδεις επιφάνειες εντός της ζώνης αυτής, οδήγησε στα αποτελέσματα που αποτυπώθηκαν στα αντίστοιχα διαγράμματα. Το γεγονός αυτό, μπορεί να αποδοθεί και στο ότι η μέση τιμή της περιεκτικότητας σε S, είναι 0.029% για τον BSt420 έναντι 0.047% στον B500c.

Στα διαγράμματα (Σχήματα 4.3. και 4.4.) παρουσιάζεται υψηλότερη πυκνότητα σουλφιδίων στον B500_c όπως επίσης και η αντίστοιχη επιφάνειά τους έναντι του BSt420. Στον Πίνακα 4.3 επίσης φαίνεται ότι η έκθεση σε εργαστηριακό περιβάλλον διάβρωσης, προκάλεσε μια μέτρια μείωση αντοχής σε εφελκυσμό ο ρυθμός της οποίας είναι ανάλογος με τον χρόνο. Επιπλέον, οι τιμές των ιδιοτήτων αντοχής (R_p, R_m) του B500c εμφάνισαν σημαντικότερη απόκλιση από τη γραμμική προσέγγιση καθ' όλη την διάρκεια της έκθεσής του (**Σχήμα 4.7**). Το γεγονός αυτό, μπορεί να αποδοθεί κυρίως στο ότι στην εξωτερική μαρτενσιτική ζώνη, παρουσία χλωριόντων, προκαλούνται συχνά έντονες βλάβες εξ αιτίας της διάλυσης των σουλφιδίων (FeS, MnS) **Σχήμα 4.5** [ref 4.9, 4.10, 4.11].

Τα αποτελέσματα των δοκιμών διάβρωσης στις δύο κατηγορίες χάλυβα (Φ10) έδειξαν προφανή μείωση της αντοχής τους. Παράλληλα με τις επισημάνσεις της εντονότερης παρουσίας σουλφιδίων στον Β500cόπως ήδη αναφέρθηκε ότι η απώλεια μάζας του αντιστοιχεί σε υλικό υψηλής αντοχής (μαρτενσίτης) έναντι του υποδεέστερου μηχανικά υλικού του φερρίτο-περλίτη στον BSt420. Υπολογίζοντας αδρά τα ποσοστά μείωσης της αντοχής του Β500c με τον χρόνο, έχουμε για μεν το όριο διαρροής ΔRp=548,3 - 446,9/548,3 = 18,49% για δε το όριο αντοχής σε εφελκυσμό ΔRm=617,2 - 515,3/617,2=16,51%. Συνεπώς η μέση τιμή μείωσης των ιδιοτήτων αντοχής καταγράφεται περίπου 17,50%.

Αντίστοιχα για τον BSt420, ο συντελεστής μείωσης του ορίου διαρροής είναι ΔRp=459,08 - 405,01/459,08=11,78% και του ορίου αντοχής σε εφελκυσμό είναι ΔRm=696,49 -618,17/696,49=11,23%. Έτσι, (παρότι αδόκιμο) ο λόγος της μέσης τιμής της πτώσης των ιδιοτήτων αντοχής του B500c έναντι του BSt420 υπολογίζεται ίσος προς 1,52. Παρότι η σύμπτωση των δεικτών της αντοχής και της πυκνότητας σουλφιδίων ενδοεπιφανειακά στον B500c φαίνεται τυχαία, ωστόσο, αυτό επιβεβαιώνεται από τιςSEM αναλύσεις του **Σχήματος 4.5**. Στο σχήμα φαίνεται ότι η παρουσία χλωριόντων στο υλικό έπειτα από έκθεση 45 ημερών στην εργαστηριακή διάβρωση ενεργεί αποδομητικά (δομικά και μηχανικά). Η συγκέντρωση φυσικά διαβρωμένων δειγμάτων χάλυβα BSt420 από παράκτιες δομές, βοήθησε σημαντικά στον υπολογισμό της απώλειας μάζας όπως παρουσίαζεται στο ανάλογο **Σχήμα 4.6**.

Τα αποτελέσματα της πειραματικής εργασίας, καθιστούν δυνατή την υπόθεση ότι συγκεντρώνοντας στο μέλλον δείγματα χάλυβα B500_c από υπάρχουσες νέες κατασκευές οι απώλειες μάζας θα αντιστοιχήσουν με εκείνα του διαγράμματος. Παράλληλα και σε σχέση με την μείωση των μηχανικών ιδιοτήτων αντοχής του B500_c, θα πρέπει να αναμένεται πτώση περίπου 50% υψηλότερη του BSt420.

4.9 Συμπεράσματα

Στην παρούσα ενότητα εξετάστηκε η συσχέτιση της πυκνότητας σουλφιδίων πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας και του πυρήνα δύο κατηγοριών χάλυβα οπλισμού του BSt420 και B500c Tempcore. Παράλληλα εξετάστηκαν και συγκρίθηκαν, οι μηχανικές ιδιότητες αντοχής των ράβδων χάλυβα, καθώς και η καταγραφή σουλφιδίων πριν και μετά την διάβρωση.

Τα πειραματικά αποτελέσματα έδειξαν ότι: Η αντίσταση σε διάβρωση του χάλυβα BSt420 είναι υψηλότερη αυτής του B500c, γεγονός που μπορεί να αποδοθεί στην χαμηλότερη πυκνότητα σουλφιδίων στην εξωτερική επιφανειακή ζώνη (500μm – του BSt420). Τα αποτελέσματα της υποβάθμισης του χάλυβα (BSt420) κατασκευών φυσικά διαβρωμένων σε ένα χρονικό εύρος 36 ετών (απώλεια μάζας και μηχανικές ιδιότητες αντοχής) εγείρει δικαιολογημένα ερωτήματα περί της αντίστοιχα αναμενόμενης υποβάθμισης των νέων κατασκευών με χάλυβα B500c αντίστοιχης χρονικής περιόδου σε παράκτιο περιβάλλον.

58

4.10 Αναφορές (References)

[ref 4.1] Yu, L., François, R., Dang, V.H., L'Hostis, V., & Gagné, R. Structural Performance of RC Beams Damaged by Natural Corrosion under Sustained Loading in a Chloride Environment. Engineering Structures, 2015, Vol. 96, 30–40.

[ref 4.2] Williams, D.E., Kilburn, M.R., Cliff, J., & Waterhouse, G.I.N. Composition changes around sulfide inclusions in stainless steels, and implications for the initiation of pitting corrosion. Corrosion Science, 2010, Vol. 52, 3702–3716.

[ref 4.3] Kiessling, R. Nonmetallic Inclusions and their Effects on the Properties of Ferrous Alloys. Encyclopedia of Materials: Science and Technology, 2001, 6278–6283.

[ref 4.4] Temmel, C., Ingesten, N.-G., & Karlsson, B. Fatigue anisotropy in cross-rolled, hardened medium carbon steel resulting from MnS inclusions. Metallurgical and Materials Transactions A, 2006, Vol. 37, Iss. 10, 2995–3007.

[ref 4.5] Apostolopoulos, A., Matikas, T., Apostolopoulos, C., & Diamantogiannis, G. Pit Corrosion Examination of Bare and Embedded Steel Bar. 10th International Conference "Advanced Metallic Materials and Technology", 2013, Saint Petersburg, Russia, pp. 489– 495.

[ref 4.6] ISO 15630-1, Steel for the Reinforcement and Prestressing of Concrete —Test Methods — Part 1: Reinforced Bars, Wire Rod and Wire, International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 2010.

[ref 4.7] Papadopoulos, M.P., Apostolopoulos, C.A., Alexopoulos, N.D., & Pantelakis, S.G. Effect of salt spray corrosion exposure on the mechanical performance of different technical class reinforcing steel bars. Materials and Design, 2007, 28(8), 2318–2328.

[ref 4.8] Ou, Y.C., Fan, H.D., & Nguyen, N.D. Long-term seismic performance of reinforced concrete bridges under steel reinforcement corrosion due to chloride attack. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2013, 42(14), pp. 2113–2127.

[ref 4.9] Apostolopoulos, C.A., & Diamantogiannis, G. Structural Integrity Problems in Dual-Phase High Ductility Steel Bar. Applied Mechanical Engineering, 2012

[ref 4.10] Apostolopoulos, C., Diamantogiannis, G., & Kodzhaspirov, G.E. A Micro Mechanical Study Investigating the Failure Process in Dual-Phase Ultrafine Grained B500c Steel Bar. Nanotechnologies of Functional Materials (nfm'2012), Saint Petersburg, 27-29 June, 2012, pp. 148–153.

[ref 4.11] Apostolopoulos, C., Diamantogiannis, G., & Apostolopoulos, A. Assessment of the mechanical behavior in dual phase steel B400C, B450C and B500B in marine environment. Journal of Materials in Civil Engineering, 2015.

Κεφάλαιο 5

Φαινόμενα Διάβρωσης του διφασικού Χάλυβα εντός και εκτός σκυροδέματος - Συνέπειες στη Μηχανική του Συμπεριφορά

PAPER

Corrosion of Bare and Embedded in Concrete Steel Bar - Impact on Mechanical Behavior. Alk. Apostolopoulos, T.E. Matikas, International Journal of Structural Integrity, vol. 7(2), pp. 240-259 (2016).

Με στόχο την αναγνώριση του βαθμού της βλάβης διάβρωσης και τις επιπτώσεις στον (σύγχρονο) διφασικό χάλυβα, καταστρώθηκε πρόγραμμα εργαστηριακών δοκιμών διάβρωσης σε διάφορες κατηγορίες χάλυβα (γυμνών δοκιμίων καθώς επίσης και εγκιβωτισμένων δοκιμίων). Μετά τον καθαρισμό των δοκιμίων χάλυβα, μετρήθηκε η απώλεια μάζας, εξετάστηκε μεταλλουργικά και μελετήθηκε η επιφανειακή τους βλάβη (βελονισμοί) ενώ πρόσθετα υποβλήθηκαν σε μία σειρά μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού. Από την ανάλυση ενός μεγάλου αριθμού δειγμάτων, στα οποία οι καταγραφείσες αστοχίες συσχετίστηκαν με τις δομικές ατέλειες και τα σουλφίδια στο υλικό (ως υπεύθυνων για την παρουσία ενδοεπιφανειακών μικρορηγματώσεων). Από την μελέτη των επιφανειών θραύσης του χάλυβα, ενισχύθηκε η υπόθεση περί σύνθετης επιφάνειας θραύσης δηλαδή ψαθυρής εξωτερικά (πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας) και όλκιμης εσωτερικά καθώς επίσης και άλλων φαινομένων τοπικής αποκόλλησης της διεπιφάνειας του μαρτενσιτικού φλοιού από τον πυρήνα.

5.1 Γενικά στοιχεία

Όπως είναι γνωστό, ένας σημαντικός παράγοντας με καταστροφικές συνέπειες για τους ανθρώπους, την οικονομία και τις κατασκευές μετά από έναν σεισμό, είναι η δομική αστοχία του σιδηρού οπλισμού σκυροδέματος. Για την αντιμετώπιση της πρόκλησης αυτής πριν από περίπου 15 χρόνια στην Ευρωπαϊκή Ένωση εισήχθη ένας οικονομικότερος χάλυβας και μηχανικά αναβαθμισμένος, γνωστός ως χάλυβας Tempcore, ή ως διφασικός χάλυβας υψηλής αντοχής και ολκιμότητας, με χαρακτηριστικό διαφοροποίησής του (από τους παλαιότερους χάλυβες), την εξωτερική μαρτενσιτική ζώνη.

Ωστόσο, η μηχανική απόδοση των κατασκευών από Ο/Σ, εξαρτάται σε μεγάλο βαθμό από τον βαθμό του δεσμού συνάφειας μεταξύ χάλυβα και σκυροδέματος η οποία λόγω των φαινομένων διάβρωσης του χάλυβα μειώνεται δραματικά. Συχνά η παρουσία επιθετικών ιόντων χλωρίου καταστρέφει την παθητική προστατευτική ζώνη του χάλυβα και ο ρυθμός διάβρωσης γίνεται έντονος [ref 5.1] σε συνδυασμό δε με την ραγδαία αυξανόμενη εκπομπή CO₂ στην ατμόσφαιρα, αυτό οδηγεί σε περαιτέρω μείωση του pH του σκυροδέματος κ.ο.κ. [ref 5.2, 5.3]. Στην περίπτωση αυτή η παρουσία πορώδους στο εσωτερικό του σκυροδέματος και οι επιφανειακές ρηγματώσεις του, σε μεγάλο βαθμό συμβάλλουν αρνητικά στην παθητική προστασία του χάλυβα καθώς ευνοούνται οι συνθήκες επιδείνωσης και διάβρωσης του οπλισμένου σκυροδέματος.

Παρά το γεγονός ότι το πρότυπο BS EN 1504-5: 2013[ref 5.4], ακολουθείται από τις χώρες της Ευρωπαϊκής Ένωσης παρέχοντας όλες τις απαραίτητες δράσεις για την αποκατάσταση σημαντικών κατασκευών, οι κοινωνίες ωστόσο δεν το υιοθετούν κυρίως λόγω ελλιπούς πληροφόρησης και οικονομικής δυσπραγίας.

Στη διάρκεια των τελευταίων δεκαετιών, η ανάπτυξη ορισμένων μη καταστρεπτικών μεθόδων έδωσε χρήσιμες πληροφορίες παρακολούθησης της "υγείας" των δομικών στοιχείων του οπλισμένου σκυροδέματος των κατασκευών μέσω καταγραφής του ημιδυναμικού, του ρυθμού διάβρωσης κ.α.. Συχνά ωστόσο τυγχάνουν παρερμηνείας και εν γένει απέχουν σημαντικά στην απόδοση ολοκληρωμένης πληροφόρησης περί της ανθεκτικότητας των κατασκευών [ref 5.5, 5.6].

Σχετικά πρόσφατα αποδείχθηκε ότι η μηχανική απόδοση του διαβρωμένου σιδηροοπλισμού, παρουσιάζει σταδιακή υποβάθμιση [ref 5.7, 5.8, 5.9, 5.10, 5.11, 5.12]. Παράλληλα, ο όγκος των προϊόντων διάβρωσης καταλαμβάνει πολλαπλάσιο όγκο του αποβαλλόμενου υλικού χάλυβα. Το γεγονός αυτό έχει ως συνέπεια, ο εγκιβωτισμένος χάλυβας να προκαλεί θρυμματισμό της επικάλυψης του σκυροδέματος και δραματική μείωση των δυνάμεων συνάφειας μεταξύ χάλυβα και σκυροδέματος. Η σπουδαιότητα της επίδρασης της διάβρωσης στην διάρκεια ζωής των κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα (RC), προσέλκυσε το ενδιαφέρον της επιστημονικής κοινότητας με παράλληλη ανάπτυξη σημαντικών ερευνητικών προγραμμάτων γύρω από την περιγραφή των ηλεκτροχημικών διαδικασιών διάβρωσης του, την προσομοίωση των συνθηκών διάβρωσης, τις συνέπειες στην μηχανική συμπεριφορά του χάλυβα και άλλα [ref 5.13, 5.14, 5.15, 5.16, 5.17].

Σε γενικές γραμμές όμως, οι μελέτες σε δομές ή στοιχεία οπλισμένου σκυροδέματος (RC) που εκτίθενται σε φυσικό παράκτιο περιβάλλον, είναι ιδιαίτερα περιορισμένες, οι περισσότερες από αυτές δε, βασίζονται σε εργαστηριακές δοκιμές. Δοκιμές που ωστόσο είναι απαραίτητες για τη βελτίωση της κατανόησης των μηχανισμών διάβρωσης του χάλυβα σε στοιχεία οπλισμένου σκυροδέματος και κατ' επέκταση των κατασκευών (RC). Επιπρόσθετα, η συσχέτιση της προκαλούμενης βλάβης διάβρωσης μεταξύ γυμνού και εγκιβωτισμένου ως προς τα μηχανικά τους χαρακτηριστικά και τη γεωμετρία των παραγόμενων βελονισμών, έχουν περιορισμένη έκταση [ref 5.18, 5.19]. Στο θέμα αυτό ιδιαίτερα ενδιαφέρουσα είναι η πειραματική εργασία [ref 5.20], η οποία διεξήχθη σε "γυμνά" και "εγκιβωτισμένα" στο σκυρόδεμα δοκίμια, σε επιταχυνόμενη εργαστηριακή διάβρωση στον χάλυβα κατηγορίας B500c.

Σύμφωνα με τα αποτελέσματα της εργασίας [ref 5.21] για το ίδιο επίπεδο της απώλειας μάζας, η πτώση των μηχανικών ιδιοτήτων των εγκιβωτισμένων δοκιμίων χάλυβα ήταν μεγαλύτερη από ό, τι ο αντίστοιχη στα "γυμνά" δοκίμια.

Στην παρούσα ενότητα μετρήθηκαν σημαντικοί παράμετροι και χαρακτηριστικά του περιβάλλοντος σκυροδέματος (μέγεθος και εύρος των ρωγμών), τα χαρακτηριστικά βελονισμών στον χάλυβα όλα δε τα ανωτέρω υποστηρίχτηκαν με SEM και EDX, και πραγματοποιήθηκαν μηχανικές δοκιμές και στις δύο ομάδες χάλυβα ποιότητας B500_c (γυμνά και εγκιβωτισμένα). Η τεκμηρίωση της υποβάθμισης του διφασικού χάλυβα λόγω διάβρωσης με χλωριόντα, πραγματοποιήθηκε πειραματικά περαιτέρω και εκτενώς στις κατηγορίες "γυμνών" δοκιμίων χάλυβα: B400_c, B450_c και B500_b.

63

5.2 Πειραματική Διαδικασία

Εξετάστηκαν τρείς διαφορετικές κατηγορίες "γυμνού" διφασικού χάλυβα μήκους 580 mm, Φ16, με στοιχεία: B400_c, B450_c καιB500_B Ευρωπαϊκών εργοστασίων, με μηχανικά χαρακτηριστικά όπως δείχνονται στον **Πίνακας 5.1**. Τα δοκίμια αυτά, έπειτα από διάβρωση (στο ίδιο περιβάλλον), εξετάστηκαν στοχευμένα σε δύο χρόνους έκθεσης 45 και 90ημερών. Για όλες τις κατηγορίες χάλυβα πραγματοποιήθηκαν μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού σύμφωνα με το ISO/FDIS 15630-1 [ref 5.22]. Από τις δοκιμές, αξιολογήθηκαν τα όρια της τάσης διαρροής R_p, της μέγιστης αντοχής R_m, της ομοιόμορφης παραμόρφωσης A_{gt} και της πυκνότητας ενέργειας U (energy density). [ref 5.45].

| Κατηγορία | Τάση Διαρροής <i>Rp</i> (MPa) | $egin{array}{c} A_{gt} \ (\%) \end{array}$ | Ελάχιστες τιμές $k=(R_p/R_m)_k$ |
|-------------------|----------------------------------|--|---------------------------------|
| B500 _B | 500 | ≥ 5 | ≥ 1.08 |
| $B400_{C}$ | 400 | ≥ 7.5 | ≥ 1.15 < 1.35 |
| B450 _C | 450 | ≥ 7.5 | $\geq 1.15 < 1.35$ |

Πίνακας 5.1 Τα ελάχιστα όρια των μηχανικών χαρακτηριστικών για χάλυβες Μέσης και Υψηλής ολκιμότητας σύμφωνα με EC2 (Steel Classes). [ref 5.45].

Πέραν αυτών εξετάστηκε σειρά "γυμνών" και "εγκιβωτισμένων" διφασικών ράβδων χάλυβα B500c. Ειδικότερα για τις ανάγκες της παρούσας μελέτης, παρασκευάστηκαν δοκίμια οπλισμένου σκυροδέματος C16/20 με χάλυβα Φ10-B500c. Στόχος της ανάλυσης αυτής ήταν η αποτίμηση και οι συνέπειες της βλάβης στον εγκιβωτισμένο χάλυβα. Τα δοκίμια αυτά υποβλήθηκαν σε δοκιμές εργαστηριακής διάβρωσης, μετά δε την αφαίρεση του σκυροδέματος, μετρήθηκε η απώλεια μάζας και μελετήθηκε η επιφανειακή βλάβη (βελονισμοί). Προς τούτο διαμορφώθηκαν, 60 δοκίμια μήκους 520mm (30 "γυμνά" και 30 δοκίμια χάλυβα που εγκιβωτίστηκαν στο σκυρόδεμα) και εκτέθηκαν στο θάλαμο αλατονέφωσης (5% NaCl), με εύρος pH6.5-7.2, για διάφορους χρόνους: των 10, 20, 30, 45, 60 και 90 ημερών με 8 ημερήσιους κύκλους wet/dry σύμφωνα με το ASTM B117-94 [ref 5.23]. Μετά την αφαίρεση των πλαστικότυπων, τα δοκίμια οπλισμένου σκυροδέματος, συντηρήθηκαν κατάλληλα για 28 ημέρες και στην συνέχεια εκτέθηκαν στην διάβρωση. Σε 8 δοκίμια οπλισμένου σκυροδέματος που εκτέθηκαν για 90 ημέρες, αξιολογήθηκαν συγκεκριμένα χαρακτηριστικά μεγέθη του σκυροδέματος. Οι ράβδοι χάλυβα (μήκους 520mm) ενσωματώθηκαν κεντρικά στους πλαστικότυπους (εσωτερικής διαμέτρου 30mm) διατηρώντας σταθερή περιμετρική επικάλυψη σκυροδέματος 10mm. Το σκυρόδεμα παρασκευάστηκε με τσιμέντο τύπου CEM IV (σύμφωνα με το EN-197) και λόγο νερού/ τσιμέντου 0.6 (W/C). Η επιλογή της κατηγορίας σκυροδέματος C16/20 με πάχος επικάλυψης 10mm, έγινε για δύο λόγους: Αφενός για να προσομοιωθεί το μεγαλύτερο μέρος του δομικού πλούτου της χώρας μας όπου στο παρελθόν χρησιμοποιήθηκε σκυρόδεμα κατηγορίας B225 (παρόμοιων επιδόσεων του C16/20) και αφετέρου για την (χρονικά) σύντομη διαβρωτική προσβολή του εγκιβωτισμένου χάλυβα. Προκειμένου δε να εξεταστεί η βλάβη διάβρωσης της εξωτερικής επιφανειακής στρώσης, διαμορφώθηκαν με κατάλληλες τομές δείγματα εγκάρσια είτε κατά μήκος, όπου πραγματοποιήθηκε παρακολούθηση και καταγραφή των φαινομένων διάβρωσης στην διεπιφάνεια (σκυρόδεμα – χάλυβα) μέσω αναλύσεων SEM και EDX. Στα **Σχήματα 5.1** και **5.2**, παρουσιάζονται και οι δύο κατηγορίες χάλυβα έπειτα από εργαστηριακή έκθεση 60 ημερών.



Σχήμα 5.1 "Γυμνό" διαβρωμένο δοκίμιο έπειτα από 60 ημέρες έκθεσης, με μέση απώλεια μάζας 8.20 %.



Σχήμα 5.2 "Εγκιβωτισμένο" διαβρωμένο δοκίμιο έπειτα από 60 ημέρες έκθεσης, με μέση απώλεια μάζας 2.80%.

Μετά το τέλος της κάθε περιόδου έκθεσης, οι ράβδοι χάλυβα "αποσκυροδετήθηκαν" και καθαρίστηκαν σύμφωνα με την προδιαγραφή ASTM G1 [ref 5.24], ζυγίστηκαν εκ νέου και υπολογίστηκε η απώλεια μάζας τους. Στην συνέχεια, μέσω ψηφιακής ανάλυσης εικόνας και ενός οπτικού μικροσκοπίου, αξιολογήθηκαν τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά των βελονισμών (βάθος, επιφάνεια και μορφή των βελονισμών). Μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού πραγματοποιήθηκαν και στις δύο ομάδες δοκιμίων.

5.3 Αποτελέσματα της πειραματικής διαδικασίας

Για την μεταλλογραφική αποτίμηση της μαρτενσιτικής επιφάνειας των χαλύβων Φ16, πραγματοποιήθηκε η ακόλουθη διαδικασία:

Τεμαχισμός των ράβδων σε 12 τυχαίες θέσεις και μέτρηση της επιφάνειάς τους ώστε να ληφθεί η αντιπροσωπευτική μέση τιμή (επιφάνειας). (**Σχήμα 5.3**). Προς τούτο, σε όλα τα τεμάχια χάλυβα χρησιμοποιήθηκε ειδικό γυαλόχαρτο, μία ακόμη διαβαθμισμένη σειρά από σμυριδόχαρτα και στην συνέχεια, εμβάπτιση σε διάλυμα NITAL 2%. Τα έτοιμα πλέον δείγματα, τοποθετήθηκαν σε ένα συμβατικό scanner και με την βοήθεια λογισμικού ανάλυσης εικόνας, μετρήθηκε η επιφανειακή ζώνη μαρτενσίτη κάθε μιας διατομής όπως φαίνεται στο **Πίνακας 5.2**. Πέραν αυτών, η αξιολόγηση της βλάβης διάβρωσης πραγματοποιήθηκε με την βοήθεια SEM και EDX ανάλυσης.



Σχήμα 5.3 Μετρήσεις επιφάνειας μαρτενσιτικής ζώνης, επάλληλων εγκάρσιων διατομών διφασικού χάλυβα.

Πίνακας 5.2 Μέτρηση επιμέρους διατομών δειγμάτων αναφοράς των Φ16 Tempcore χαλύβων. [ref 5.45].

| Κατηγορία χάλυβα | Ολική επιφάνεια διατομής (mm ²), A _{tot} | Επιφάνεια διατομής μαρτενσίτη (mm ²), A _{mart} | $A_{ m mart}/A_{ m tot}$ (%) | Μέσο πλάτος ζώνης μαρτενσίτη (mm) |
|---------------------|--|--|------------------------------|--|
| B450 _C | 207,01 | 78,25 | 37,80 | 1.72 |
| B500 _B | 203,08 | 71,26 | 35,09 | 1.56 |
| B400 _C | 196,22 ^a | 54,03 | 27,53 | 1.18 |

^aΗ ολική επιφάνεια διατομής είναι χαμηλότερη του ορίου 201 mm² σύμφωνα με τον ΕΝ10080 (CEN 2005c) για Φ16.

Στον **Πίνακας 5.3** παρουσιάζονται γεωμετρικά χαρακτηριστικά βελονισμών σε δοκίμια B400_c, έπειτα από διάφορους χρόνους έκθεσης. Από τις εγκάρσιες διατομές μέτρησης μαρτενσίτη και βελονισμών, προέκυψαν τα ακόλουθα γενικά συμπεράσματα [ref 5.45].

• Δύο ή περισσότεροι γειτονικοί βελονισμοί, συνενώνονται σε έναν μεγαλύτερο ενιαίο.

- Εμφάνιση έντονης τοπικής βλάβης οφειλόμενης σε εστιασμένους διάβρωσης
 (π.χ στις θέσεις ύπαρξης σουλφιδίων).
- Εντοπισμός βελονισμών στη βάση των νευρώσεων (ribs), που σηματοδοτούν αναπόφευκτα φαινόμενα συγκέντρωσης υψηλών μηχανικών τάσεων στην διάρκεια έντονων φορτίσεων.

Οι βελονισμοί παρουσίασαν ποικίλη γεωμετρία και τύπο (ρηχοί, βαθείς, απότομοι, υπό κλίση, ακόμη και εσωτερικά κατά το μήκος αναπτυσσόμενοι).

Πίνακας 5.3 Γεωμετρικά χαρακτηριστικά βελονισμών σε δοκίμια B400_c, έπειτα από διάφορους χρόνους έκθεσης. [ref 5.45].

| Δείγμα | Απώλεια μάζας (%) | Ημέρες έκθεσης | Επιφάνεια (cm²) | Αριθμός βελονισμών | Πυκνότητα βελονισμών (ανά cm²) | Μέσο βάθος βελονισμών (mm) | Μέγιστο βάθος βελονισμών (mm) | Μέση επιφάνεια (mm²) | Μέγιστη επιφάνεια (mm²) |
|--------|----------------------|-------------------|--------------------|-----------------------|--------------------------------------|-------------------------------|----------------------------------|-------------------------|----------------------------|
| 16.1 | 5.30 | 40 | 158.41 | 333 | 2.10 | 257 | 385 | 1.18 | 2.34 |
| 16.2 | 5.25 | 40 | 165.61 | 323 | 1.95 | 249 | 315 | 1.51 | 2.26 |
| 16.3 | 7.85 | 75 | 155.44 | 717 | 4.61 | 312 | 396 | 0.81 | 1.46 |
| 16.4 | 7.70 | 75 | 166.10 | 651 | 3.92 | 318 | 454 | 0.76 | 1.89 |
| 16.5 | 10.88 | 110 | 157.97 | 916 | 5.80 | 315 | 543 | 1.39 | 3.14 |
| 16.6 | 11.27 | 110 | 171.02 | 1149 | 6.72 | 288 | 465 | 1.25 | 2.61 |
| 16.7 | 14.26 | 145 | 165.50 | 1185 | 7.16 | 365 | 537 | 1.75 | 3.78 |
| 16.8 | 15.15 | 145 | 158.11 | 1105 | 6.99 | 372 | 551 | 2.21 | 3.50 |

Για την κατανόηση του μηχανισμού ανάπτυξης των βελονισμών (pits) σε σχέση με το ποσοστό απώλειας μάζας, μετρήθηκαν τα γεωμετρικά χαρακτηριστικά και η πυκνότητά τους. Λόγω των ποικίλων γεωμετρικών μεταβολών, της μεγάλης τυπικής απόκλισης τους καθώς και του μεγάλου αριθμού βελονισμών, οι μετρήσεις πραγματοποιήθηκαν σε συγκεκριμένο μήκος δοκιμίων 32cm και για βάθη βελονισμών άνω των 200μm. Αν και τα φαινόμενα της ανάπτυξης βελονισμών και οι τυχόν συνενώσεις τους στη διάβρωσης απαιτούν μια ευρύτερη και λεπτομερέστερη μελέτη και συσχέτιση με τις μηχανικές ιδιότητες του χάλυβα, ωστόσο σχετικά με τον μηχανισμό
προκύπτει ότι το μέσο βάθος βελονισμών, παραμένει οριακά σταθερό για απώλεια μάζας από 7.70% έως 11.27%. Αντίθετα, σε δείγματα με απώλεια μάζας από 14.26% έως 15.15% το πλήθος των βελονισμών σταθεροποιείται.

| Δοκίμιο | Διάβρωση (ημέρες) | Απώλεια Μάζας (%) | R _p (MPa) | R _m (MPa) | A _{gt} (%) | R _m / R _p | U (MPa) |
|-----------|----------------------|----------------------|-------------------------|-------------------------|------------------------|---------------------------------|------------|
| | | | B400c | | | | |
| Δοκίμιο 4 | 45 | 5.93 | 435 | 518 | 6.3 | 1.19 | 28.17 |
| Δοκίμιο 5 | | 5.54 | 431 | 519.8 | 5.7 | 1.21 | 25.12 |
| Δοκίμιο 6 | | 4.81 | 429 | 520 | 6.3 | 1.21 | 28.13 |
| Μέση τιμι | ń — | 5.43 | 431.67 | 519.27 | 6.1 | 1.20 | 27.14 |
| Δοκίμιο 7 | 90 | 8.55 | 400 | 496.75 | 5.2 | 1.24 | 22.15 |
| Δοκίμιο 8 | | 9.70 | 414 | 493.5 | 4.1 | 1.19 | 17.73 |
| Δοκίμιο 9 | | 9.64 | 408 | 487.5 | 4.7 | 1.19 | 20.08 |
| Μέση τιμι | ń — | 9.30 | 407.33 | 492.58 | 4.7 | 1.21 | 19.99 |
| | | | B450 c | | | | |
| Δοκίμιο 4 | 45 | 6.01 | 528 | 614 | 4.6 | 1.16 | 24.58 |
| Δοκίμιο 5 | | 6.16 | 534 | 613 | 4.1 | 1.15 | 22.16 |
| Δοκίμιο 6 | | 6.08 | 533 | 617 | 4.3 | 1.15 | 22.8 |
| Μέση τιμι | ń — | 6.08 | 531.67 | 614.67 | 4.3 | 1.16 | 23.18 |
| Δοκίμιο 7 | 90 | 11.19 | 511.8 | 565.8 | 2.4 | 1.10 | 11.66 |
| Δοκίμιο 8 | | 11.32 | 509 | 581 | 2.7 | 1.14 | 13.19 |
| Δοκίμιο 9 | | 10.13 | 496 | 575 | 3.0 | 1.15 | 14.93 |
| Μέση τιμι | í — | 10.88 | 505.6 | 573.93 | 2.7 | 1.14 | 13.26 |
| | | | В500в | | | | |
| Δοκίμιο 4 | 45 | 4.68 | 529 | 619.5 | 5.4 | 1.17 | 29.03 |
| Δοκίμιο 5 | | 5.41 | 515.3 | 608 | 4.9 | 1.18 | 23.85 |
| Δοκίμιο 6 | | 6.15 | 514 | 595 | 4.3 | 1.16 | 21.77 |
| Μέση τιμι | ń — | 5.41 | 519.43 | 607.5 | 4.9 | 1.17 | 24.88 |
| Δοκίμιο 7 | . 90 | 11.31 | 488 | 562 | 2.7 | 1.15 | 12.92 |
| Δοκίμιο 8 | | 9.85 | 492.3 | 572 | 3.4 | 1.16 | 17 |
| Δοκίμιο 9 | | 11.17 | 490.6 | 570 | 3.0 | 1.12 | 14.75 |
| Μέση τιμι | ń — | 10.78 | 490.3 | 568 | 3.0 | 1.15 | 14.89 |

Πίνακας 5.4 Μηχανικές ιδιότητες των προδιαβρωμένων δοκιμίων (ανά κατηγορία). [ref 5.45].

Από τις μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού των ράβδων χάλυβα (σε χρόνους έκθεσης 45 και 90 ημερών και μη διαβρωμένων), **Πίνακας 5.4**, προέκυψε ότι σημαντικές μηχανικές ιδιότητες του υλικού σταδιακά και σχετικά σύντομα τίθενται κάτω από τα ελάχιστα όρια του EC2. [ref 5.45].

Μεταξύ των ιδιοτήτων αντοχής και ολκιμότητας η σημαντικότερη απώλεια εντοπίζεται στις ιδιότητες ολκιμότητας, αντίθετα με τις ιδιότητες αντοχής οι οποίες συγκρατούνται εν πολλοίς άνω των ελαχίστων ορίων. Στα **Σχήματα 5.4 (a)** και **(b)**, δείχνεται η

δραματική μείωση των ιδιοτήτων ολκιμότητάς τους. Συγκεκριμένα παρουσιάζεται η πτώση του ορίου ομοιόμορφης παραμόρφωσης κάτω του 7.50% για τους χάλυβες κατηγορίας C και κάτω του 5% για τους χάλυβες κατηγορίας Βγια απώλεια μάζας περίπου 5%.



Σχήμα 5.4 Η επίδραση του χρόνου έκθεσης στις ιδιότητες ολκιμότητας διάβρωσης (a) στο όριο παραμόρφωσης A_{gt} και (b) στην πυκνότητα ενέργειας (energy density U). [ref 5.45].

Στο **Σχήμα 5.5** παρατίθενται οι περιοχές των θέσεων θραύσης με εμφανή τον όλκιμο χαρακτήρα αστοχίας στα δοκίμια αναφοράς αντίθετα με τα ελαφρά διαβρωμένα (45 ημέρες έκθεσης σε διάβρωση) όπου διαπιστώθηκαν μικτά χαρακτηριστικά θραύσης.



Σχήμα 5.5 Άποψη της επιφάνειας θραύσης πριν και μετά από έκθεση 45 ημερών των δοκιμίων σε διάβρωση. [ref 5.45].

5.4 Αποτελέσματα της ανάλυσης SEM και EDX στις τρείς κατηγορίες χάλυβα

Η παράθεση των αποτελεσμάτων και η αντίστοιχη ανάλυση SEM-EDX για τον χάλυβα Φ16, είναι αντιπροσωπευτικά καθώς τα ευρήματα είναι περίπου όμοια και για τους τρεις τύπους χάλυβα. Στο **Σχήμα 5.6** απεικονίζονται SEM και EDX αναλύσεις σε μη διαβρωμένα δοκίμια αναφοράς B450_c, δίχως να έχει προηγηθεί τάνυση. Στις εξωτερικές περιοχές της επιφάνειας(λήψεις μεταξύ 20μm και 500μm), διακρίνεται μια υψηλή πυκνότητα προσμίξεων και πόρων. Με τη χρήση του EDX, εντοπίστηκαν προσμίξεις SiO_x και MnS, FeS [SiO_x=σκούρο χρώμα, MnS=χρώμα γκρι-περίθλαση ηλεκτρονίων οπισθοσκέδασης (EBSD)].



Σχήμα 5.6 Περιοχές με εγκλείσματα και SiO_x σε μη διαβρωμένο διφασικό χάλυβα πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας. [ref 5.45].

Περαιτέρω διερευνήθηκε η επίδραση των εγκλεισμάτων αυτών έπειτα από 45 και 90 ημέρες έκθεσης σε δείγματα χάλυβα B450_C επίσης δίχως προηγούμενη τάνυση. Στο **Σχήμα 5.7**, παρουσιάζονται δοκίμια που εκτέθηκαν 45 ημέρες και οι τύποι βλάβης που καταγράφηκαν: (a) crevice type corrosion (η διάβρωση εκδηλώνεται ενδοεπιφανειακά, με ρήξη, στο υλικό) (b) a mixture pitting (πλήθος επιφανειακών βελονισμών διάβρωσης, σημειακά σε διάσπαρτα διακεκριμένα σημεία, εγγύτατα το ένα του άλλου) (c), (f), με ενδοεπιφανειακές περιοχές ενεργού διάβρωσης καθώς εκεί διαχύθηκαν ιόντα χλωρίου (Cl–) τα οποία εκτάθηκαν και σε περιοχές σουλφιδίων. Στο **Σχήμα 5.7**, διακρίνονται περιοχές βλάβης, εξωτερικά και εσωτερικά με τα χαρακτηριστικά γνωρίσματα του βάθους και τη θέση τους. [ref 5.45].



Σχήμα 5.7 Φαινόμενα βλάβης έπειτα από 45 ημέρες διάβρωση. (a), (b), (c), (f) εκδηλούμενη εξωτερικά ή με ενδοεπιφανειακή ρήξη, δηλαδή διάχυση των ιόντων χλωρίου (Cl–) κάτω από την επιφανειακή στρώση, (περιοχές ενώσεων σουλφιδίων). [ref 5.45].

Στο **Σχήμα 5.8** παρουσιάζεται η ανάλυση SEM, μιας διαμήκους τομής δοκιμίου χάλυβα (δίχως τάνυση) (B450C) που εκτέθηκε 90 ημέρες στη διάβρωση.



Σχήμα 5.8 Άποψη του υλικού με εγκλείσματα σουλφιδίων έπειτα από 90 ημέρες διάβρωση. [ref 5.45].



Σχήμα 5.9 (a) Μερική αποκόλληση της ζώνης μαρτενσίτη. Τόσο το σχήμα της ζώνης, όσο και οι προεξοχές του υλικού στη θέση αυτή οδηγούν σε διακύμανση της ολκιμότητας του υλικού, (b) διακύμανση της ολκιμότητας του υλικού στο όριο της αποκόλλησης με διακριτές τις περιοχές της ψαθυρής και της όλκιμης αστοχίας (c) και (d) η ανάλυση EDX δείχνει την παρουσία ενώσεων MnS στο όριο της αποκόλλησης. [ref 5.45].

Στο **Σχήμα 5.9 (c** και **d)** δόθηκε έμφαση τοπικά, στην περιοχή της αποκόλλησης της μαρτενσιτικής ζώνης των δύο περιοχών με ενώσεις σουλφιδίων MnS και FeS. Η εξωτερική περιοχή εμφανίζει θραύση ψαθυρή και η εσωτερική χαρακτηριστικά όλκιμης αστοχίας. [ref 5.45].

5.5 Αποτελέσματα Μετρήσεων στο σκυρόδεμα, δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος

Έπειτα από έκθεση των δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος για 90 ημέρες στην αλατονέφωση, αποτυπώθηκαν οι επιμήκεις επιφανειακές ρωγμές, δηλαδή η θέση τους, το εύρος τους και το μήκος τους. Ειδικότερα, κατά μήκος των δοκιμίων, ορίστηκαν πέντε διακεκριμένες περιοχές των 10cm υπό στοιχεία Ι, ΙΙ, ΙΙΙ, ΙV και V. Τα αποτελέσματα της μέτρησης αποτυπώνονται πλήρως στον **Πίνακα 5.5.1**.

Πίνακας 5.5.1 Επιφανειακές ρωγμές κατά μήκος των δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος έπειτα από 90 μέρες στη διάβρωση.

| Απόσταση κατά μήκος δοκιμίου | 0-10 (cm) I | 10-20 (cm) II | 20-30 (cm) III | 30-40 (cm) IV | 40-50 (cm) V | Μέση τιμή πλάτους ρωγμής (mm) |
|------------------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--|
| Κωδικός δοκιμίου | Πλάτος ρωγμής (mm) | Πλάτος ρωγμής (mm) | Πλάτος ρωγμής (mm) | Πλάτος ρωγμής (mm) | Πλάτος ρωγμής (mm) | Πλάτος ρωγμής (mm) |
| 1e | 0.25 | 0.10 | 0.10 | 0.20 | 0.20 | 0.17 |
| 2e | 0.30 | 0.40 | 0.45 | 0.35 | 0.40 | 0.38 |
| 3e | 0.10 | 0.15 | 0.20 | 0.35 | 0.25 | 0.21 |
| 4e | 0.15 | 0.15 | 0.20 | 0.10 | 0.15 | 0.15 |
| 5e | 0.25 | 0.15 | 0.50 | 0.40 | 0.35 | 0.33 |
| 6e | 0.25 | 0.35 | 0.30 | 0.40 | 0.35 | 0.33 |
| 7e | 0.30 | 0.40 | 0.50 | 0.45 | 0.15 | 0.36 |
| 8e | 0.25 | 0.40 | 0.55 | 0.35 | 0.20 | 0.35 |

Σύμφωνα με το δεύτερο νόμο του Fick, απουσία επιφανειακής ρωγμής στο σκυρόδεμα, ο ρυθμός διάχυσης των χλωριόντων στο σκυρόδεμα, εξαρτάται από την κατηγορία σκυροδέματος, τον τύπο του τσιμέντου, την αναλογία νερού - τσιμέντου και τον τρόπο συντήρησης του μετά τη σκυροδέτηση. Διαφορετικός συνδυασμός των παραμέτρων αυτών, διαμορφώνει διαφορετικές συνθήκες και διαφορετικούς ρυθμούς εισόδου των χλωριόντων στο σκυρόδεμα.

Η ανάπτυξη επιφανειακών ρηγματώσεων στο σκυρόδεμα (λόγω διάβρωσης του χάλυβα), επιτρέπει την εύκολη είσοδο των εξωτερικών επιθετικών παραγόντων (Cl-, νερού, οξυγόνου)και ως εκ τούτου, η ισχύς του νόμου της διάχυσης είναι ατελής. Με βάση τις αναλυτικές σχέσεις της εργασίας [ref 5.25], εισάγεται ένας τροποποιημένος εμπειρικός συντελεστής διάχυσης στο σκυρόδεμα ως συνάρτηση του πλάτους της κάθε επιφανειακής ρωγμής. Η κατηγορία του σκυροδέματος και η περιεκτικότητα τσιμέντου που επιλέχθηκαν στην μελέτη, οδήγησε σε συντελεστή διάχυσης (του μη ρηγματωμένου) περίπου $D_m=2.07$ (m²/s)*10⁻¹².

Ο συντελεστής διάχυσης χλωριόντων στο σκυρόδεμα [D(w)] παρουσία επιφανειακών ρωγμών υπολογίζεται από την ακόλουθη μαθηματική σχέση:

D(w)=f(w) * D(m),

όπου: D(w): Συντελεστής διάχυσης με τη παρουσία ρωγμής.

f(w): Συντελεστής εύρους ρωγμής, f(w)=(31.61*w²+4.73*w+1).

w: εύρος ρωγμής ≥ 0.1mm.

| | 0-10 | 10-20 | 20-30 | 30-40 | 40-50 | |
|--------------------|-----------|------------|-----------|-----------|-----------|--|
| Απόσταση κατά | (cm) | (cm) | (cm) | (cm) | (cm) | |
| μηκός του ουκτμιού | I | II | III | IV | V | |
| Κωδικός | D(w) | D(w) | D(w) | D(w) | D(w) | |
| δοκιμίου | (m²/s) | (m²/s) | (m²/s) | (m²/s) | (m²/s) | |
| 1e | 8.61E-12 | 3.70E-12 | 3.70E-12 | 6.65E-12 | 6.65E-12 | |
| 2e | 10.90E-12 | 16.46E-12 | 19.73E-12 | 13.51E-12 | 16.46E-12 | |
| 3e | 3.70E-12 | 5.01E-12 | 6.65E-12 | 13.51E-12 | 8.61E-12 | |
| 4e | 5.01E-12 | 5.01E-12 | 6.65E-12 | 3.70E-12 | 5.01E-12 | |
| 5e | 8.61E-12 | 5.01E-12 | 23.32E-12 | 16.46E-12 | 13.51E-12 | |
| 6e | 8.61E-12 | 13.51 E-12 | 10.90E-12 | 16.46E-12 | 13.51E-12 | |
| 7e | 10.90E-12 | 16.46E-12 | 23.32E-12 | 19.73E-12 | 5.01E-12 | |
| 8e | 8.61E-12 | 16.46E-12 | 27.25E-12 | 13.51E-12 | 6.65E-12 | |

| Π ίνακας 5.5.2 Διακύμανσr | ι του συντελεστή διάχυσης σ | στο ρηγματωμένο σκυρόδεμα. |
|----------------------------------|-----------------------------|----------------------------|
|----------------------------------|-----------------------------|----------------------------|

Ο **Πίνακας 5.5.2** Παρουσιάζει την διακύμανση του συντελεστή διάχυσης σε κάθε θέση των κυλινδρικών δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος, δημιουργήθηκε δε με βάση τις ανωτέρω εξισώσεις και τις τιμές του **Πίνακα 5.5.1**. Τα αποτελέσματα της μέτρησης των χλωριόντων στα κυλινδρικά δοκίμια οπλισμένου σκυροδέματος, έδωσαν μια δραματική υπέρβαση του μέγιστου συμβατικού ορίου χλωριόντων (1,20 kg/m³) σύμφωνα με το πρότυπο ΕΝ 206. Ο **Πίνακας 5.5.2** παρουσιάζει μία μεγάλη ποικιλία τιμών του συντελεστή διάχυσης για ρηγματωμένα δείγματα. Ορισμένες τιμές εκ των οποίων, υπολογίστηκαν έως και 14 φορές μεγαλύτερες του μη ρηγματωμένου. Συνεπώς, παρουσία ρωγμών, αναμένονται ταχύτεροι ρυθμοί διάχυσης χλωριόντων.

5.6 Ημι-Δυναμικό (Half-cell potential)

Στα δοκίμια τα οποία διαβρώθηκαν για 90 ημέρες, με 8 κύκλους wet/dry ημερησίως και pH μεταξύ των τιμών μεταξύ 6,5 και 7.2, σε θερμοκρασία 35°C (+1.1-1.7)°C, πραγματοποιήθηκαν μετρήσεις ημιδυναμικού (half-cell potential). Στα **Σχήματα 5.6.1, 5.6.2, 5.6.3**, αποτυπώνεται η συσχέτιση μεταξύ των τιμών μέτρησης ημι-δυναμικού (half-cell potential) και του εύρους των ρωγμών κατά περιοχή έπειτα από την έκθεση στη διάβρωση των δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος (για μέση απώλεια μάζας 4.06%) καθώς και η κατά μήκος κατανομή του εύρους των ρωγμών του σκυροδέματος.



Σχήμα 5.6.1 Μετρήσεις τιμών του ημι-δυναμικού κατά μήκος των κυλινδρικών δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος έπειτα από 90 ημέρες διάβρωση



Σχήμα 5.6.2 Κατανομή του εύρους των ρωγμών κατά μήκος των κυλινδρικών δοκιμίων οπλισμένου σκυροδέματος έπειτα από 90 μέρες διάβρωση.



Σχήμα 5.6.3 Συσχέτιση μεταξύ της κατανομής των τιμών του ημι-δυναμικού του διαβρωμένου χάλυβα για μέση απώλεια μάζας 4,06% και του εύρους ρωγμής στο σκυρόδεμα έπειτα από 90 ημέρες διάβρωση.

5.7 Αποτελέσματα Μετρήσεων στον Χάλυβα

5.7.1 Απώλεια μάζας

Το πρόγραμμα εργαστηριακών δοκιμών της τεχνητής διάβρωσης, περιελάμβανε 6 δοκιμές για διαφορετικούς χρόνους έκθεσης (10, 20, 30, 45, 60 και 90 ημέρες). Συνολικά, χρησιμοποιήθηκαν 60 δοκίμια (30 γυμνά και 30 εγκιβωτισμένα). Μετά τις δοκιμές αυτές, τα δείγματα καθαρίστηκαν σύμφωνα με την προδιαγραφή ASTMG1 και συντηρήθηκαν στην ψύξη, μακριά από υγρασία. Τα δοκίμια ζυγίστηκαν εκ νέου και η μάζα τους συγκρίθηκε με την αντίστοιχη αρχική μάζα. Ο **Πίνακας 5.7.1** παρουσιάζει τις μέσες τιμές της απώλειας μάζας των δοκιμίων (κατά ομάδες με τον χρόνο έκθεσης).

Πίνακας 5.7.1 Η μέση τιμή της απώλειας μάζας των γυμνών και των εγκιβωτισμένων δοκιμίων (κατά ομάδες) με τον χρόνο έκθεσής τους.

| Χρόνος έκθεσης (ημέρες) | Απώλεια μάζας γυμνών δοκιμίων (%) | Απώλεια μάζας εγκιβωτισμένων δοκιμίων (%) |
|-------------------------------|---|---|
| 10 | 0.50% | 0.20% |
| 20 | 1.80% | 0.80% |
| 30 | 2.60% | 1.65% |
| 45 | 5.50% | 2.18% |
| 60 | 8.20% | 2.80% |
| 90 | 11.80% | 4.06% |

5.7.2 Εξέταση βελονισμών

Για την εξέταση των βελονισμών, ακολουθήθηκαν διάφορα βήματα που είχαν σχέση ακριβώς με τις παρατηρήσεις των διαβρωμένων δοκιμίων: Έτσι στα **Σχήματα 5.7.2.1** και **5.7.2.2** παρουσιάζονται ένα απλό "γυμνό" και ένα εγκιβωτισμένο δοκίμιο μετά τον καθαρισμό (δηλαδή την αφαίρεση των προϊόντων της διάβρωσης και υπολείμματα σκυροδέματος). Ενδεικτική είναι η παρουσία περιοχών (πράσινος κύκλος) δίχως διάβρωση και με περιοχές με εντοπισμένη σοβαρή βλάβη διάβρωσης (με κόκκινο κύκλο). Στο **Σχήμα 5.7.2.1** παρουσιάζεται μια τυπική άποψη διαβρωμένου "γυμνού" δοκιμίου. Μεταξύ των δύο ομάδων χάλυβα, τα εγκιβωτισμένα δοκίμια παρουσίασαν εντονότερους βελονισμούς, **Σχήμα 5.7.2.3**.



Σχήμα 5.7.2.1 "Γυμνό" δοκίμιο Β500_C Φ10 με απώλεια μάζας 8.20%.



Σχήμα 5.7.2.2 "Εγκιβωτισμένο" δοκίμιο Β500_CΦ10 με απώλεια μάζας 4.06%. Πράσινος κύκλος: αδιάβρωτη περιοχή και κόκκινος κύκλος: Περιοχές με τοπικά διαβρωτικά φαινόμενα βελονισμών.



Σχήμα 5.7.2.3 Βελονισμός σε εγκιβωτισμένο δοκίμιο.

Το πρώτο στάδιο της διαδικασίας ανάπτυξης βελονισμών στο χάλυβα σχετίζεται με την καταστροφή της προστατευτικής παθητικής στρώσης οξειδίων, τις τοπικές συνθήκες, την ύπαρξη άλλων ειδικών παραγόντων όπως το πάχος των οξειδίων καθώς επίσης και την χημική σταθερότητα της διεπιφάνειας οξειδίου και διαλύματος.

Οι μηχανισμοί που λαμβάνουν χώρα στο πρώτο στάδιο ανάπτυξης βελονισμών, έχουν αναπτυχθεί στην εργασία [ref 5.26]. Οι θέσεις που επελέγησαν για την παρακολούθηση της ανάπτυξης βελονισμών, αρχικά έδειξαν μικρά βάθη έως και 25-30μm. Παρά όμως τις δυσχέρειες παρακολούθησης της ανάπτυξης βελονισμών στο αρχικό τους στάδιο, τα συμπεράσματα οδήγησαν στην άποψη ότι κατά την εξέλιξη των βελονισμών, λαμβάνουν χώρα, γενικώς, διάφορα ξεχωριστά σενάρια στα "γυμνά" και τα "εγκιβωτισμένα" δοκίμια χάλυβα, όπως είναι: Ανάπτυξη βελονισμών μέσω της αύξησης της επιφάνειας τους ή του μέγιστου βάθους τους ή ακόμη συνδυασμός αυτών των δύο μεγεθών **Σχήμα 5.7.2.4** Πέραν αυτών όμως (όπως και στην πρώτη κατηγορία "γυμνών" χαλύβων που εξετάστηκαν), έτσι και εδώ, παρατηρήθηκε σύνδεση μεταξύ γειτονικών βελονισμών σε έναν ενιαίο και ευρύτερο. Η εξέλιξη δε της γεωμετρίας των βελονισμών συνδέεται στενά με τις τοπικές συνθήκες, το είδος των οξειδίων που παράγονται τοπικά, την ύπαρξη τυχόν σουλφιδίων και άλλα. Τα συμπεράσματα αυτά, βρίσκονται σε συμφωνία με αντίστοιχες εργασίες [ref 5.26, 5.27, 5.28]. Από μηχανικής άποψης, το ενδιαφέρον της εξέτασης και της μελέτης των βελονισμών, συνδέεται σταθερά με φαινόμενα συγκέντρωσης μηχανικών τάσεων στις θέσεις αυτές και επομένως με την μηχανική συμπεριφορά του υλικού.



Σχήμα 5.7.2.4 Σχηματική αποτύπωση βασικών μηχανισμών ανάπτυξης βελονισμών. α) Αύξηση του βάθους και της επιφάνειας του βελονισμού, b) Αύξηση κυρίως της επιφάνειας του βελονισμού, c) Αύξηση κυρίως του βάθους βελονισμού. Από μακροσκοπική άποψη, ο τύπος της διάβρωσης στα "γυμνά" δοκίμια αναφοράς, χαρακτηρίζεται ως ομοιόμορφος σε αντίθεση με τον τύπο διάβρωσης στα εγκιβωτισμένα τα οποία διακρίνονται από τοπικά έντονα φαινόμενα βλάβης.

Για διάφορους χρόνους έκθεσης των δοκιμίων (εγκιβωτισμένων και γυμνών), 20, 30, 45, 60 και 90 ημέρες στη διάβρωση, μετρήθηκαν τα μέγιστα βάθη σε 5 τυχαία δείγματα κάθε ομάδας. Για τον έλεγχο και την μελέτη ενός εκάστου, κάθε δείγμα οπλισμένου σκυροδέματος ορίστηκε από πέντε διακριτές περιοχές (Ι, ΙΙ, ΙΙΙ, ΙV, V) μήκους 10 cm. Όπως προέκυψε, **Σχήμα 5.7.2.5**, μόλις, από τις πρώτες ποσοστιαίες καταγραφές απώλειας μάζας, το βάθος των βελονισμών των εγκιβωτισμένων δοκιμίων είναι

σημαντικά υψηλότερο έναντι των "γυμνών". Στο **Σχήμα 5.7.2.5.**, απεικονίζονται τα μέγιστα βάθη βελονισμών στα εγκιβωτισμένα για τιμές μεγαλύτερες από 100μm και για τα γυμνά δοκίμια για τιμές άνω των 40μm.



Σχήμα 5.7.2.5 Συσχέτιση μέγιστου βάθους βελονισμών και ποσοστιαίας απώλειας μάζας σε "εγκιβωτισμένα" και "γυμνά" δοκίμια.

Στο **Σχήμα 5.7.2.6** παρουσιάζονται χαρακτηριστικές εικόνες βελονισμών έπειτα από την ανάλυση τους μέσω επεξεργασίας Image-J. Είναι προφανές ότι ο πιο συχνά εμφανιζόμενος τύπος βελονισμού στα "γυμνά" δοκίμια έχει χαρακτηριστικά ελλειπτικού σχήματος. Στα εγκιβωτισμένα δείγματα αντίθετα, κυριαρχούν βαθείς – αιχμηροί βελονισμοί μικρότερης έκτασης και μικρότερης ελεύθερης επιφάνειας.



Σχήμα 5.7.2.6 Τυπική άποψη βελονισμών σε (a) "γυμνά" και (b) "εγκιβωτισμένα" δοκίμια.

5.7.3 Μηχανικές ιδιότητες του χάλυβα Β500c

Σύμφωνα με τον EC2 οι μηχανικές ιδιότητες της τάσης διαρροής (R_p) και ομοιόμορφης παραμόρφωσης (A_{gt}) του χάλυβα υψηλής αντοχής B500_c, συνιστούν εξαιρετικά σημαντικές παραμέτρους σχεδιασμού των κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα για δομές σε σεισμογόνους περιοχές. Σύμφωνα δε με τις προδιαγραφές, ο B500_c επιβάλει αυστηρά ελάχιστα όρια αποδοχής για το όριο διαρροής (R_p), με τιμή 500 MPa, για την παραμόρφωση στη μέγιστη αντοχή (A_{gt}) ίση προς 7,50% και η τιμή του λόγου R_m/R_p μεταξύ των τιμών, 1.15 (<R_m/R_p<) και 1.35.

Οι μετρήσεις της μηχανικής απόδοσης των μη διαβρωμένων δοκιμίων B500c έδειξαν τιμή του ορίου διαρροής , Rp = 529MPa και όριο ομοιόμορφης παραμόρφωσης Agt = 12,80%. Στο Πίνακα 5.7.3.1 παρουσιάζονται τα αποτελέσματα των μηχανικών ιδιοτήτων των δύο ομάδων δοκιμίων με την αντίστοιχη απώλεια μάζας λόγω διάβρωσης. Στον ίδιο Πίνακα 5.7.3.1 παρουσιάζονται οι μηχανικές ιδιότητες των ορίων τάσης διαρροής και ομοιόμορφης παραμόρφωσης του B500c για τα "γυμνά" δοκίμια έπειτα από 60 ημέρες έκθεσης και για τα εγκιβωτισμένα έπειτα από 20 ημέρες και 90 ημέρες έκθεσης. Η ανάλυση των αποτελεσμάτων δείχνει ότι η πτώση της ολκιμότητας των εγκιβωτισμένων διαβρωμένων δοκιμίων, αντιστοιχεί σε "γυμνά" δοκίμια με διπλάσια απώλεια μάζας.

Πίνακας 5.7.3.1 Αποτελέσματα Μηχανικών Ιδιοτήτων "γυμνών" και "εγκιβωτισμένων" δοκιμίων για διαφορετικούς χρόνους έκθεσης στην διάβρωση. (Οι αριθμοί με κόκκινο χρώμα αντιστοιχούν σε μηχανικές επιδόσεις κάτω από τα κατώτατα όρια του EC2).

| Δοκίμι | .0 | Rp (MPa) | Agt (%) | Απώλεια μάζας (%) | Δοκίμ | ιιο | Rp (MPa) | Agt (%) | Απώλεια μάζας (%) | Δοκί | μιο | Rp (MPa) | Agt (%) | Απώλεια μάζας (%) |
|-----------------|-----|-------------|------------|-------------------------|----------------|------|-------------|------------|-------------------------|----------------|------|-------------|------------|-------------------------|
| | 1b | 503.5 | 7.80 | 7.35 | ΓØ | 11e | 521 | 11.45 | 0.81% | ια | 21e | 508 | 7.05 | 3.50 |
| ίμια ες) | 2b | 500.6 | 8.10 | 8.95 | δοκίμ ες) | 12e | 515 | 11.05 | 0.76% | δοκίμ ες) | 22e | 492 | 8.38 | 4.90 |
| ά δοκί ημέρε | 3b | 484.4 | 7.95 | 9.20 | σμένα ημέρε | 13e | 517 | 9.20 | 0.78% | σμένα ημέρε | 23e | 515.5 | 7.60 | 3.65 |
| Γυμν (60 | 4b | 482.3 | 8.10 | 8.40 | цβωти (20 | 14e | 512 | 11.70 | 0.96% | נוβשדוו (90 | 24e | 505 | 7.40 | 4.30 |
| | 5b | 471.5 | 7.60 | 7.10 | EY | 15e | 531 | 10.40 | 0.68% | EV | 25e | 502 | 7.30 | 3.95 |
| Μέση τ | ιμή | 488.5 | 7.91 | 8.20 | Μέση | τιμή | 519.2 | 10.76 | 0.80 | Μέση | τιμή | 504.5 | 7.54 | 4.06 |

5.7.4 Μεταλλογραφική και Χημική Ανάλυση (SEM, EDX)

Στα δείγματα χάλυβα B500c, Φ10, πραγματοποιήθηκε επίσης μεταλλογραφική ανάλυση μέσω SEM και EDX, πριν και μετά από διάφορα επίπεδα της διάβρωσης. Σε δύο μη διαβρωμένα και διαβρωμένα δείγματα χάλυβα, εντοπίστηκαν περιοχές ενώσεων με σουλφίδια (MnS και FeS) σε συνύπαρξη με άλλες οπές. Οι θέσεις αυτές συνιστούν παράγοντες υποβάθμισης της συνοχής του υλικού. Οι ενώσεις σουλφιδίων, στα μη διαβρωμένα δοκίμια, μετρήθηκαν με μέγιστη διάσταση περίπου 2 μm, σε αντίθεση με τα εγκιβωτισμένα δοκίμια (60 ημέρες διάβρωση, απώλεια μάζας = 2.80%), όπου το μέγεθός τους υπερέβαινε τα 12μm. Οι διάσπαρτες αυτές ενώσεις σουλφιδίων και άλλα εγκλείσματα ή ακαθαρσίες, εντοπίστηκαν σε θέσεις μεταξύ 10μm και 350 μm από την εξωτερική επιφάνεια. Προς τούτο, δόθηκε ιδιαίτερη προσοχή στην ανίχνευση σουλφιδίων εντός του μαρτενσιτικού φλοιού του υλικού. Στο Σχήμα 5.7.4.1 παρουσιάζεται η συσκευή του ηλεκτρονικού μικροσκοπίου (SEM-EDX) και μια διατομή διαβρωμένου εγκιβωτισμένου δοκιμίου, (έπειτα από 60ημέρες έκθεσης του σε περιβάλλον χλωριόντων) όπου για τις ανάγκες της επεξεργασίας του, στερεοποιήθηκε με ρητίνη. Στο Σχήμα 5.7.4.2 απεικονίζεται η χαρτογράφηση ενώσεων σουλφιδίου έπειτα από εργαστηριακή διάβρωση και απώλεια μάζας 2,80%.

Από τις λήψεις, πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας αναγνωρίστηκαν (μέσω EDX ανάλυσης) στοιχεία και ενώσεις Si, FeS και MnS (Si με σκούρο χρώμα, τα σουλφίδια με ανοιχτό γκρι χρώμα στο EBSD). Στα **Σχήματα 5.7.4.2** (**c**, **d** και **e**) φαίνεται η ύπαρξη MnS (στοιχεία με κόκκινο και κίτρινο) σε απόσταση 350 μm από την εξωτερική επιφάνεια.

Στο **Σχήμα 5.7.4.3**, παρουσιάζεται η διεπιφάνεια χάλυβα-σκυροδέματος η οποία έχει καταληφθεί πλήρως από τα προϊόντα διάβρωσης γεγονός που δικαιολογεί πειστικά την απώλεια του δεσμού συνάφειας μεταξύ σκυροδέματος και χάλυβα. Παρουσιάζεται επίσης η αποδόμηση της ευρύτερης περιοχής της ράβδου χάλυβα λόγω της ταχείας γεωμετρικής αύξησης των σουλφιδίων, γεγονός που επιδεινώνει την δομική ακεραιότητά του με ορατό τον κίνδυνο συνένωσής τους με άλλους επιφανειακούς βελονισμούς [ref 5.29], όλα δε τα φαινόμενα αυτά για απώλεια μάζας μόλις 2,80%. Η αναφερθείσα χωρική υποβάθμιση των περιοχών του υλικού με ενώσεις MnS και FeS, επιβεβαιώνεται και δικαιολογείται επίσης από την εργασία [ref 5.30] όπου προβάλλεται ο ισχυρισμός ότι η ευαισθησία των σουλφιδίων σε διαβρωτικά διαλύματα

με χλωριόντα, αποδίδεται σε μια επιλεκτική προσρόφηση (των χλωριόντων) τους από τις ενώσεις σουλφιδίων στα όριά τους με τον σίδηρο, που έχει ως αποτέλεσμα, τη χημική ή και την ηλεκτροχημική διάλυση τους.



Σχήμα 5.7.4.1 Άποψη της συσκευής του ηλεκτρονικού μικροσκοπίου και μία εγκάρσια διατομή του διαβρωμένου δοκιμίουΒ500c.



Σχήμα 5.7.4.2 (a) Υψηλή πυκνότητα συγκέντρωσης σουλφιδίων πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας (350μm) του διαβρωμένου χάλυβα (για απώλεια μάζας μόλις 2.80%).



Σχήμα 5.7.4.2 (b), περιοχές σουλφιδίων.



Σχήμα 5.7.4.2 (c), (d), (e) αναγνώριση στοιχείων Fe, Mn και S.





Σχήμα 5.7.4.3 (a) Η έκθεση 60 ημερών σε διαβρωτικό περιβάλλον, ενίσχυσε την εμφάνιση φαινομένων πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας (εξωτερικά είτε εσωτερικά) του δοκιμίου και (b), (c) οξείδια Fe και Si και ενώσεις σουλφιδίων (MnS, FeS).

keV

0.0

5.7.5 Συζήτηση των αποτελεσμάτων

Είναι γνωστό ότι η συνύπαρξη οξυγόνου και νερού στην κάθοδο, μπορούν να συμβάλουν στην διάδοση της διάβρωσης [ref 5.31, 5.32]. Ωστόσο, παρά το γεγονός ότι σε πολλές μελέτες η μεταφορά των χλωριδίων στο σκυρόδεμα έχει μοντελοποιηθεί με τη χρήση του δεύτερου νόμου του Fick (νόμος της διάχυσης)συχνά δεν λαμβάνεται υπ' όψη η επιρροή τυχόν επιφανειακών ρωγμών στο σκυρόδεμα. Είναι επίσης γνωστό, ότι η έναρξη βελονισμών μπορεί να καταγραφεί και όταν ακόμη τα ποσοστά O₂ παραμένουν σε χαμηλά ποσοστά [ref 5.33]. Υπό αυτή την έννοια με την πάροδο του χρόνου μπορεί να προκληθεί σοβαρή διαβρωτική δράση χωρίς προειδοποιητικά σημάδια διάβρωσης όπως είναι οι λεκέδες σκουριάς στην εξωτερική επιφάνεια του σκυροδέματος. Με βάση δε το γεγονός ότι με την συμβατική (την συγκεκριμένη) σύνθεση μίγματος υλικών, είναι σχεδόν αδύνατη η παραγωγή οπλισμένου σκυροδέματος δίχως ρωγμές, για τον λόγο αυτό ακριβώς ο κώδικας ACl 318, λαμβάνει σοβαρά υπόψη την ύπαρξή τους.

Η εμφάνιση επιφανειακών ρωγμών στα στοιχεία οπλισμένου σκυροδέματος λόγω διάβρωσης έχει μελετηθεί από πολλούς ερευνητές καθώς και η αναπόφευκτη ανάπτυξη εφελκυστικών τάσεων στο σκυρόδεμα (λόγω των προϊόντων διάβρωσης). Με τον τρόπο αυτό αρχίζει η σταδιακή αλλοίωση της επιφάνειας σκυροδέματος, όταν δε η διάβρωση παραταθεί, το εύρος των ρηγματώσεων στο σκυρόδεμα επιδεινώνεται έως της εμφάνισης των σιδηροοπλισμών. Στην περίπτωση αυτή, η είσοδος των επιθετικών παραγόντων (Cl-, οξυγόνο και νερού) στο χάλυβα, γίνεται ευκολότερη, χωρίς τους περιορισμούς και την πολυπλοκότητα των νόμων της διάχυσης. Μετά τα ανωτέρω, είναι προφανές ότι η επιδιωκόμενη παθητική προστασία του σιδηροοπλισμού έχει απωλεσθεί οριστικά και η διάβρωση του χάλυβα αποτελεί γεγονός που οδηγεί σε ταχεία μείωση των μηχανικών ιδιοτήτων του [ref 5.34, 5.35,5.36]. Από τον **Πίνακα 5.5.1**, φαίνεται ότι η μεταβλητότητα του εύρους των ρωγμών σκυροδέματος κατά μήκος του ιδίου κυλινδρικού δοκιμίου, αποδίδεται κατά κύριο λόγο στο ότι ο συντελεστής διάχυσης από θέση σε θέση, διαφέρει μέχρι 6 ή και 7 φορές.

Στα διαβρωμένα δοκίμια, καταγράφηκαν δύο στάδια ρηγμάτωσης. Το πρώτο στάδιο με τις αρχικές ρωγμές που εν προκειμένω αφορά περίοδο λίγων ημερών και το δεύτερο (χρονικά) στάδιο, που αφορά στην σταδιακή εξέλιξη των ρηγματώσεων μέχρι το εύρος των 0,55mm. Εκ του λόγου αυτού καθίσταται αδύνατη η καταγραφή μίας αξιόπιστης συσχέτισης μεταξύ του βαθμού διάβρωσης και του εύρους των ρωγμών. Οι μετρήσεις παρουσιάζουν χαρακτηριστική διασπορά η οποία πιστώνεται στη μη ομοιόμορφη διάβρωση της επιφάνειας του χάλυβα. Τα τοπικά φαινόμενα διάβρωσης, παρότι επηρεάζουν σε μεγάλο βαθμό την έκταση της βλάβης διάβρωσης, ωστόσο αυτή εξωτερικά παραμένει μη ορατή, παράλληλα δε, εμφανίζεται να έχει μικρό αντίκτυπο στο μέσο εύρος ρωγμής. Πιθανότερος λόγος αύξησης του πλάτους της επιφανειακής ρηγμάτωσης είναι η αλληλεπίδραση άλλων γειτονικών (ίσως και αντιδιαμετρικά αναπτυσσόμενων) κατά μήκος ρωγμών, ακόμη και εσωτερικά στο σκυρόδεμα.

Τα **Σχήματα 5.6.1 Σχήμα 5.6.2**, δείχνουν ότι το ημι-δυναμικό και το εύρος των ρωγμών βρίσκονται σε συμφωνία για χαμηλές τιμές μικρού εύρους ρωγμών και ημιδυναμικού. Στο **Σχήμα 5.6.3**, δείχνεται μια γραμμική συσχέτιση μεταξύ τιμών του ημιδυναμικού και του πλάτους επιφανειακών ρωγμών μέχρι 0,5mm. Με βάση τα αποτελέσματα αυτά, μικρά επιφανειακά εύρη ρωγμής μεταξύ των τιμών 0,1-0,15mm, αντιστοιχούν σε τιμές ημιδυναμικού έως -400mV όπου σύμφωνα με το ASTM C876-91 [ref 5.37] καταγράφεται ενεργός διαβρωτική δράση. Συνεπώς μία πρόβλεψη που μπορεί να εκφραστεί αφορά ίσως σε μικρά εύρη ρωγμής (0,1-0,2mm) δομικών στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος ανάλογης κατηγορίας σκυροδέματος σε παραθαλάσσιο περιβάλλον. Επομένως μια εκτίμηση πρόβλεψης σε χαμηλά εύρη ρωγμής κρίνεται σημαντική για την ωφέλιμη διάρκεια ζωής αλλά και την δομική ακεραιότητα των δομικών στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος κατασκευών.

5.7.5.1 Απώλεια Μάζας

Σύμφωνα με το **Πίνακα 5.7.1** έπειτα από 90 ημέρες διάβρωσης, τα "γυμνά" δοκίμια κατέγραψαν απώλειες 11,80% έναντι 4,06% ποσοστιαίας απώλεια μάζας των εγκιβωτισμένων δοκιμίων. Είναι βέβαιο ωστόσο ότι μία άλλη κατηγορία υψηλότερης ποιότητας σκυροδέματος θα παρουσίαζε μεγαλύτερη αντίσταση σε διάβρωση.

5.7.5.2 Βελονισμοί

Η μέτρηση των βελονισμών πραγματοποιήθηκε στα "γυμνά" και στα "εγκιβωτισμένα" κατά μήκος όλων των δοκιμίων χάλυβα από τις πρώτες μόλις ημέρες έκθεσης στην

διάβρωση. Στα **Σχήματα 5.7.2.4** και **5.7.2.6** παρουσιάζονται διάφοροι βελονισμοί και στους δύο τύπους δοκιμίων. Παρατηρήθηκε ότι η διαβρωτική δράση άρχισε στην βάση των νευρώσεων και εν συνεχεία επεκτάθηκε επιφανειακά στην ενδιάμεση περιοχή. Μετά τον καθαρισμό των δειγμάτων, αφού μετρήθηκε στερεοσκοπικά το μέγιστο βάθος του πυθμένα των βελονισμών.

Οι θέσεις των βελονισμών μελετήθηκαν (χρησιμοποιώντας έναν μεγεθυντικό φακό 35 χιλιοστών) σύμφωνα με την τεχνική που ακολουθήθηκε στη μελέτη [ref 5. 19]. Στο **Σχήμα 5.7.2.5** παρουσιάζονται τα βάθη των βελονισμών των εγκιβωτισμένων δοκιμίων. Όπως φαίνεται, μόλις από τις πρώτες ημέρες έκθεσης, το βάθος των βελονισμών παρουσιάζεται σημαντικά μεγαλύτερο των αντίστοιχων "γυμνών" δοκιμίων.

Ειδικότερα, από τις πρώτες ημέρες έκθεσης των εγκιβωτισμένων δοκιμίων με απώλεια μάζας 0,80%, το μέγιστο βάθος των βελονισμών ανήλθε σε 640μm. Αντίθετα, στα "γυμνά" δοκίμια με τριπλάσια απώλεια μάζας 2,60% το μέγιστο βάθος βελονισμών ανήλθε σε 135μm και για απώλεια μάζας 11,80%, το μέγιστο βάθος των βελονισμών δεν ξεπέρασε τα 335μm.

Το **Σχήμα 5.7.2.6**, μαρτυρά την επιθετικότητα της διαβρωτικής δράσης στα εγκιβωτισμένα δοκίμια, όπου ο κύριος τύπος βελονισμών έχει μορφή με αιχμηρά και απότομα - κατακόρυφα χαρακτηριστικά, σε αντίθεση με τα "γυμνά" δοκίμια όπου οι βελονισμοί παρουσιάζουν ηπιότερη μορφή. Η μικρότερη αντίσταση στη διάβρωση του "εγκιβωτισμένου" στο σκυρόδεμα χάλυβα σε σχέση με το "γυμνό" χάλυβα στο περιβάλλον του θαλάμου αλατονέφωσης, πιθανόν αιτιολογείται από το μικρό μέγεθος (τάξης μm) της ανόδου (που είναι ο χάλυβας) όπου καταφτάνει ο ηλεκτρολύτης μέσω του διασυνδεόμενου πορώδους του σκυροδέματος. Μετά τα παραπάνω, η γενική άποψη που μπορεί να εκφραστεί είναι ότι, στα εγκιβωτισμένα δοκίμια αναμένεται υψηλότερη συγκέντρωση μηχανικής καταπόνησης για τις ίδιες τιμές απώλειας μάζας έναντι των "γυμνών" δοκιμίων. Ενδεικτικά της βλάβης διάβρωσης στις δύο ομάδες δοκιμίων είναι τα ανωτέρω διαγράμματα. Σχετική αναφορά με την ραγδαία μηχανική υποβάθμιση των εγκιβωτισμένων δοκιμίων αναπτύσσεται και στην εργασία [ref 5.19] και [ref 5.38]. Σε κάθε περίπτωση πάντως παρουσιάζει ενδιαφέρον η εξέταση της

εξέλιξης των βελονισμών με πειράματα για μεγαλύτερους χρόνους έκθεσης στο ίδιο περιβάλλον.

5.7.5.3 Μηχανικές ιδιότητες

Από τους πίνακες αποτελεσμάτων προκύπτει ότι για μία απώλεια μάζας 8,20% των "γυμνών" δοκιμίων η πτώση του ορίου διαρροής ήταν 7,65% δηλαδή ισοδύναμη περίπου ποσοστιαία πτώση με αυτή της απώλειας μάζας αντίθετα με την σημαντική πτώση του ορίου ομοιόμορφης παραμόρφωσης A_{gt} που ήταν 38.20%. Η κατάσταση όμως στα εγκιβωτισμένα δοκίμια, διαφοροποιήθηκε ιδιαίτερα καθώς για απώλεια μάζας μόλις 0,80%, η πτώση της τιμής του ορίου διαρροής ήταν υπερδιπλάσια 1,85% και η τιμή του ορίου ομοιόμορφης παραμόρφωσης A_{gt}περίπου 16%. Στην ίδια ομάδα δοκιμίων για απώλεια μάζας 4,06%, η πτώση του ορίου διαρροής ήταν περίπου 4,6% και η πτώση του ορίου της ομοιόμορφης παραμόρφωσης Λαραμόρφωσης άταν περίπου 4,6%

Όπως διαπιστώθηκε, οι τιμές των μηχανικών ιδιοτήτων ορισμένων δοκιμίων όπως: το R_p και το A_{gt} βρέθηκαν κάτω από τα ελάχιστα αποδεκτά όρια του EC₂ (min R_p =500MPa και min A_{gt} =7,50%). Από την ανάλυση των αποτελεσμάτων, προκύπτει ότι η πτώση των ιδιοτήτων ολκιμότητας των εγκιβωτισμένων δοκιμίων αντιστοιχεί σε τιμές «γυμνών» δοκιμίων με διπλή απώλεια μάζας. Η διαφοροποίηση του ρυθμού πτώσης των ιδιοτήτων ολκιμότητας αρχικά μπορεί να αποδοθεί στα αποτελέσματα του μέγιστου βάθους βελονισμών στις αντίστοιχες κατηγορίες (εγκιβωτισμένων και "γυμνών"), δευτερευόντως δε στην κατά μήκος μείωση της "μέσης νοητής" διαμέτρου του υλικού. Παρόμοια ζητήματα μείωσης της διαμέτρου των ράβδων του χάλυβα λόγω διάβρωσης, ερευνήθηκαν ήδη και από άλλους ερευνητές όπως: [ref 5.39, 5.10, 5.11]. Με βάση τα πορίσματα της [ref5.40] έρευνας προέκυψε ότι: Το πλάτος της επιφάνειας της ρωγμής 0,3 mm σε χαμηλής αντοχής σκυρόδεμα C16/20 συνιστά ένα κριτήριο τέλους της διάρκειας ζωής των διαβρωμένων στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος αλλά και μία ενδιαφέρουσα θεματική για περαιτέρω ανάπτυξη και έρευνα.

5.7.5.4 Παρουσία Σουλφιδίων

Σύμφωνα με την μελέτη [ref 5.41], κατά τη διάρκεια της παρασκευής του ανθρακούχου χάλυβα όπου λαμβάνουν χώρα διάφορες μεταλλουργικές διεργασίες, το μαγγάνιο εισάγεται (σε αναλογία Mn/S>4) με στόχο τον καθαρισμό του σιδήρου από τις ανεπιθύμητες ποσότητες του θείου S. Είναι γνωστό εξ άλλου ότι οι ενώσεις του με τον σίδηρο είναι επιρρεπείς προς σχηματισμό εγκλεισμάτων σουλφιδίων FeS-MnS που ευθύνονται για πρόκληση πολλών και σοβαρών προβλημάτων.

Η παρουσία ενώσεων σουλφιδίων στο χάλυβα οπλισμού (MnS και FeS), προσδίδει στο υλικό ιδιαίτερη ευαισθησία στη διάβρωση, λόγω δε της παρουσίας των ιόντων χλωρίου παρατηρούνται φαινόμενα τοπικής διάβρωσης, [ref 5.42, 5.43]. Το **Σχήμα 5.7.4.2**, παρουσιάζει πυκνότητα ατελειών και "ακαθαρσιών" πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας σε απόσταση 350μm από τον φλοιό των μη διαβρωμένων ράβδων χάλυβα πολλά από τα οποία είναι σουλφίδια Fes και MnS.

Το **Σχήμα 5.7.2.5** δείχνει ότι στην επιφάνεια του εγκιβωτισμένου χάλυβα, μόλις από τις πρώτες μετρήσεις απώλειας μάζας, το βάθος ενός μεγάλου αριθμού καταγεγραμμένων βελονισμών είναι μεγαλύτερο στις περιοχές των ενώσεων σουλφιδίων. Λόγω δε του γεγονότος ότι τα ιόντα χλωρίου προσροφώνται επιλεκτικά και συσσωρευτικά στα όρια των σουλφιδίων (MnS, FeS) με τον σίδηρο, πραγματοποιείται ταχεία αύξηση του όγκου τους [ref 5.30].

Οι περιοχές παρουσίας σουλφιδίων διαδραματίζουν πρωταγωνιστικό ρόλο στα αρχικά στάδια της εσωτερικής διάβρωσης των ράβδων χάλυβα. Από τα **Σχήματα 5.7.4.2** και **5.7.4.3** και επίσης από τις εργασίες [ref 5.21, 5.29] είναι προφανές ότι η παρουσία και η αναπόφευκτη γεωμετρική αύξηση των υποδόριων σουλφιδίων, προκαλεί κρίσιμες παρενέργειες στις μηχανικές ιδιότητες του χάλυβα καθώς επιφανειακά και λίγο ενδότερα προκαλείται σοβαρή συγκέντρωση μηχανικών τάσεων.

Η σταδιακή αύξηση του όγκου των ενώσεων MnS και FeS (σουλφίδια) που υφίστανται κοντά στην εξωτερική επιφάνεια του χάλυβα, λογίζονται ως περιοχές με ανύπαρκτη μηχανική αντοχή, οι οποίες ωστόσο, στη διάρκεια μηχανικής καταπόνησης είναι υπεύθυνες για την ανάπτυξη σοβαρού τασικού πεδίου, καθώς δημιουργούν συνθήκες αλληλεπίδρασης με άλλα κοιλώματα στην ίδια θέση. Μετά από αυτά, γίνεται

περισσότερο εύλογη η διαφοροποίηση του ρυθμού πτώσης των ιδιοτήτων ολκιμότητας, μεταξύ εγκιβωτισμένων και «γυμνών». Μία προσπάθεια αποτίμησης των μηχανικών ιδιοτήτων των εγκιβωτισμένων χαλύβων ως συνάρτηση του βαθμού διάβρωσης του χρησιμοποιώντας τους καταστατικούς νόμους των υλικών της εργασίας [ref 5.44] απέτυχε να προσεγγίσει τα αποτελέσματα των μηχανικών ιδιοτήτων (Rp και Agt) του Πίνακα 5.7.3.1 Πιθανός λόγος γι' αυτό, μπορεί να είναι η συνύπαρξη των εγκλεισμάτων και των εξωτερικών βελονισμών η οποία αναλύθηκε στην παρούσα ενότητα.

Σχηματικά, το ανάλογο της συνύπαρξης εξωτερικής και εσωτερικής βλάβης απεικονίζεται στα Figures 30 (**Σχήμα 5.7.5.1**) και 31 της εργασίας "Characteristics defects-corrosion damage and mechanical behavior of dual phase rebar", Vol (30), 2017, pp 1-19. [ref 5.46].



Σχήμα 5.7.5.1 Απεικόνιση του εσωτερικού και εξωτερικού μηχανισμού φθοράς που αναπτύχθηκε στον διφασικό χάλυβα οπλισμού μετά από διάβρωση.

5.7.6 Συμπεράσματα

Στην παρούσα ενότητα, μελετήθηκε η μηχανική συμπεριφορά τριών κατηγοριών διφασικού χάλυβα υψηλής αντοχής των: B400_c, B450_c, και B500_B πριν και μετά την έκθεσή τους σε συνθήκες XS₁ και XS₃ σύμφωνα με το EN206 και προέκυψαν τα ακόλουθα: Η ποσοστιαία πτώση των ιδιοτήτων αντοχής των προδιαβρωμένων "γυμνών" χαλύβων, καταγράφηκε περίπου ισοδύναμη της μέσης ποσοστιαίας πτώσης της απώλειας μάζας. Ωστόσο για απώλεια μάζας περίπου 10%, η πτώση των ιδιοτήτων ολκιμότητας εκφρασμένη με την ιδιότητα του ορίου της παραμόρφωσης στην μέγιστη αντοχή (ομοιόμορφη παραμόρφωση), βρέθηκε κάτω από τα ελάχιστα αποδεκτά όρια που ορίζει ο Eurocode 2 (EC2). Το φαινόμενο αυτό αποδόθηκε σε μηχανισμούς συνέργειας διαφόρων παραμέτρων όπως η αλληλεπίδραση των εξωτερικών επιφανειακών βελονισμών, του πορώδους και άλλων εγκλεισμάτων (σουλφιδίων) εντός της μαρτενσιτικής ζώνης.

Μετά από μία εξίσου εκτενή πειραματική μελέτη βασισμένη σε ένα πρόγραμμα τεχνητής διάβρωσης "γυμνών" και εγκιβωτισμένων στο σκυρόδεμα δοκιμίων διφασικού χάλυβα υψηλής αντοχής B500_c προέκυψαν τα ακόλουθα:

Τα εγκιβωτισμένα δοκίμια χάλυβα, παρουσίασαν χαρακτηριστικά τοπικής διάβρωσης με βελονισμούς, ισχυρότερης αυτής που καταγράφηκε στα "γυμνά" δοκίμια. Το φαινόμενο αυτό καταγράφηκε εντονότερα στα εγκιβωτισμένα ιδιαίτερα όταν τα δοκίμια συγκρίθηκαν για ισόποση απώλεια μάζας. Όπως ήταν δε αναμενόμενο, η διαβρωτική δράση είχε ανάλογη επίδραση στις μηχανικές ιδιότητες των δύο ομάδων χάλυβα ("γυμνών" και "εγκιβωτισμένων"), καθώς για την ίδια απώλεια μάζας, τα εγκιβωτισμένα δοκίμια κατέγραψαν εμφανώς μεγαλύτερη πτώση σε όλα τα μηχανικά τους χαρακτηριστικά.

Η ανίχνευση περιοχών με εγκλείσματα ενώσεων σουλφιδίων στον μαρτενσιτικό φλοιό και το γεγονός ότι τα ιόντα χλωρίου απορροφώνται επιλεκτικά από τις ενώσεις αυτές (στα όριά τους με το υλικό του σιδήρου), αποτελούν ένα σοβαρό λόγο εκκίνησης της εσωτερικής διάβρωσης στο χάλυβα. Η προκαλούμενη αυτή βλάβη παρουσιάζει ισχυρή επιρροή στη μηχανική απόδοση του διφασικού χάλυβα ποιότητας B500_c.

Από την ανάλυση ενός μεγάλου αριθμού βελονισμών (βάθους άνω των 100μm μέσω ανάλυσης Image-J), διαπιστώθηκε ότι για την ίδια απώλεια μάζας οι εγκιβωτισμένες ράβδοι χάλυβα υπέστησαν σημαντικότερη βλάβη έναντι των απλών ράβδων. ενισχύοντας την άποψη ότι η μικρότερη αντίσταση στη διάβρωση του "εγκιβωτισμένου" στο σκυρόδεμα χάλυβα σε σχέση με το "γυμνό" χάλυβα στο περιβάλλον του θαλάμου αλατονέφωσης, πιθανόν αιτιολογείται από το μικρό μέγεθος (τάξης μm) της ανόδου (που είναι ο χάλυβας) όπου καταφτάνει ο ηλεκτρολύτης μέσω του διασυνδεόμενου πορώδους του σκυροδέματος. Η εκτίμηση εντονότερης βλάβης διάβρωσης κατά περιοχές, υπέδειξε αντιπροσωπευτικές θέσεις κατά μήκος της διαβρωμένης ράβδου χάλυβα, σύμφωνα με τις οποίες προβλέφθηκε επιτυχώς η θέση της τελικής αστοχίας. Το γεγονός αυτό ενδυνάμωσε περαιτέρω την άποψη ότι η διάβρωση υποβαθμίζει σημαντικά την δομική ακεραιότητα του χάλυβα και κατ' επέκταση των κατασκευών.

Κατά την διάρκεια των μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού, θέσεις σουλφιδίων MnS και FeS, οδήγησαν σε ενδοεπιφανειακή αύξηση μικρορηγματώσεων με αποτέλεσμα την εμφάνιση σύνθετης επιφάνειας θραύσης δηλαδή ψαθυρής εξωτερικά (πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας στον μαρτενσίτη) και όλκιμης εσωτερικά. Από την μελέτη των επιφανειών θραύσης, ενισχύθηκε η υπόθεση περί ύπαρξης φαινομένων τοπικής αποκόλλησης της διεπιφάνειας του μαρτενσιτικού φλοιού από τον πυρήνα λόγω εγκλεισμάτων, πόρων και σουλφιδίων.

Στην ίδια ενότητα επίσης, πραγματοποιήθηκε προσπάθεια ερμηνείας των συνεπειών που μπορεί να έχουν οι ποικίλες εσωτερικές και εξωτερικές ατέλειες των διφασικών χαλύβων στην μηχανική συμπεριφορά του υλικού. Η ύπαρξη των ελαττωμάτων (defects) αυτών έχοντας την αρχική τους προέλευση από την χύτευση και την παραγωγή του υλικού, συνιστούν παράγοντες δομικής υποβάθμισης του υλικού ιδιαίτερα όταν αυτά συνδυάζονται με τους εξωτερικά ορατούς βελονισμούς λόγω διάβρωσης. Τα ευρήματα αυτά εξετάστηκαν περαιτέρω μέσω ανάλυσης SEM and EDX όπου επιβεβαιώθηκε η συσχέτιση τοπικής αποκόλλησης της μαρτενσιτικής ζώνης από τον πυρήνα με την ύπαρξη σουλφιδίων.

5.8 Αναφορές (References)

[ref 5.1] M.B. Valcarce, M. Vazquez, "Carbon steel passivity examined in solutions with a low degree of carbonation: the effect of chloride and nitrite ions", Mater. Chem. Phys. 115 (2009) 313–321.

[ref 5.2] P. Ghods, O.B. Isgor, G.A. Mcrae, G.P. Cu, "Electrochemical investigation of chloride-induced depassivation of black steel rebar under simulated service conditions", Corrosion Science, 52 (2010) 1649–1659.

[ref 5.3] M. Ormellese, M. Berra, F. Bolzoni, T. Pastore, "Corrosion inhibitors for chlorides induced corrosion in reinforced concrete structures", Cem. Concr. Res. 36 (2006) 536–547.

[ref 5.4] EN 1504 [BSEN 1504-5:2013, British Standard].

[ref 5.5] J. Ryell, M.D.A. Thomas, P.R. Trunk, "Properties of and service life Predictions for high performance concrete in transportation structures", 8th Int. Confer. Durability of Building Materials and Composites, 1999, NRC Research Press, Vancouver, BC.

[ref 5.6] R. Francois, G. Arliguie, "Effect of microcracking and cracking on the development of corrosion in reinforced concrete members", Magazine of Concrete Research 51 (2) (1999) 143–150.

[ref 5.7] C.A. Apostolopoulos, "The influence of corrosion and cross-section diameter on the mechanical properties of B500c steel", Journal Mater Eng Perform., 18, (2009) p.190.

[ref 5.8] Apostolopoulos C.A, Papadakis V.G, "Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar", Jour. Constr. Build Mater, 22, (2008), p.2316.

[ref 5.9] Cairns J, Plizzari G.A, Du Y, Law DW, Frnazoni C, "Mechanical properties of corrosion-damaged reinforcement", ACI Mater J, 102 (4), (2005), pp. 256–264.

[ref 5.10] Du YG, Clark LA, Chan AHC, "Residual capacity of corroded reinforcing bars", Mag Concr Res, 57 (3), (2005), pp. 135–147.

[ref 5.11] Du YG, Clark LA, Chan AHC, "Effect of corrosion on ductility of reinforcing bars", Mag Concr Res, 57 (7), (2005), pp. 407–419.

[ref 5.12] Lee HS, Cho YS, "Evaluation of the mechanical properties of steel reinforcement embedded in concrete specimen as a function of the degree of reinforcement corrosion", Int J Fract 2009,157:81–8.

[ref 5.13] C. Andrade, M. Keddam, X.R. Novoa, M.C. Perez, C.M. Rangel, H.Takenouti, "Electrochemical behaviour of steel rebars in concrete: influence of environmental factors and cement chemistry", Electrochimica Acta, 46 (24–25),(2001), pp 3905–12.

[ref 5.14] M. Moreno, W. Morris, M.G. Alvarez, G.S. Duffo, "Corrosion of reinforcing steel in simulated concrete pore solutions: Effect of carbonation and chloride content", Corrosion Science, 46 (11), (2004), pp 2681-2699.

[ref 5.15] RILEM TC 154-EMC, Material Structures, 36 (2003) p. 461.

[ref 5.16] RILEM TC 154-EMC, Material Structures, 37 (2004) p.623.

[ref 5.17] D.W. Law, J. Cairns, S.G. Millard, J.H. Bungey, "Measurement of loss of steel from reinforcing bars in concrete using linear polarisation resistance measurements", NDT & E International, V 37, (5), (2004),pp. 381-388.

[ref 5.18] Stewart MG, Al-Harthy A, "Pitting corrosion and structural reliability of corroding RC structures: Experimental data and probabilistic analysis", Reliability Engineering & System Safety, V (93), 3 (2008), pp. 373–382.

[ref 5.19] C.Apostolopoulos, S.Demis, V.Papadakis, "Chloride-induced corrosion of steel reinforcement – Mechanical performance and pit depth analysis", Journal Construction Building Materials, (2013) Vol 38, 139-146. [ref 5.20] Alkiviadis Apostolopoulos , T. E. Matikas, Corrosion of Bare and Embedded in Concrete Steel Bar - Impact on Mechanical Behavior. International Journal of Structural Integrity, vol. 7(2), pp. 240-259 (2016).

[ref 5.21] Apostolopoulos, A., Matikas, T., Diamantogiannis, G., and Apostolopoulos, C. (2013a). "Pit corrosion examination of bare and embedded steel bar". Proc., 10th Int.Conf. Advanced Metallic Materials and Technology, St. Petersburg State Polytechnical Univ., Russia, 489–495.

[ref 5.22] ISO/FDIS 15630-1. International Standard. Steel for the reinforcement and prestressing of concrete-test methods. Part 1: reinfor. bars, wire rod and wire; 2002.

[ref 5.23] ASTM Standard B117. Standard Practice for Operating Slat Spray (Fog) Apparatus. ASTM Intern., West Conshohocken, PA; 2003.

[ref 5.24] ASTM Standard G1. Standard practice for preparing, cleaning, and evaluating corrosion test specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA; 2011.

[ref 5.25] Seung Jun Kwon, Ung Jin Na, Sang Soon Park, Sang Hwa Jun, "Service life prediction of concrete wharves with early-aged crack: Probabilistic approach for chloride diffusion", Structural Safety, 31, (1), (2009), pp. 75-83.

[ref 5.26] Dr. Patrik Schmutz, "Surfaces, Interfaces, and their Applications II Pitting Corrosion", Laboratory for Joining Technologies and Corrosion, EMPA Dübendorf, 2013.

[ref 5.27] Nelson Silva, Thesis for degree of doctoral of philosophy, "Chloride Induced Corrosion of Reinforcement Steel in Concrete", Depart Civ Envir Engin, Chal Univ Techn Gothen, Sweden, 2013.

[ref 5.28] A. Turnbull, L.N. McCartney, S. Zhou, "Modelling of the evolution of stress corrosion cracks from corrosion pits", Scripta Materialia, 54 (2006), pp. 575–578.

[ref 5.29] Rusteel Project, "Effects of Corrosion on Low-Cycle Fatigue (Seismic) Behaviour of High Strength Steel Reinforcing Bars" RFS-PR-8017, 2009-2012. [ref 5.30] Webb, E.G, Paik, C.H, Alkire, R.C, "Local detection of dissolved sulfur species from inclusions in stainless steel using Ag microelectrode", Electrochem. Solid-State Lett. 4 (4) (2001) B15-B18.

[ref 5.31] Papadakis V.G, "Effect of supplementary cementing materials on concrete resistance against carbonation and chloride ingress", Cement Concrete Res., 30, (2000), pp.291–298.

[ref 5.32] Shi X, Xie N, Fortune K, Gong J, "Durability of steel reinforced concrete in chloride environments: an overview", Journal Constr Build Mater., 30, (2012), pp.125–138.

[ref 5.33] Ozbolt J, Balabanic G, Periskic G, Kuster M, "Modelling the effect of damage on transport processes in concrete", Jour Constr Build Mater, 24, (2010), pp.1638–1648.

[ref 5.34] Cobo A, Moreno E, Canovas M, "Mechanical properties variation of B500SD high ductility reinforcement regarding its corrosion degree", Materiales de Construcion, 61 (304), (2011), bpp.517–532.

[ref 5.35] Apostolopoulos C.A, Papadopoulos M, Pantelakis S, "Tensile behaviour of corroded reinforcing steel bars BSt500s", journ Constr Build Mater, 20, (2006), pp. 782–789.

[ref 5.36] Apostolopoulos C.A, "Mechanical behavior of corroded reinforcing steel bars S500s tempcore under low cycle fatigue", Journ Constr Build Mater, 21 (2007), pp.1447– 1456.

[ref 5.37] ASTM C876-91(1999) Standard test method for half-cell potentials of uncoated reinforcing steel in concrete.

[ref 5.38] Jinxia Xu, Linhua Jiang, Weilun Wang, Yu Jiang, "Influence of CaCl2 and NaCl from different sources on chloride threshold value for the corrosion of steel reinforcement in concrete", Journal Construction and Building Materials, 25, (2011), pp.663–669.

[ref 5.39] Cairns J, Plizzari G.A, Du Y, Law DW, Frnazoni C, "Mechanical properties of corrosion-damaged reinforcement", ACI Mater J, 102 (4), (2005), pp. 256–264.

[ref 5.40] DuraCrete. The European Union-Brite EuRam III, DuraCrete final technical report, Document BE95-1347/R17. 2000.

[ref 5.41] R. Avci, B.H. Davis, M.L. Wolfenden, I.B. Beech, K. Lucas and D. Paul. (2013) Mechanism of MnS-mediated pit initiation and propagation in carbon steel in an anaerobic sulfidogenic media. Corrosion Science 76, pp 267-274.

[ref 5.42] G.Wranglen, "Review article on influence of sulphide inclusions on corrodibility of Fe and steel", Corros. Sci., 9 (1969), p.585. [G. Wranglen (1969)].

[ref 5.43] G. Wranglen, "Pitting and sulfide inclusions in steel", Corros. Sci., 14 (1974), pp. 331–349.

[ref 5.44] Han Seung Lee, Young Sang Cho, "Evaluation of the Mechanical properties of steel reinforcement embedded in concrete specimen as a function of the degree of reinforcement corrosion", Inter J Fract 157 (2009), pp.81-8.

[ref 5.45] Ch. Alk. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, and Alk. Ch. Apostolopoulos. Assessment of the Mechanical Behavior in Dual-Phase Steel $B400_c$, $B450_c$ and $B500_B$ Journal of Materials in Civil Engineering. Vol. 28, Issue 2 (February 2016). Ch.

[ref 5.46] Ch. Apostolopoulos, Arg. Drakakaki, Alk. Apostolopoulos, T. Matikas, A.I. Rudskoi, G. Kodzaspirov. "Characteristics defects – corrosion damage and mechanical behavior of dual phase rebar", Journal, Materials Physics and Mechanics. Vol (30), 2017, pp 1-19.

Κεφάλαιο 6

Δομική ακεραιότητα του διφασικού χάλυβα οπλισμού υπό σεισμικά φορτία

PAPER

Structural Integrity of Steel Bar under Seismic Loads. Alk. Apostolopoulos, T. Matikas et al. Materials Physics and Mechanics, vol. 25(1), pp. 22-29 (2016).

Στην παρούσα ενότητα, πραγματοποιήθηκε μελέτη μηχανικής συμπεριφοράς τριών κατηγοριών διφασικού χάλυβα υψηλής αντοχής των: B400_c, B500_B και B450_c δοκιμίων, διαμέτρου 16mm, κάτω από σεισμικά φορτία τα οποία προσομοιώθηκαν με μηχανικές δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης (Low Cycle Fatigue tests) ελεγχόμενης παραμόρφωσης R=-1.

Με βάση τα αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών και τις αναλύσεις SEM και EDX των δοκιμίων χάλυβα πριν και μετά από διάβρωση, προέκυψαν τα ακόλουθα: Η δομική ακεραιότητα του χάλυβα επηρεάζεται ιδιαίτερα αρνητικά από τον βαθμό διάβρωσης του υλικού κυρίως στα χαμηλά εύρη επιβαλλόμενης παραμόρφωσης. Τα εγκλείσματα σουλφιδίων στην μαρτενσιτική ζώνη σε συνέργεια με τους εξωτερικούς επιφανειακούς βελονισμούς, υποβαθμίζουν σημαντικά τη διάρκεια ζωής του υλικού. Καταλυτική ωστόσο κρίθηκε η επίδραση των φαινομένων λυγισμού τόσο ως προς την μέγιστη αντοχή όσο και ως προς την διάρκεια ζωής του χάλυβα.





Στιγμιότυπα από την μηχανική δοκιμή ολιγοκυκλικής κόπωσης του δοκιμίου και άποψη της σερβοϋδραυλικής μηχανής φόρτισης.

6.1 Γενικά στοιχεία - Εισαγωγή

Η επίδραση της διάβρωσης στο σιδηροοπλισμό των κατασκευών αποτελεί ένα σύνηθες πρόβλημα με πολλές συνέπειες.

Το φάσμα Fourier για τη κίνηση του εδάφους, κατά τη διάρκεια ενός σεισμού που συνέβη στην Ιαπωνία, έδειξε ότι η φόρτιση ήταν κυκλική και η συχνότητα που αντιστοιχεί στο μέγιστο πλάτος ήταν περίπου 2Hz. Έρευνα για τον καταστροφικό σεισμό του Tang Shan στην Κίνα επιβεβαίωσε ότι ο τρόπος αστοχίας του κτιρίου από δομικό χάλυβα ήταν συνθήκες κόπωσης ολιγοκυκλικής κόπωσης (LCF) [ref 6.1]. Κατά συνέπεια, τα σεισμικά φορτία επί των φερόντων στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος των κατασκευών, δρουν υπό την μορφή φόρτισης ολιγοκυκλικής κόπωσης.

Όλοι οι ανελαστικοί κύκλοι φόρτισης ωστόσο, θα πρέπει να λογιστούν ως συνεισφέροντες στη βλάβη, δεδομένου ότι αποτελούν την ιστορία φόρτισης του κάθε στοιχείου και η συσσώρευσή τους μπορεί να γίνει σημαντική ανάλογα με τα χαρακτηριστικά της εδαφικής κίνησης [ref 6.2].

Στα φαινόμενα της συνδυασμένης δράσης της διάβρωσης και της ολιγοκυκλικής κόπωσης του σιδηροοπλισμού σχετικά λίγη προσοχή έχει δοθεί μέχρι σήμερα από την ερευνητική κοινότητα. Ο συνδυασμός δράσης τους είναι επιζήμιος για τις κατασκευές [ref 6.3, 6.4, 6.5, 6.6, 6.7, 6.8, 6.9]. Η ανεπάρκεια της έρευνας είναι ακόμα μεγαλύτερη

για τους διφασικούς χάλυβες χάλυβες υψηλής ολκιμότητας Β400_c, Β500_B και Β450_c που χρησιμοποιούνται ευρύτατα στην ευρωπαϊκή κοινότητα.

Στους χάλυβες B400c, B450c και B500b, με διάμετρο 16mm μετρήθηκε η απώλεια μάζας μετά από έκθεση στη διάβρωση, η συμπεριφορά σε ολιγοκυκλική κόπωση, η δράση των χλωριόντων και των MnS, FeS εγκλεισμάτων όπως και η επιρροή των φαινομένων λυγισμού. Οι εν λόγω έννοιες-μεγέθη διαδραματίζουν καθοριστικό ρόλο στη δομική ακεραιότητα του σιδηροοπλισμού υπό σεισμικά φορτία.

6.2 Πειραματική διαδικασία

6.2.1 Διάβρωση και απώλεια μάζας

Τα δοκίμια εκτέθηκαν στο θάλαμο αλατονέφωσης (5% NaCl), με εύρος pH 6.5-7 και θερμοκρασία 35 +1.1–1.7°C για διάφορους χρόνους, με 8 ημερήσιους κύκλους wet/dry σύμφωνα με το ASTMB117-94. Στη συνέχεια τα δοκίμια καθαρίστηκαν και ξηράνθηκαν σύμφωνα με το ASTMG1-90.

Οι εικόνες από το στερεοσκόπιο έδειξαν βελονισμούς στην επιφάνεια των δοκιμίων του χάλυβα. Οι σχετικά μεγάλοι βελονισμοί μόλις από τις 10 ημέρες της έκθεσης τους έδειξαν να είναι οι δραστικές θέσεις στις οποίες η διάβρωση έλαβε χώρα κατά κύριο λόγο. Οι βελονισμοί έδειξαν έναρξη από την βάση των νευρώσεων των ράβδων χάλυβα και προοδευτικά στην ενδιάμεση περιοχή. Όσο το επίπεδο διάβρωσης αυξάνει, οι βελονισμοί και οι επιφανειακές κοιλότητες στην επιφάνεια του χάλυβα μεγάλωσαν και ενώθηκαν προκαλώντας επιφανειακές εκδορές (εγκοπές-notches).

Στην προσπάθεια εντοπισμού της διαβρωτικής βλάβης, τα δοκίμια κατά μήκος τους καλύφθηκαν με φυσικό κερί, εκτός από ένα μεσαίο τμήμα τους, τουλάχιστον 20 mm, (απόσταση περίπου μεταξύ δύο διαδοχικών νευρώσεων). Τα δοκίμια τοποθετήθηκαν στο θάλαμο αλατονέφωσης (ISO 9227) υπό γωνία 45°-60° μοιρών.

6.2.2 Διαδικασία μηχανικών δοκιμών (Mechanical testing procedure)

Οι νευροχάλυβες παρήχθησαν σε ευρωπαϊκές βιομηχανίες και ελήφθησαν με τη μορφή ράβδων. Η ονομαστική διάμετρος των ράβδων ήταν 16mm (Φ16), το συνολικό μήκος των δοκιμίων ήταν 205-210mm και το ελεύθερο μήκος δοκιμής τους (μεταξύ των αρπάγων) ορίστηκε να είναι έξι φορές η ονομαστική τους διάμετρος. Πριν από τις μηχανικές δοκιμές, τα δοκίμια διαβρώθηκαν στο θάλαμο αλατονέφωσης και ο αριθμός των δειγμάτων που χρησιμοποιήθηκε απεικονίζεται στο **Πίνακα6.1**.

| Πίνακας | 6.1 | Αριθμός | μηχανικών | δοκιμών | σε | ολιγοκυκλική | κόπωση | των | τριών |
|----------|-------|---------|-----------|---------|----|--------------|--------|-----|-------|
| κατηγορι | ών χα | άλυβα. | | | | | | | |

| | Διάμετρος ράβδου | Συχνότητα (Hz) | Ελεύθερο μήκος Ελεύθερο Επιβαλλόμενη | | | ός ών | | |
|-------|--|-------------------|--|---------|---|----------|------|--|
| | χαλυβα | | | ε, % | 0 | 90 | | |
| P450C | | | 64 | ± 2,5 % | 5 | 3 | 17 | |
| B430C | | | υΨ | ± 4,0 % | 5 | 4 | | |
| P400C | 16 mm | 2,0 | 64 | ± 2,5 % | 4 | 3 | 14 | |
| D400C | | | UΨ | ± 4,0 % | 4 | 3 | | |
| D500D | | | 6 | ± 2,5 % | 4 | 3 | | |
| DOOD | | | OΨ | ± 4,0 % | 4 | 4 | . 13 | |
| | 26 | 20 | | | | | | |
| | Συνολικές δοκιμές Συνολικές δοκιμές | 22 24 | | | | | | |
| | • • • • • • • • • • • • • • • • • | | | | | | | |

Η διενέργεια μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης, είχε ως στόχο την διερεύνηση και την μελέτη για την απόκτηση πληροφορίας σχετικά με τα ακόλουθα:

a) Την επίδραση των διαφόρων επιπέδων επιταχυνόμενης εργαστηριακής διάβρωσης
αλατονέφωσης στη συνολική δαπανώμενη ενέργεια και στον αριθμό των κύκλων
φόρτισης μέχρι την αστοχία για κάθε κατηγορία χάλυβα.

b) Την συνέργεια της διαβρωτικής δράσης και της ολιγοκυκλικής κόπωσης στην
φέρουσα ικανότητα των επιμέρους κατηγοριών χάλυβα οπλισμού.

Όλες οι μηχανικές δοκιμές πραγματοποιήθηκαν σε θερμοκρασία δωματίου χρησιμοποιώντας κατάλληλη αυτόματη σερβοϋδραυλική μηχανή (servo-hydraulic testing system). Όλες οι μετρήσεις καταγράφηκαν χρησιμοποιώντας ένα πλήρως αυτοματοποιημένο υπολογιστικό σύστημα. Συγκεκριμένος αριθμός δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης πραγματοποιήθηκε για κάθε επίπεδο διάβρωσης σε δύο διαφορετικά επίπεδα ελεγχόμενης παραμόρφωσης, ±2,5% και ±4%. Συνολικά έλαβαν χώρα 46 μηχανικές δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης.
Ο **Πίνακας 6.2** (**a**, **b**), με τα μηχανικά χαρακτηριστικά εφελκυσμού των χαλύβων B400_c, B450_c και B500_B αντλήθηκε από την εργασία [ref 6.10]. Οι δοκιμές αυτές διεξήχθησαν σύμφωνα με το πρότυπο ISO 15630-1 με το μήκος δειγμάτων να ανέρχεται σε 580mm. Οι μηχανικές δοκιμές πραγματοποιήθηκαν σε αυτόματη σερβοϋδραυλική μηχανή (servo-hydraulic testing system).

Ο **Πίνακας 6.2** παρουσιάζει τα κάτω αποδεκτά όρια για τους χάλυβες υψηλής και μέσης ολκιμότητας που καθορίζονται από τον Ευρωκώδικα 2 (ΕC2).

| Κατηγορία χάλυβα | Τάση διαρροής Rp [MPa] | Agt [%] | Ελάχιστες τιμές k=[Rm/Rp]k |
|---------------------|---------------------------|----------|-------------------------------|
| B500 _B | 500 | ≥ 5 | ≥1.08 |
| B400c | 400 | ≥7.5 | ≥ 1.15 < 1.35 |
| B450c | 450 | ≥7.5 | ≥ 1.15 < 1.35 |

Πίνακας 6.2 (a) Χαρακτηριστικές τιμές (όρια) των χαλύβων αναφοράς.

Πίνακας 6.2 (b) Μηχανικά χαρακτηριστικά των χαλύβων που ελέγχθηκαν: B400c, B450c και B500_B.

| Κατηγορία | R _{ρθ.2} , MPa | R _m , MPa | $R_m\!/R_{\rho\theta.2}$ | ε100, % | A _{gt} , % | U, MPa |
|-------------------|----------------------------|-------------------------|--------------------------|------------|------------------------|-----------|
| B400c | 435 | 549.23 | 1.26 | 15.33 | 15.6 | 78.06 |
| B450c | 536.4 | 647.95 | 1.21 | 11.48 | 11.6 | 69.75 |
| B500 _B | 523 | 638.35 | 1.22 | 14.03 | 14.4 | 82.83 |

6.2.3 Ο ρόλος των MnS εγκλεισμάτων

Τα MnS εγκλείσματα, διαδραματίζουν ηγετικό ρόλο στην αρχική διάβρωση διότι τα ιόντα χλωρίου κινούμενα επιλεκτικά προς αυτά συσσωρεύονται στα όριά τους με το σίδερο τον οποίο διαλύουν [ref 6.10, 6.11, 6.12]. Τα εγκλείσματα MnS με τη συνύπαρξη άλλων κενών και των εξωτερικών βελονισμών αποτελούν περιοχές υποβάθμισης της συνοχής του υλικού του χάλυβα. Στο **Σχήμα 6.1** παρουσιάζονται ευρήματα από προδιαβρωμένα δοκίμια χάλυβα. Η EDX ανάλυση έδειξε ιόντα χλωρίου που έχουν παρεισφρήσει στη δομή του υλικού κυρίως μέσω corrosion paths. Επίσης σουλφίδια που εντοπίστηκαν και εντός της ζώνης του μαρτενσίτη σε διάφορες θέσεις από την εξωτερική επιφάνεια μεταξύ 20μm - 500μm.

Στη μελέτη [ref 6.10], εξετάστηκε η μηχανική συμπεριφορά σε τρεις τύπους χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος. Η αξιολόγηση της μηχανικής συμπεριφοράς στους διφασικούς χάλυβες B400_c, B450_c και B500_B υψηλής και μέσης ολκιμότητας, με ονομαστική διάμετρο 16 mm, διεξήχθη πριν και μετά την έκθεση σε περιβάλλον αλατονέφωσης. Τα αποτελέσματα όλων των μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού συγκρίθηκαν και σε συνδυασμό με τα αποτελέσματα της SEM και EDX ανάλυσης οδήγησαν στα ακόλουθα συμπεράσματα:

Η πτώση των ιδιοτήτων αντοχής των προ-διαβρωμένων δοκιμίων, ήταν σχεδόν ισοδύναμη με την ποσοστιαία απώλεια μάζας που ωστόσο βρίσκεται απάνω από τα ελάχιστα όρια που καθορίζονται από τον ευρωκώδικα 2 (EC2). Ωστόσο, η πτώση των ιδιοτήτων ολκιμότητας, που εκφράζεται ως η παραμόρφωση στη μέγιστη αντοχή, βρίσκεται κάτω από τα κατώτατα όρια.

Τα ευρήματα δείχνουν επίσης ότι η υποβάθμιση της μηχανικής απόδοσης του χάλυβα δεν μπορεί να αποδοθεί σε ένα συγκεκριμένο μηχανισμό, αλλά φαίνεται να είναι το αποτέλεσμα πολλών παραγόντων αλληλεπίδρασης, όπως είναι η ανάπτυξη βελονισμών στην εξωτερική επιφάνεια του χάλυβα οι οποίοι αναπτύσσονται από την παρουσία εκτεταμένου πορώδους του υλικού στις θέσεις αυτές καθώς και την ύπαρξη ενώσεων σουλφιδίων. Παρόμοια ευρήματα έχουν παρουσιαστεί στις εργασίες [ref 6.14, 6.15, 6.16].

Τα **Σχήματα 6.2**, **6.3** και **6.4** δείχνουν την ταυτοποίηση του MnS εντός της διατομής των ράβδων χάλυβα, την ανάπτυξή τους και τη σύνδεσή τους με άλλες εξωτερικές εγκοπές που οφείλονται στις περιοχές με διάκενα και pit διάβρωσης (βελονισμούς) έπειτα από 90 ημέρες έκθεσής τους. Η αύξηση του βαθμού της βλάβης, λόγω της ραγδαίας επιδείνωσης των περιοχών MnS και FeS, θέτει σε κίνδυνο τη δομική ακεραιότητα των χαλύβων οπλισμού. Η παραπάνω άποψη για τα σουλφίδια επιβεβαιώνονται από τις εργασίες [ref 6.14, 6.15, 6.16].

Σύμφωνα με τις εργασίες [ref 6.14, 6.15, 6.16] στα εγκλείσματα σουλφιδίων απορροφώνται επιλεκτικά τα ιόντα χλωρίου στα όριά τους με το σίδηρο τον οποίο διαλύουν.



Σχήμα 6.1 a) Ανίχνευση ιόντων χλωρίου στο εσωτερικό του υλικού προδιαβρωμένου δοκιμίου και b) Περιοχές με εγκλείσματα MnS και FeS.



Σχήμα 6.2 MnS περιοχές πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας του δοκιμίου.



Σχήμα 6.3 Άποψη της επιφάνειας θραύσης υπό την παρουσία ενώσεων MnS (γκρι χρώμα). Η υποδόρια υποβάθμιση του υλικού ενισχύθηκε από την παρουσία σουλφιδίων.



Σχήμα 6.4 Άποψη επιφανειακής φθοράς δοκιμίου έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση όπου είναι εμφανής η συνύπαρξη εσωτερικής βλάβης (MnS) και εξωτερικής (Pit).

Οι ανωτέρω αναφερόμενες περιοχές πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας του υλικού (εγκλείσματα, κενά, βελονισμοί) με την πιθανή παρουσία ιοντικού υδρογόνου, συνεργούν με σοβαρές προϋποθέσεις για την ανάπτυξη τοπικών συγκεντρώσεων μηχανικών τάσεων. Υπό την παρουσία εξωτερικών φορτίσεων η συγκέντρωση μηχανικών τάσεων οδηγεί στον σχηματισμό "δικτύου" μικρορωγμών και ρωγμών. [ref 5.45].

6.2.4 Αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης και Συζήτηση

Οι δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης πραγματοποιήθηκαν σε μη-διαβρωμένα και προδιαβρωμένα δοκίμια, έπειτα από έκθεση τους σε θάλαμο αλατονέφωσης επί 90 ημέρες. Για κάθε τύπο σιδηροοπλισμού (B400_c, B450_c και B500_B) επιλέχθηκε ένα ελεύθερο μήκος δοκιμής ίσο προς 6Φ. Οι μηχανικές δοκιμές πραγματοποιήθηκαν εξετάζοντας δύο διαφορετικά επίπεδα ημιτονοειδούς παραμόρφωσης, ± 2,5% και ± 4,0% υπό συχνότητα 2,0 Hz.



Σχήμα 6.5 a) Επιφάνεια θραύσης δοκιμίου έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση, με την παρουσία εγκλεισμάτων σουλφιδίων και κενών b) Επιφάνεια θραύσης με ρωγμή η οποία προήλθε από ισχυρές εσωτερικές ρήξεις στην δομή του υλικού.

Στο **Πίνακα 6.3**, συνοψίζεται η επίδραση της διάβρωσης στη συνολική δαπανώμενη ενέργεια και στο συνολικό χρόνο ζωής όλων των κατηγοριών των ράβδων χάλυβα. Η καταγραφείσα (αισθητή) μείωση της διάρκειας ζωής, δίνει ένα μέτρο αναλογίας της υποβάθμισης αυτής σε σχέση με την βλάβη διάβρωσης. Το γεγονός αυτό με αναγωγή σε πραγματικές κατασκευές εγείρει αρχικά τουλάχιστον προβληματισμό για την ασφάλεια των κατασκευών σε σεισμικά ενεργές περιοχές.

Όπως φαίνεται στον **Πίνακα 6.3**, η ικανότητα του υλικού να δαπανήσει ενέργεια μέχρι την αστοχία, εξαρτάται από το εύρος της επιβαλλόμενης παραμόρφωσης που υποβάλλονται τα δοκίμια. Κατά τη διάρκεια σεισμικών φορτίσεων, η ανάγκη για επαρκή ενεργειακά αποθέματα του υλικού, είναι επιτακτική. Όπως ήταν αναμενόμενο, ο βαθμός της βλάβης διάβρωσης έχει σημαντικό αντίκτυπο στον αριθμό των κύκλων φόρτισης (διάρκεια ζωής) μέχρι την αστοχία.

Σε κάθε περίπτωση, η συνέργεια βλάβης (λόγω εγκλεισμάτων MnS και κενών) στο εσωτερικό της δομής του χάλυβα και της βλάβης των εξωτερικών βελονισμών είναι υπεύθυνη για την αστοχία σε κόπωση. Είναι επίσης σημαντικό να σημειωθεί η επίδραση του λυγισμού στο δοκίμιο από τους πρώτους κύκλους φόρτισης.

Πίνακας 6.3 Αποτελέσματα μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης στα δοκίμια αναφοράς και στα διαβρωμένα δοκίμια τριών διαφορετικών τύπων χάλυβα, Φ16.

| | B45 | 50C- Φ 1 | δ αναφοράς | |
|---------|-------------------|-----------------|-----------------------------|------------------------------|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | _Δαπανώμενη ενέργεια[MPa] |
| 49 | | | 35 | 744.21 |
| 50 | 1 | ±2,5% | 29 | 519.77 |
| 51 | 6Φ | | 36 | 756.17 |
| 52 | 1 | | 33 | 700.50 |
| 60 | 1 | | 34 | 768.04 |
| | Μέση τιμή | 'n | 33 | 697.74 |
| 53 | | | 11 | 439.50 |
| 54 | | | 11 | 556.56 |
| 55 | 6Φ | ±4,0% | 11 | 560.37 |
| 56 | 1 | | 10 | 558.00 |
| | Μέση τιμή | 'n | 11 | 528.61 |

| | B450C-Φ16 90 ημέρες διάβρωσης | | | | | | | | | | | |
|---------|---|-------|--------------------------------|-----------------------------|----------------------|--|--|--|--|--|--|--|
| Δοκίμιο | οκίμιο <mark>Ελεύθερο</mark> ε [%] μήκος ε [%] | | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια[MPa] | Απώλεια μάζας [%] | | | | | | | |
| 36 | | | 16 | 416.06 | 8.81 | | | | | | | |
| 40 | 60 | ±2,5% | 18 | 470.93 | 9.4 | | | | | | | |
| 23 | 1 | | 13 | 343.23 | 9.38 | | | | | | | |
| | Μέση τιμή | | 16 | 410.07 | 9.20 | | | | | | | |
| 39 | | | 8 | 374.1 | 9.34 | | | | | | | |
| 34 | | 1.00/ | 8 | 365.8 | 8.17 | | | | | | | |
| 30 | 6Φ | ±4,0% | 12 | 296.2 | 10.1 | | | | | | | |
| 26 | | | 7 | 296.2 | 8.15 | | | | | | | |
| | Μέση τιμή | | 9 | 333.08 | 8.94 | | | | | | | |

| | B50 | 00B - Φ16 | 5 90 ημέρ ε | ες διάβρωσης | | |
|---------|-------------------|-----------|--------------------------------|---------------------------------|----------------------|--|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Απώλεια μάζας [%] | |
| 34 | | | 19 | 475,8 | 8,9 | |
| 28 | 6Φ | ±2,5% | 18 | 480,9 | 9,65 | |
| 31 | | | 17 | 438,7 | 9,95 | |
| | Μέση τ | τιμή | 18 | 465,13 | 9,5 | |
| 29 | | | 7 | 347,4 | 8,48 | |
| 33 | (4) | 1.4.00/ | 6 | 296,1 | 9,71 | |
| 35 | 6Φ | ±4,0% | 7 | 347,1 | 8,72 | |
| 39 | | | 7 | 317,5 | 8,65 | |
| | Μέση τ | τιμή | 6 | 327,02 | 8,89 | |

| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Απώλεια μάζας [%] | |
|---------|-------------------|-------|--------------------------------|---------------------------------|----------------------|--|
| 37 | | | 13 | 337,21 | 9,57 | |
| 40 | 6Φ | ±2,5% | 15 | 360,62 | 9,6 | |
| 24 | 1 | | 25 | 560,5 | 8,4 | |
| | Μέση τι | μή | 17 | 419,4 | 9,19 | |
| 35 | | | 7 | 311,3 | 8,79 | |
| 31 | 6Φ | ±4,0% | 7 | 318,4 | 9,65 | |
| 28 | | | 7 | 327,4 | 9,2 | |
| | Μέση τι | μή | 7 | 319,03 | 9,21 | |

| | B50 | 0B - Ф16 | αναφοράς | | | B400C - Φ16 αναφοράς | | | | |
|------------------|-------------------|-------------|---------------------|------------------------|---------|-----------------------------|-------|-----------------------------|------------------------------|--|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Κύκλοι μέχρι την | Δαπανώμενη ενέργεια | Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | |
| | | 49 | | | 22 | 470,5 | | | | |
| 47 | | | 35 | 761,39 | 52 | | ±2,5% | 24 | 505.6 | |
| 49 | - 6Φ | ±2,5% | 31 | 732,2 | 60 | - 6Φ | | 25 | 558.15 | |
| 60 | | | 29 | 655,1 | 61 | - | | 27 | 610.54 | |
| 61 | 7 | | 30 | 727,62 | 01 | Méan ru | | 27 | 010,54 | |
| | Μέση τι | μή | 31 | 719.08 | | Μεση τιμ | η | 24 | 523,34 | |
| 52 | | | 11 | 325.97 | 53 | | | 10 | 515,5 | |
| 54 | | 10000 | 11 | 435.93 | 54 | | 1.00/ | 8 | 503,4 | |
| 62 | - 6Φ | $\pm 4,0\%$ | 10 | 387.32 | 55 | - οΦ | ±4,0% | 11 | 510.5 | |
| 63 | - | | 10 | 411.74 | 63 | - | | 11 | 371.65 | |
| - 05 | Méan ri | | 10 | 300.24 | | Μέση τιμή | | 10 | 484.45 | |
| Μέση τιμή 10 390 | | | 390,24 | | | | 10 | 404,45 | | |

Από την μελέτη των αποτελεσμάτων των μηχανικών δοκιμών, τις μετρήσεις και τις αναλύσεις EDX και SEM που παρουσιάστηκαν, εξάγονται τα ακόλουθα συμπεράσματα:

 Η πρόκληση της εσωτερικής βλάβης διάβρωσης ενισχύεται από την παρουσία ενώσεων σουλφιδίων, κενών και άλλων ατελειών ενώ η επιφανειακή εξωτερική βλάβη βελονισμών επεκτείνεται ταυτόχρονα εις βάθος.

2. Μετά από φόρτιση αυτών των θέσεων αναπτύσσονται εσωτερικές συγκεντρώσεις τάσεων που τελικά οδηγούν στο σχηματισμό των ρωγμών. Λόγω δε της εγγύτητάς τους παρατηρούνται φαινόμενα συνένωσης τους και διάδοσής τους. Μετά από αυτά η κατεύθυνση της κυρίαρχης ρωγμής τους έχει την τάση να επεκτείνεται προς την εξωτερική επιφάνεια της ράβδου χάλυβα.

3. Αυτή η ταχεία διάδοση της ρωγμής έχει ως αποτέλεσμα την παραγωγή ψαθυρής αστοχίας ανεξάρτητα την ολκιμότητα του υλικού στην μονοτονική καταπόνηση.

 Είναι επίσης σημαντικό να σημειωθεί ότι από τους πρώτους κύκλους φόρτισης, τα λυγισμικά φαινόμενα προκαλούν αυξημένη τάση μονόπλευρα στο δοκίμιο. Η διαδικασία αυτή επιφέρει ταχεία εξάντληση της ολκιμότητας του υλικού.

5. Προέκυψε ότι η επιφάνεια θραύσης του χάλυβα οπλισμού οφείλεται σ' έναν συνδυασμό περισσότερων από δύο μηχανισμών αστοχίας που λόγω της φύσης τους κατά τις ανακυκλίσεις προκαλούν κυρίως ψαθυρή αστοχία. Επίσης, είναι σημαντικό να αναφερθεί ότι λόγω των φαινομένων λυγισμού η ολκιμότητα του υλικού είναι ιδιαίτερα περιορισμένη, ειδικά στην επιβολή ±4% παραμόρφωσης αυτή μπορεί να εξαντληθεί πριν από το σχηματισμό και την ανάπτυξη-διάδοση των ρωγμών. Συγκεκριμένα στοιχεία περί της ακολουθίας των φαινομένων αυτών εντός της διάρκειας του κύκλου φόρτισης είναι αδύνατο να εξαχθούν.

6. Η αξιολόγηση της συμπεριφοράς των παλαιότερων κατασκευών που βασίζεται μόνο σε μαθηματικά μοντέλα (μέθοδος μετατόπισης-pushover), δίχως να ληφθεί υπόψη η υποβάθμιση των ιδιοτήτων της αντοχής και της ολκιμότητας των υλικών λόγω δράσης διάβρωσης μπορεί να οδηγήσει σε αναξιόπιστα και ακατάλληλα αποτελέσματα.

6.2.5 Συμπεράσματα

Η μηχανική συμπεριφορά των χαλύβων υψηλών επιδόσεων B400_c, B450_c και B500_b (με την ύπαρξη μαρτενσίτη στην εξωτερική ζώνη) υπό σεισμικά φορτία, σε περιβάλλον διάβρωσης, πρέπει να μελετηθεί περαιτέρω. Βασικός λόγος για την παραπάνω άποψη είναι η ύπαρξη των MnS εγκλεισμάτων σε περιοχές της δομής του υλικού είναι υπεύθυνα για την εσωτερική συγκέντρωση μηχανικών τάσεων και τελικά το σχηματισμό ρωγμών. Ωστόσο, λόγω της εγγύτητάς τους, οδηγούν στο φαινόμενο ανάπτυξης πολλαπλών ρωγμών. Το διαβρωτικό περιβάλλον προκαλεί ισχυρούς εξωτερικούς βελονισμούς και σε συνδυασμό με την αύξηση του όγκου των σουλφιδίων (MnS και FeS) (λόγω της προσρόφησης ιόντων χλωρίου), οδηγεί με την πρόοδο του χρόνου σε απρόβλεπτα αποτελέσματα για τη δομική ακεραιότητα του χάλυβα και κατ' επέκταση των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος που πλήττονται από φαινόμενα διάβρωσης.

6.3 Αναφορές (References)

[ref 6.1] Sheng, G.M. SH.Gong, Investigation of low cycle fatigue behaviour of building structural steels under earthquake loading, Acta Metallurgica Sinica (English letters), 10 (1),1997, 51-55.

[ref 6.2] Y. H. Chai, Earthquake Eng Struct. Dyn. 2005, 34, 83, Res Council, Charlotte, VA, VTRC 03-R7, 2002.

[ref 6.3] Ma, S.Y.M. V.V. Bertero, E.P. Popov, Experimental and Analytical Studies on the Hysteretic Behaviour of Reinforced Concrete Rectangular and T-Beams. Earthquake Eng. research report 76 (No.2),1976, Berkeley: Univ. of California.

[ref 6.4] Tegoshi Yoshaki, Proceedings of Academical Lectures of JAS. Tokyo, 1983, 606.

[ref 6.5] H. Shigeru, Research report, Retrofitting of reinforced concrete moment Resisting Frames, supervised by Park, R and Tanaka, H. ISSN0110-3326, August 1995.

[ref 6.6] G. G. Clementa, Testing of selected metallic reinforcing bars of extending the service life of future concrete bridges, Fin. report, Virginia Transport., Charlot, VA, Research Council, VTRC 03-A7, 2002.

[ref 6.7] H. Krawinkler, Earthquake Spectra 1987, 3, 27.

[ref 6.8] I. Kasiraj, J. T. P. Yao, Journal of the Structural Division (ASCE) 1969, 95, 1673.

[ref 6.9] G. Kodzhaspirov (Kodjaspirov), In: Proceedings of the 5th Europian Conference on advanced Materials, Processes and Applications (Maastrict, Netherland, 1997), Vol. 1, p. 673.

[ref 6.10] Ch. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, Alk. Apostolopoulos "Assessment of the Mechanical Behavior in Dual-Phase Steel B400CB400C, B450CB450C, and B500BB500B in a Marine Environment". Journal of Materials in Civil Engineering (ASCE) 28(2) (2016). [ref 6.11] J.E. Castle and R. Ke. "Studies by Auger spectroscopy of pit initiation at the site of inclusions in stainless steel" Corrosion Science 30 No4/5 PP409-428 (1990).

[ref 6.12] MA Baker and J E Castle, "The initiation of pitting corrosion at MnS inclusions", Corr.Sci. 34 No4, pp667-682, (1993).

[ref 6.13] B. Lin, R. Hu, Ch. Ye, Y. Li, Ch. Lin. A study on the initiation of pitting corrosion in carbon steel in chloride-containing media using scanning electrochemical probes. Electrochimica Acta Journal. Volume 55, Issue 22, 1 September 2010, Pages 6542–6545

[ref 6.14] Project Rusteel, "Effects of Corrosion on Low-Cycle Fatigue (Seismic) Behavior of High Strength Steel Reinforcing Bars" RFS-PR-8017, 2009-2012.

[ref 6.15] Apostolopoulos C, Ascanio C, Bianco L, Braconi A, Caprili S, Diamantogiannis G, Ferreira Pimenta G, Finetto M, Moersch J, Salvatore W., Effects of corrosion on low-cycle fatigue (seismic) behaviour of high strength steel reinforcing bars. RFSR-CT-2009-00023 project. Final report, European Commission, Brussels; 2014.

[ref 6.16] E.O. Webb et al. Webb, E.G, Paik, C.H, Alkire, R.C, "Local detection of dissolved sulfur species from inclusions in stainless steel using Ag microelectrode", Electrochem. Solid-StateLett. 4 (4) (2001) B15-B18.

Κεφάλαιο 7

Η επίδραση της διάβρωσης και του ανελαστικού λυγισμού λόγω σεισμικής φόρτισης στην διάρκεια ζωής

Στην παρούσα ενότητα εξετάζεται η επίδραση της βλάβης διάβρωσης και του ανελαστικού λυγισμού στην διάρκεια ζωής του χάλυβα οπλισμού χαμηλής και μέσης ολκιμότητας B500_A και B500_B, διαμέτρου Φ12 υπό συνθήκες ολιγοκυκλικής κόπωσης (Low Cycle Fatigue) χαλύβων. Σε ένα σύνολο 110 δοκιμίων πραγματοποιήθηκαν: πειραματικές δοκιμές πριν και μετά την έκθεση των δοκιμίων σε εργαστηριακή διάβρωση. Πραγματοποιήθηκαν 106 δοκιμές διάβρωσης και μετρήσεις απώλειας μάζας, 8 μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού και 102 δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης ελεγχόμενης παραμόρφωσης.

Τα αποτελέσματα των πειραματικών δοκιμών στα μεγέθη: ποσοστιαίας απώλειας μάζας, εύρους παραμόρφωσης και μεταβλητού μήκους λυγισμού, συγκρίθηκαν και συνδυάστηκαν με τα ευρήματα της ανάλυσης SEM και EDX και οδήγησαν στα παρακάτω συμπεράσματα: Η ποσοστιαία απώλεια μάζας, η διάβρωση με βελονισμούς και ο ανελαστικός λυγισμός, συνιστούν τις κύριες παραμέτρους που επηρεάζουν τη διάρκεια ζωής των χαλύβων οπλισμού κάτω από σεισμικά φορτία.

Τα πειραματικά αποτελέσματα κατέδειξαν ότι η υποβάθμιση της μηχανικής συμπεριφοράς των χαλύβων οπλισμού σε σεισμικές φορτίσεις, μπορεί να αποδοθεί στο μηχανισμό ανελαστικού λυγισμού σε συνδυασμό με το ιστορικό φόρτισης και την ύπαρξη εκτεταμένου πορώδους στην επιφάνεια των ράβδων. Η επιφάνεια θραύσης του σιδηροοπλισμού κάτω από σεισμικά φορτία, αποτελεί συνδυασμό διαφόρων μηχανισμών βλάβης που λόγω της φύσης τους έχουν ως αποτέλεσμα την πρόκληση κυρίως "ψαθυρής" αστοχίας. Αναγνωρίζοντας επίσης ότι ειδικά στην περίπτωση επιβολής παραμόρφωσης ±4% (σε χάλυβες μέσης και χαμηλής ολκιμότητας) όπου άμεσα υπεισέρχονται λυγισμικά φαινόμενα, η ολκιμότητα του υλικού φέρεται ιδιαίτερα περιορισμένη και εξαντλείται πριν από το σχηματισμό, την συνένωση και την διάδοση των ρωγμών.

7.1 Γενικά

Τα αποτελέσματα της σεισμικής δράσης (σεισμικά φορτία) ως γνωστό τα σεισμικά φορτία δρουν στα φέροντα στοιχεία των κατασκευών υπό τη μορφή ανακυκλιζόμενων φορτίσεων οι οποίες συχνά προσομοιώνονται ως μονοαξονική ολιγοκυκλική φόρτιση (Low Cycle Fatigue) [ref 7.1].

Όλοι οι ανελαστικοί κύκλοι φόρτισης συνεισφέρουν στη βλάβη κόπωσης του υλικού καθώς αποτελούν το ιστορικό φόρτισης του κάθε δοκιμαζόμενου στοιχείου [ref 7.2] Εν τούτης στην τρέχουσα πρακτική σχεδιασμού, ο συντελεστής πλαστιμότητας/μετατόπισης χρησιμοποιείται αν και δεν λαμβάνει υπόψη τη συσσώρευση βλάβης. Αυτό συμβαίνει καθώς σιωπηρά υποτίθεται ότι η δομική βλάβη επέρχεται μόνο λόγω της μέγιστης παραμόρφωσης [ref 7.2].

Κατά τη διάρκεια ισχυρών σεισμικών συμβάντων όπου οι κατασκευές υποβάλλονται σε αυξημένο αριθμό και ένταση ανακυκλίσεων (στο ανελαστικό φάσμα), η σταδιακά συσσωρευόμενη βλάβη μπορεί να επηρεάσει αρνητικά τη συνολική τους απόδοση. Αυτό το είδος και το μέγεθος της βλάβης, μπορεί επίσης να εξελιχθεί μετά την πάροδο πολλών μικρότερης έντασης σεισμών. Συνεπώς ένας κύριος σεισμός δεν μπορεί να αντιμετωπίζεται ως ένα μεμονωμένο περιστατικό ανεξάρτητο της χρονοϊστορίας φόρτισης αλλά ως ένα συμβάν μιας ακολουθίας σεισμικών δράσεων.

Παρότι μια εκτίμηση της σεισμικής βλάβης προσομοιάζει με τη κόπωση του μετάλλου υπό μεταβλητό εύρος ανακυκλιζόμενης φόρτισης εν τούτοις, σχετικά λίγη προσοχή έχει δοθεί από την ερευνητική κοινότητα μέχρι σήμερα στη συνδυασμένη δράση διάβρωσης και ολιγοκυκλικής κόπωσης LCF του χάλυβα. Τούτο δε καθώς είναι γνωστό το γεγονός ότι κάθε ένας από αυτούς τους παράγοντες επηρεάζει την αντοχή και την απόδοση του σιδηροοπλισμού των κατασκευών και μειώνει το προσδόκιμο ζωής των δομών αυτών [ref 7.3, 7.4, 7.5, 7.6, 7.7, 7.8].

Ορισμένες επιστημονικές εργασίες (Apostolopoulos and Papadakis 2008 και Apostolopoulos and Michalopoulos 2006) στην τρέχουσα βιβλιογραφία παρουσίασαν σημαντικά ζητήματα αντοχής των χαλύβων που οδηγούν σε απότομη μείωση των μηχανικών τους χαρακτηριστικών και της ικανότητάς τους να δαπανήσουν ενέργεια (dissipative capacity). Παρόμοια είναι τα αποτελέσματα των εργασιών [ref 7.9, 7.10, 7.11, 7.12, 7.13], στις οποίες ένα ευρύ φάσμα παραμορφώσεων κατά τις πειραματικές δοκιμές οδήγησε σε λυγισμικά φαινόμενα των δοκιμίων και εν συνεχεία στην αστοχία.

Σε πρόσφατες μελέτες, [ref 7.14, 7.15] διερευνήθηκε πειραματικά η επίδραση της διάβρωσης στον ανελαστικό λυγισμό και τη μη-γραμμική κυκλική απόκριση των ράβδων οπλισμού. Στις εργασίες [ref 7.16, 7.17, 7.18] μελετήθηκε η επίδραση της διάβρωσης στον ανελαστικό λυγισμό και τη κυκλική ανταπόκριση των ράβδων οπλισμού μέσω μη γραμμικής ανάλυσης πεπερασμένων στοιχείων. Τα αποτελέσματα των μελετών αυτών έδειξαν ότι η συνδυασμένη δράση της διάβρωσης και του ανελαστικού λυγισμού, έχουν σημαντική επίδραση στην πρόωρη αστοχία των ράβδων

Στις κατασκευές σεισμογόνων περιοχών χρησιμοποιούνται ευρέως χάλυβες υψηλής αντοχής και ολκιμότητας, εναρμονισμένοι έτσι με τη γενικότερη διεθνή τάση για χρήση χαλύβων με ονομαστική αντοχή διαρροής υψηλότερη των 355MPa. Η χρήση χαλύβων υψηλής αντοχής και ολκιμότητας, μπορεί να οδηγήσει σε σημαντική εξοικονόμηση πόρων από τον τομέα των κατασκευών, το κόστος των υλικών και της μείωσης των εκπομπών CO₂. Οι χάλυβες αυτοί παρότι διατίθενται στις αγορές εδώ και αρκετά χρόνια, συνεχώς βελτιώνονται με την εξέλιξη των ερευνών και της μεταλλουργίας. Η επιστημονική στα θέματα αυτά μπορεί να οδηγήσει στην υλοποίηση ευρύτερης χρήσης τους με θετικό κοινωνικοοικονομικό αντίκτυπο.

Η ανάλυση της απόκρισης του χάλυβα οπλισμού σε συνθήκες ολιγοκυκλικής κόπωσης LCF (σεισμική φόρτιση) αντιπροσωπεύει, προσπάθεια εμβάθυνσης της έρευνας σε θέματα πλάστιμης απόκρισης των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος (RC structures) η οποία παραμένει μέχρι σήμερα στοχευμένη αναζήτηση [ref 7.9].

Προς επιβεβαίωση των ανωτέρω, αξίζει να σημειωθεί ότι τα ευρωπαϊκά πρότυπα για τους χάλυβες οπλισμού (ΕΝ 10080: 2005), δεν περιλαμβάνουν διαδικασίες δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης (LCF). Μέχρι σήμερα, μόνο τα ισπανικά και τα πορτογαλικά πρότυπα επιβάλλουν την εκτέλεση συμμετρικών κύκλων (εφελκυσμού/θλίψης) φόρτισης για τον έλεγχο των παραγόμενων χαλύβων οπλισμού, ενώ το σχέδιο του νέου ευρωπαϊκού προτύπου για ενισχύσεις (prEN 10080: 2012) αναλώνεται μόνον σε

ενδεικτικές υποδείξεις εκτέλεσης δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης LCF, [ref 7.10]. Παρόλα αυτά, όλα τα ανωτέρω επιβαλλόμενα επίπεδα παραμόρφωσης, η συχνότητας, ο αριθμός κύκλων και το ελεύθερο μήκος των δειγμάτων, στα πρότυπα αυτά δεν βασίζονται στα αποτελέσματα της επιστημονικής έρευνας σχετικά με την πραγματική συμπεριφορά του χάλυβα οπλισμού για κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος (RC structures).

Χωρίς αμφιβολία, η διάβρωση του σιδηροοπλισμού είναι ένας λόγος "πρόωρης" υποβάθμιση των κατασκευών σε περιβάλλον χλωριόντων και αυτό προκαλεί δικαιολογημένη ανησυχία στις κοινωνίες περιοχών με έντονη σεισμικότητα, όπως είναι η περιοχή της Μεσογείου. Ένα μεγάλο μέρος των κατασκευών στις περιοχές αυτές είναι ιδιαίτερα εκτεθειμένο σε θαλάσσιες συνθήκες (περιβάλλον με χλωριόντα).

Έπειτα από έντονα σεισμικά συμβάντα με μεγάλες απώλειες και τεράστιες οικονομικές ζημίες, η επιστημονική κοινότητα έδωσε ιδιαίτερη προσοχή στη φέρουσα ικανότητα των κατασκευών υπό συνθήκες σεισμικής φόρτισης. Ένας σημαντικός παράγοντας που μπορεί να οδηγήσει σε καταστροφική κατάρρευση, κατά την διάρκεια ενός σεισμού, είναι η αστοχία του σιδηροοπλισμού. Αποτέλεσμα αυτού υπήρξε η μεγάλη σημασία στη συστηματική μελέτη της μηχανικής αναβάθμισης του σιδηροοπλισμού. Η αντοχή των κατασκευών οπλισμένου σκυροδέματος εξαρτάται σε μεγάλο βαθμό από τη συνάφεια μεταξύ του οπλισμού και του σκυροδέματος καθώς πολλές μελέτες έχουν αναδείξει το γεγονός της μείωσης της συνάφειας λόγω διάβρωσης του σιδηροοπλισμού [ref 7.19].

Όταν τα κρίσιμα στοιχεία των κατασκευών (κολώνες, δοκοί κλπ.) βρίσκονται κάτω από τη διπλή αρνητική επίπτωση των ιόντων χλωρίου του διαβρωτικού περιβάλλοντος και ισχυρών σεισμικών φορτίσεων, ο χάλυβας οπλισμού βρίσκεται σε συνθήκες διάβρωσης και ολιγοκυκλικής κόπωσης. Ως εκ τούτου, έχει σημαντική πρακτική σημασία η διεξαγωγή έρευνας σχετικά με την υποβάθμιση της απόδοσης των διαβρωμένων χαλύβων οπλισμού υπό σεισμικά φορτία [ref 7.20].

Στα πλαίσια της παρούσας ενότητας εξετάστηκε η συνδυασμένη επίδραση της βλάβης διάβρωσης και του ανελαστικού λυγισμού στη διάρκεια ζωής των ράβδων οπλισμού, B500_A και B500_B χαμηλής και μέσης ολκιμότητας υπό συνθήκες ολιγοκυκλικής κόπωσης. Η υποβάθμιση αυτή μετράται και παρουσιάζεται σε όρους συνολικής ικανότητας απορρόφησης σεισμικής ενέργειας των δοκιμίων χάλυβα κατά τη φόρτιση και αριθμού ανακυκλήσεων μέχρι την αστοχία.

7.2 Πειραματικό μέρος

Προκειμένου να μελετηθεί η μηχανική συμπεριφορά των ράβδων οπλισμού υπό συνθήκες διαβρωτικής δράσης και ανελαστικού λυγισμού σε ολιγοκυκλική κόπωση, εξετάστηκε ένας αντιπροσωπευτικός αριθμός δοκιμίων χάλυβα κατηγορίας B500_A και B500_B, διαμέτρου Φ12 [κατηγορία πλαστιμότητας Α, Β, **Πίνακας 7.1**].

Διεξήχθησαν πειράματα εφελκυσμού και ολιγοκυκλικής κόπωσης. Τα δοκίμια εκτέθηκαν στο θάλαμο αλατονέφωσης (5% NaCl), με εύρος pH 6.5-7.2, επί 45 και 90 ημέρες, με 8 ημερήσιους κύκλους wet/dry και θερμοκρασία 35 (+1.1 -1.7 C) [ref 7.23] [ASTM Standard B117-94 (2003)]. Προκειμένου να διερευνηθεί η διαβρωτική δράση στις μηχανικές ιδιότητες διεξήχθησαν δοκιμές εφελκυσμού σε συγκεκριμένο αριθμό δοκιμίων αναφοράς και διαβρωμένων δοκιμίων. Αυτές οι μηχανικές δοκιμές εφελκυσμού πραγματοποιήθηκαν σύμφωνα με το πρότυπο ISO 15630-1 [ref 7.21].

Επιπλέον, διεξήχθησαν δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης για δύο επίπεδα ελεγχόμενης παραμόρφωσης ±2,5% και ±4%. Όλες οι μηχανικές δοκιμές διεξήχθησαν σε θερμοκρασία δωματίου χρησιμοποιώντας την Instron dynamic servo-hydraulic system, όπου όλες οι μετρήσεις καταγράφηκαν χρησιμοποιώντας ένα πλήρως αυτοματοποιημένο υπολογιστικό σύστημα. Οι δοκιμές εφελκυσμού πραγματοποιήθηκαν σε τέσσερα δοκίμια της κάθε κατηγορίας Β500_Α, Β500_Β για διαφορετικούς χρόνους διάβρωσης [Πίνακας 7.2]. Οι δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης διεξήχθησαν σύμφωνα με την πειραματική διαδικασία της μελέτης [ref 7.22], [Πίνακας **7.3** - **7.8**].

Πίνακας 7.1 Χαρακτηριστικά όρια μηχανικών ιδιοτήτων χάλυβα B500_A και B500_B σύμφωνα με τον EC2.

| Κατηγορία | Αντοχή διαρροής R _P (MPa) | Παραμόρφωση στο μέγιστο φορτίο, A _{gt} | Ελάχιστες τιμές k=[Rm/Rp]k |
|-----------|---|---|-------------------------------|
| B500A | ≥500 | ≥ 2.5% | ≥ 1.05 |
| B500B | ≥500 | ≥ 5% | ≥1.08 |

Πίνακας 7.2 Αποτελέσματα απωλειών μάζας και μηχανικών ιδιοτήτων χαλύβων (B500_A και B500_B) δοκιμίων αναφοράς και προδιαβρωμένων δοκιμίων.

| Φ12 | Απώλεια μάζας [%] | Αντ διαρ Rp (| τοχή οροής MPa) | Μέν αν Rm | γιστη τοχή (MPa) | Παραμά στο με φορτίο, | όρφωση έγιστο , A _{gt} [%] | Πυκνότητα ενέργειας U [MPa] | |
|-------------------|----------------------|---------------------|-----------------------|-----------------|------------------------|-----------------------------|---|-----------------------------------|--------------|
| Ημέρες έκθεσης | | 0 ημέρες | 90 ημέρες | 0 ημέρες | 90 ημέρες | 0 ημέρες | 90 ημέρες | 0 ημέρες | 90 ημέρες |
| B500B -1 | 11,10 | 532 | 516,4 | 615,5 | 535 | 9,22 | 1,75 | 52,15 | 8,87 |
| B500B -2 | 11,43 | 531,5 | 518 | 623,3 | 538,4 | 10,54 | 1,72 | 65,93 | 9,06 |
| B500B -3 | 11,55 | 533 | 517,8 | 619,8 | 534,3 | 11,67 | 1,64 | 58,63 | 8,73 |
| B500B -4 | 11,28 | 532,3 | 520 | 627 | 539,5 | 8,85 | 1,66 | 67,45 | 9,14 |
| Μέση τιμή | 11,34 | 532,2 | 518,05 | 621,4 | 536,8 | 10,07 | 1,70 | 61,04 | 8,95 |
| B500A -1 | 8,50 | 529 | 491,5 | 554,5 | 493,2 | 5,57 | 1,28 | 36,55 | 5,87 |
| B500A -2 | 7,95 | 534,2 | 488,7 | 558 | 488,7 | 6,84 | 1,23 | 37,62 | 5,98 |
| B500A -3 | 8,45 | 532 | 490,3 | 556,3 | 491 | 4,97 | 1,25 | 35,07 | 6,03 |
| B500A -4 | 10,40 | 528 | 485,9 | 553,5 | 490,5 | 6,25 | 1,30 | 38,09 | 5,95 |
| Μέση τιμή | 8,83 | 530,8 | 489,1 | 555,58 | 490,85 | 5,91 | 1,33 | 36,84 | 5,96 |

Για κάθε τύπο χάλυβα B500_A και B500_B επιλέχθηκαν δύο διαφορετικά μεγέθη ελεύθερου μήκους, 6Φ (αντιπροσωπευτικό του ελεύθερου μήκους των ράβδων στα κτίρια με σχεδιασμό υψηλής κατηγορίας πλαστιμότητας) και 8Φ (για σχεδιασμό σε χαμηλή κατηγορία μέσης ολκιμότητας, σύμφωνα με τα όρια που καθορίζονται στον Ευρωκώδικα 8). Κατά τον αντισεισμικό σχεδιασμό οι αποστάσεις αυτές αντιστοιχούν σε συνδετήρες υποστηλωμάτων σε κατασκευές οπλισμένου σκυροδέματος.

7.3 Απώλεια μάζας

Η παραγωγή του στρώματος οξειδίων που καλύπτει τα δοκίμια, αυξάνοντας το πάχος του δοκιμίου σταδιακά με το χρόνο έκθεσης του στο διαβρωτικό περιβάλλον. Η ποσοστιαία απώλεια μάζας υπολογίστηκε από τον λόγο M_i-M_f / M_i, όπου M_i και M_F αντιπροσωπεύουν αντίστοιχα τη μάζα του δοκιμίου πριν και μετά την έκθεσή του σε διάβρωση [ref 7.24].

7.4 Πειράματα εφελκυσμού

Τα αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού επιβεβαίωσαν την σταδιακή απομείωση των μηχανικών ιδιοτήτων των διαβρωμένων δοκιμίων. Τα αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού παρουσιάζονται στο **Πίνακα 7.2**, σε όρους μηχανικών ιδιοτήτων (R_p, R_m, A_{gt} και U) και ποσοστιαίας απώλειας μάζας όπου τα δοκίμια χάλυβα B500_A παρουσίασαν χαμηλότερες τιμές απώλειας μάζας σε σχέση με τα δοκίμια του χάλυβα B500_B. Οι τιμές της απώλειας μάζας στα δοκίμια B500_A κυμαίνονται ανάμεσα σε 7.95% και 10,40% (μέση τιμή 8.83%), από την άλλη στο χάλυβα B500_B κυμαίνονται ανάμεσα στις τιμές 11.10% και 11.55% (μέση τιμή 11.34%). Από τον **Πίνακα 7.2** προέκυψε ότι μετά από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση και οι δύο τύποι χάλυβα (B500_A και B500_B), παρουσίασαν μείωση των ιδιοτήτων αντοχής (R_p, R_m) ανάλογη με την απώλεια μάζας, σε αντίθεση με τις ιδιότητες ολκιμότητας (A_{gt}, U) που κατέγραψαν δραματική πτώση.

Ειδικότερα έπειτα από 90 ημέρες διάβρωσης, η τάση διαρροής του Β500_B διατηρήθηκε στα επίπεδα των 500MPa με ρυθμό μείωσης μόλις 2,7%. ρυθμό Αντίθετα, στον χάλυβα Β500_A (για τον ίδιο χρόνο έκθεσης), η τάση διαρροής ήταν χαμηλότερη από τα όρια που θέτουν οι κανονισμοί παρουσιάζοντας ρυθμό μείωσης 7.85% (αντίστοιχη της απώλειας μάζας).

Η ποσοστιαία πτώση της μέγιστης αντοχής για τον B500B ήταν 13.6% και για τον B500_A 11.65%. Η μηχανική ιδιότητα της ολκιμότητας Agt (παραμόρφωση στη μέγιστη αντοχή) του B500_B, κατέγραψε δραματική πτώση της τάξης του 83.12% και του B500_A αντίστοιχη πτώση της τάξης του 77.5%. Οι μετρήσεις ανέδειξαν το γεγονός ότι τα δοκίμια μετά την έκθεση τους στη διάβρωση παρουσίασαν τιμές ολιμότητας Agt χαμηλότερες από τα ελάχιστα όρια που θέτουν οι κανονισμοί (EC2). Όπως ήταν αναμενόμενο η μηχανική ιδιότητα της πυκνότητας ενέργειας (energy density, U) παρουσιάζει αντίστοιχης τάξης μείωση (ο B500_A, 83.82% και ο B500_B, 85.34%).

Οι ιδιαίτερα χαμηλές τιμές της πυκνότητας ενέργειας (U, energy density) και στους δύο τύπους χάλυβα δείχνει ότι η χρήση τους σε κατασκευές σεισμογενών περιοχών είναι αποτρεπτική. Στη διάρκεια των σεισμικών δονήσεων όπου ο σιδηροοπλισμός υποβάλλεται σε φορτίσεις στην περιοχή της ολιγοκυκλικής κόπωσης εκεί η ανάγκη για επαρκή ενεργειακά αποθέματα κρίνεται επιτακτική.

Τα αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού πριν και μετά τη διαδικασία της διάβρωσης βρίσκονται σε απόλυτη συμφωνία με την εργασία [ref 7.25], παρότι αναφέρεται σε διφασικό χάλυβα.

Η επιλογή χαλύβων υψηλής αντοχής (για παράδειγμα του B500) στις κατασκευές των σεισμογόνων περιοχών είναι επισφαλής αν δεν συνοδεύεται (ο χάλυβας) και από χαρακτηριστικά υψηλής ολκιμότητας [ref 7.26].

7.5 Πειράματα ολιγοκυκλικής κόπωσης

Στους χάλυβες B500_A και B500_B (διαβρωμένους και μη διαβρωμένους) διεξήχθησαν πειράματα ολιγοκυκλικής κόπωσης. Στους **Πίνακες** [**7.3** – **7.8**] συνοψίζονται τα αποτελέσματα των σχετικών πειραμάτων σε όρους, μέγιστης και ελάχιστης τάσης (από το διάγραμμα τάσης παραμόρφωσης) για διαφορετικούς χρόνους διάβρωσης, το συνολικός αριθμός κύκλων μέχρι την αστοχία και δαπανώμενης ενέργειας (dissipated energy). Στους **Πίνακες** [**7.4**, **7.5** και **7.7**, **7.8**] παρουσιάζονται και οι ποσοστιαίες απώλειες μάζας.

Πίνακας 7.3 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του μη διαβρωμένου χάλυβα

Ф12, В500_в.

| | · · · · · · | | | Φ12 B500B | – μη διαβρω | ρμένο | | | |
|-----------|-------------------|-------|--------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------------|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Μέγιστη τάση [MPa] | Τάση στο ελάχιστο ε [MPa] | Δύναμη στο ελάχιστο ε [KN] | Ελάχιστη τάση [MPa] | Ελάχιστη δύναμη [KN] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] |
| B500B-41 | | | 566,38 | -546,2 | -61,8 | -553,6 | -62,6 | 48 | 1152,8 |
| B500B-42 | | | 580,72 | -554 | -62,7 | -563,1 | -63,7 | 49 | 1141,7 |
| B500B-43 |] | | 568,8 | -530,5 | -60 | -542 | -61,3 | 37 | 878,4 |
| B500B-44 | 6Ф | | 568,7 | -539,5 | -61 | -546,6 | -61,8 | 48 | 1144,7 |
| B500B-45 | | | 565,3 | -531,2 | -60,1 | -530,3 | -60 | 42 | 976,5 |
| Μέση τιμή | | | 570,0 | -540,3 | -61,1 | -547,1 | -61,9 | 45 | 1058,8 |
| B500B-46 | | ±2,5% | 545,2 | -482,4 | -54,6 | -510,5 | -57,7 | 20 | 388 |
| B500B-47 |] | | 545,1 | -480,8 | -54,4 | -508,4 | -57,5 | 20 | 391 |
| B500B-48 | | | 549,4 | -473,8 | -53,6 | -511,7 | -57,9 | 19 | 381 |
| B500B-49 | 8Φ | | 549,7 | -462,7 | -52,3 | -507,6 | -57,4 | 23 | 423 |
| B500B-50 | | | 549,5 | -475,5 | -53,8 | -507,5 | -57,4 | 19 | 375 |
| Μέση τιμή | | | 547,8 | -475 | -53,7 | -509,1 | -57,6 | 20 | 391,6 |
| B500B-51 | | | 607,5 | -404,7 | -45,8 | -503,1 | -56,9 | 11 | 348 |
| B500B-52 | | | 606,5 | -386,5 | -43,7 | -498 | -56,3 | 9 | 276 |
| B500B-53 | | | 598,5 | -395,7 | -44,7 | -502,6 | -56,8 | 10 | 309 |
| B500B-54 | 8Φ | | 614,4 | -417,5 | -47,2 | -522,6 | -59,1 | 9 | 311,6 |
| B500B-55 | | | 607,4 | -404,2 | -45,7 | -502,3 | -56,8 | 9 | 290 |
| Μέση τιμή | | 140/ | 606,9 | -401,7 | -45,4 | -505,7 | -57,2 | 9 | 306,92 |
| B500B-56 | | ±4% | 610 | -546,3 | -61,8 | -565,4 | -63,9 | 13 | 574 |
| B500B-57 |] | | 613,8 | -570,7 | -64,5 | -582,4 | -65,9 | 13 | 554,6 |
| B500B-58 | | | 613,2 | -583,3 | -66 | -590,6 | -66,8 | 13 | 544,5 |
| B500B-59 | 6Ф | | 608,5 | -551,2 | -62,3 | -573,8 | -64,9 | 13 | 528,5 |
| B500B-60 | | | 609,5 | -545 | -61,6 | -564,9 | -63,9 | 13 | 533 |
| Μέση τιμή | | | 611 | -559,3 | -63,3 | -575,4 | -65,1 | 13 | 546,9 |

Πίνακας 7.4 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, Β500_Βέπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση.

| | | | | Ф12 В5 | 00B – 45 ημ | έρες διάβρ | ωση | | | |
|-----------|-------------------|-------|--------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------------|-------------------------|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Μέγιστη τάση [MPa] | Τάση στο ελάχιστο ε [MPa] | Δύναμη στα ελάχιστο ε [KN] | Ελάχιστη τάση [MPa] | Ελάχιστη δύναμη [KN] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Απώλεια μάζας [%] |
| B500B-21 | | | 560,16 | -531,58 | -60,1 | -533,5 | -60,3 | 33 | 749,4 | 5,37 |
| B500B-22 | | | 559,07 | -540,5 | -61,1 | -544,7 | -61,6 | 37 | 826 | 6,05 |
| B500B-23 | 6Φ | | 565,45 | -559,75 | -63,3 | -560,6 | -63,4 | 39 | 870 | 5,85 |
| Μέση τιμή | | | 561,6 | -543,9 | -61,5 | -546,3 | -61,8 | 36 | 815,1 | 5,76 |
| B500B-1 | | ±2,5% | 579,4 | -464 | -52,5 | -526 | -59,5 | 16 | 311,8 | 5,63 |
| B500B-2 | 1 | | 565,3 | -447 | -50,6 | -508,4 | -57,5 | 16 | 309,6 | 6,18 |
| B500B-3 | 8Φ | | 558,8 | -421,25 | -47,6 | -492,9 | -55,7 | 19 | 356 | 5,84 |
| Μέση τιμή | | | 567,8 | -444,1 | -50,2 | -509,1 | -57,6 | 17 | 325,8 | 5,88 |
| B500B-4 | | | 598,62 | -366 | -41,4 | -501,8 | -56,7 | 9 | 265,8 | 5,95 |
| B500B-5 |] | | 596,9 | -377 | -42,6 | -487,1 | -55,1 | 8 | 241,4 | 6,08 |
| B500B-6 | 8Φ | | 600,7 | -383 | -43,3 | -498,3 | -56,4 | 8 | 248 | 5,75 |
| Μέση τιμή | | | 598,7 | -375,3 | -42,4 | -495,7 | -56,1 | 8 | 251,7 | 5,93 |
| B500B-10 | | ±4% | 595,5 | -515,6 | -58,3 | -540,8 | -61,2 | 11 | 432,6 | 5,80 |
| B500B-30 | 1 | | 598,5 | -518,44 | -58,6 | -544,8 | -61,6 | 11 | 449 | 6,03 |
| B500B-40 | 6Ф | 6Ф | 594,2 | -522,4 | -59,1 | -543,9 | -61,5 | 11 | 450 | 5,94 |
| Μέση τιμή | | | 596,1 | -518,8 | -58,7 | -543,2 | -61,4 | 11 | 443,9 | 5,92 |
| | | | | | | | | | Μέση τιμή | 5,88 |

Πίνακας 7.5 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, Β500_Βέπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση.

| | | | | Φ12 B5 | 00Β – 90 ημέ | ρες διάβρω | ση | | | |
|-----------|-------------------|-------|--------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------------|-------------------------|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Μέγιστη τάση [MPa] | Τάση στο ελάχιστο ε [MPa] | Δύναμη στο ελάχιστο ε [KN] | Ελάχιστη τάση [MPa] | Ελάχιστη δύναμη [KN] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Απώλεια μάζας [%] |
| B500B-36 | | | 587,6 | -552 | -62,43 | -559 | -63,22 | 28 | 610,8 | 10,50 |
| B500B-37 | | | 587,7 | -546,7 | -61,83 | -551,2 | -62,34 | 26 | 587,25 | 11,02 |
| B500B-38 | | | 584,6 | -565,9 | -64 | -569,2 | -64,37 | 26 | 612,8 | 11,75 |
| B500B-39 | 6Ф | | 579,1 | -538,7 | -60,92 | -545,8 | -61,72 | 29 | 640 | 10,92 |
| B500B-20 | | | 554,6 | -512,6 | -57,97 | -522,6 | -59,1 | 31 | 692 | 11,10 |
| Μέση τιμή | | ±2.5% | 578,72 | -543,2 | -61,4 | -549,6 | -62,9 | 28 | 628,57 | 11,06 |
| B500B-11 | | _, | 586 | -429,4 | -48,56 | -478,5 | -54,11 | 17 | 308,1 | 11,6 |
| B500B-12 |] | | 590 | -449,8 | -50,87 | -502,9 | -56,88 | 19 | 346 | 10,70 |
| B500B-13 | 800 | | 582,8 | -439 | -49,65 | -489 | -55,3 | 16 | 290 | 12,25 |
| B500B-14 | οΨ | | 583,5 | -449,9 | -50,88 | -496,8 | -56,18 | 17 | 315,1 | 11,15 |
| Μέση τιμή | | | 585,58 | -442 | -50 | -491,8 | -55,6 | 17 | 314,8 | 11,43 |
| B500B-15 | | | 610 | -344,6 | -38,97 | -480 | -54,28 | 8 | 235,7 | 11,10 |
| B500B-16 | 1 | | 599,3 | -336 | -38 | -462 | -52,25 | 9 | 240,6 | 12,35 |
| B500B-17 | | | 606 | -349 | -39,47 | -491,3 | -55,56 | 8 | 232,1 | 12,10 |
| B500B-18 | 8Φ | | 607 | -346 | -39,13 | -482,8 | -54,6 | 7 | 211,4 | 10,55 |
| B500B-19 | | | 599,6 | -371,4 | -42 | -514 | -58,13 | 8 | 242,65 | 11,82 |
| Μέση τιμή | | | 604,38 | -349,4 | -38,9 | -486 | -54,2 | 8 | 232,49 | 11,58 |
| B500B-32 | | ±4% | 602 | -518,7 | -58,66 | -549,1 | -62,1 | 8 | 328,3 | 11,02 |
| B500B-33 | 1 | | 601 | -498,1 | -56,33 | -538,8 | -60,93 | 11 | 400 | 11,76 |
| B500B-34 | | | 616 | -542,2 | -61,32 | -583,5 | -65,99 | 11 | 405,7 | 10,90 |
| B500B-35 | 6Ф | | 603,8 | -519,1 | -58,7 | -554,5 | -62,71 | 11 | 416,1 | 12,05 |
| B500B-31 | | | 576,35 | -496,4 | -56,14 | -528 | -59,71 | 10 | 376,23 | 11,22 |
| Μέση τιμή | | | 586 | -514,9 | -58,8 | -550,8 | -62,9 | 10 | 385,27 | 11,39 |
| | 1 1 | | 1 | 1 | 1 | | | | Μέση τιμή | 11,37 |

Πίνακας 7.6 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του μη διαβρωμένου χάλυβα

Ф12, В500_А.

| Φ12 Β500Α – μη διαβρωμένο | | | | | | | | | | |
|---------------------------|-------------------|-------|--------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------------|--|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Μέγιστη τάση [MPa] | Τάση στο ελάχιστο ε [MPa] | Δύναμη στο ελάχιστο ε [KN] | Ελάχιστη τάση [MPa] | Ελάχιστη δύναμη [KN] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | |
| B500A-41 | | ±2,5% | 552 | -510,6 | -57,74 | -532 | -60,16 | 33 | 711,4 | |
| B500A-42 |] | | 546 | -498,6 | -56,39 | -529,4 | -59,87 | 23 | 497,6 | |
| B500A-43 |] | | 550 | -516 | -58,35 | -532 | -60,16 | 31 | 683,8 | |
| B500A-44 | 6Φ | | 553 | -511,8 | -57,88 | -538,3 | -60,88 | 39 | 814,8 | |
| B500A-45 | | | 557,4 | -529,2 | -59,85 | -538,3 | -60,88 | 32 | 707 | |
| Μέση τιμή | | | 551,7 | -513,2 | -58 | -534 | -60,4 | 31 | 682,9 | |
| B500A-46 | | | 549 | -439,5 | -49,7 | -514,7 | -58,21 | 15 | 274 | |
| B500A-47 | 1 | | 554,2 | -429 | -48,52 | -515 | -58,24 | 16 | 289 | |
| B500A-48 |] | | 553,37 | -438,14 | -49,55 | -511,3 | -57,82 | 17 | 308 | |
| B500A-49 | 8Φ | | 553,2 | -427,3 | -48,32 | -516,4 | -58,4 | 21 | 354 | |
| B500A-50 | | | 549,2 | -423,4 | -47,88 | -509 | -57,56 | 16 | 284 | |
| Μέση τιμή | | | 551,8 | -431,5 | -48,8 | -513,3 | -58 | 17 | 301,8 | |
| B500A-51 | | | 559,5 | -347,7 | -39,32 | -498 | -56,32 | 8 | 232 | |
| B500A-52 | | | 552,5 | -332,5 | -37,6 | -488 | -55,19 | 8 | 221,5 | |
| B500A-53 | | | 555,7 | -337,4 | -38,16 | -488,4 | -55,23 | 8 | 247 | |
| B500A-54 | 8Φ | - ±4% | 556,1 | -337,2 | -38,13 | -495,5 | -56,04 | 7 | 226,5 | |
| B500A-55 | | | 560,34 | -344 | -38,9 | -496,8 | -56,18 | 7 | 231 | |
| Μέση τιμή | | | 556,8 | -339,8 | -38,4 | -493,3 | -55,8 | 7 | 231,6 | |
| B500A-56 | | | 565,2 | -505,2 | -57,13 | -541,5 | -61,24 | 10 | 379 | |
| B500A-57 | 6Ф | | 566,17 | -494 | -55,87 | -542,6 | -61,36 | 11 | 401,3 | |
| B500A-58 | | | 564,5 | -500 | -56,55 | -536,9 | -60,72 | 11 | 413 | |
| B500A-59 | | | 569 | -500 | -56,55 | -542,3 | -61,33 | 11 | 402,65 | |
| B500A-60 | | | 568,9 | -495 | -55,98 | -537 | -60,73 | 10 | 372 | |
| Μέση τιμή | | | 566,8 | -498,8 | -56,4 | -540,1 | -61,1 | 10 | 393,6 | |

Πίνακας 7.7 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, Β500_Α-

| Φ12 Β500Α – 45 ημέρες διάβρωση | | | | | | | | | | |
|--------------------------------|-------------------|-------|--------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------------|-------------------------|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Μέγιστη τάση [MPa] | Τάση στο ελάχιστο ε [MPa] | Δύναμη στο ελάχιστο ε [KN] | Ελάχιστη τάση [MPa] | Ελάχιστη δύναμη [KN] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Απώλεια μάζας [%] |
| B500A-21 | 6Φ | | 540,2 | -511,3 | -57,82 | -525,4 | -59,42 | 27 | 565,4 | 3,43 |
| B500A-22 | | | 538,8 | -505,7 | -57,19 | -530,4 | -59,98 | 25 | 519 | 3,91 |
| B500A-23 | | | 537,8 | -508 | -57,45 | -526 | -59,49 | 24 | 513,5 | 3,77 |
| Μέση τιμή | | | 538,9 | -508,3 | -57,5 | -527,3 | -59,6 | 25 | 532,6 | 3,7 |
| B500A-1 | | ±2,5% | 542,8 | -406,5 | -45,97 | -518,2 | -58,6 | 12 | 214 | 3,37 |
| B500A-2 | | | 540,2 | -419,3 | -47,42 | -509,9 | -57,66 | 14 | 250 | 3,82 |
| B500A-3 | 8Φ | | 531,8 | -405 | -45,8 | -491,9 | -55,63 | 13 | 241,7 | 3,6 |
| Μέση τιμή | | | 538,3 | -410,3 | -46,4 | -506,7 | -57,3 | 13 | 235,2 | 3,6 |
| B500A-4 | | — ±4% | 541,7 | -320,41 | -36,24 | -493,7 | -55,83 | 7 | 184,7 | 3,86 |
| B500A-5 | | | 544,8 | -326,6 | -36,94 | -491,7 | -55,61 | 7 | 195,4 | 3,43 |
| B500A-6 | | | 547,5 | -307 | -34,72 | -485,4 | -54,89 | 7 | 182,6 | 3,63 |
| Μέση τιμή | | | 544,7 | -318 | -36 | -490,3 | -55,4 | 7 | 187,6 | 3,64 |
| B500A-10 | 6Ф | | 532,6 | -424,89 | -48,05 | -502 | -56,77 | 9 | 288,6 | 4,95 |
| B500A-30 | | | 546,1 | -516,8 | -58,44 | -516,6 | -58,42 | 6 | 237,1 | 5,42 |
| B500A-40 | | | 562,7 | -518,9 | -58,68 | -518,9 | -58,68 | 9 | 311,8 | 1,62 |
| Μέση τιμή | | | 547,1 | -486,9 | -55,1 | -512,5 | -58 | 8 | 279,2 | 4,00 |
| | | | | | | | · · · · · · | | Μέση τιμή | 3,73 |

έπειτα από 45 ημέρες στη διάβρωση.

Πίνακας 7.8 Μηχανικές ιδιότητες και το προσδόκιμο ζωής του χάλυβα Φ12, Β500_Αέπειτα από 90 ημέρες στη διάβρωση.

| Φ12 B500A – 45 ημέρες διάβρωση | | | | | | | | | | | |
|--------------------------------|-------------------|-------|--------------------------|---------------------------------|----------------------------------|---------------------------|----------------------------|--------------------------------|---------------------------------|-------------------------|--|
| Δοκίμιο | Ελεύθερο μήκος | ε [%] | Μέγιστη τάση [MPa] | Τάση στο ελάχιστο ε [MPa] | Δύναμη στο ελάχιστο ε [KN] | Ελάχιστη τάση [MPa] | Ελάχιστη δύναμη [KN] | Κύκλοι μέχρι την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Απώλεια μάζας [%] | |
| B500A-36 | - 6Φ | ±2,5% | 513,8 | -456,4 | -51,6 | -498,2 | -56,34 | 17 | 315,17 | 10,5 | |
| B500A-37 | | | 513,5 | -473,1 | -53,5 | -503,3 | -56,92 | 15 | 284,22 | 10,5 | |
| B500A-38 | | | 524,8 | -497,3 | -56,2 | -526,6 | -59,55 | 15 | 291,73 | 4,8 | |
| B500A-39 | | | 525,4 | -484 | -54,7 | -510 | -57,68 | 14 | 286,73 | 8,4 | |
| B500A-20 | | | 525,2 | -492,6 | -55,7 | -508,3 | -57,48 | 17 | 344,1 | 6,56 | |
| Μέση τιμή | | | 520,5 | -480,7 | -54,4 | -509,3 | -57,6 | 15 | 304,4 | 8,43 | |
| B500A-11 | 8Φ | | 540,56 | -359 | -40,6 | -447,5 | -50,61 | 12 | 192 | 6,76 | |
| B500A-12 | | | 544,2 | -365 | -41,28 | -514,8 | -58,22 | 12 | 190,26 | 8,08 | |
| B500A-13 | | | 537,74 | -350 | -39,58 | -484 | -54,74 | 12 | 195,34 | 7,73 | |
| B500A-14 | | | 533,85 | -356 | -40,26 | -494,7 | -55,95 | 12 | 194,1 | 8,83 | |
| Μέση τιμή | | | 539,1 | -357,5 | -40,4 | -485,3 | -54,9 | 12 | 192,9 | 7,85 | |
| B500A-15 | - | ±4% | 534,46 | -256 | -28,95 | -445,5 | -50,38 | 6 | 157,2 | 8,66 | |
| B500A-16 | | | 536 | -244,1 | -27,61 | -447 | -50,55 | 6 | 150,8 | 7,37 | |
| B500A-17 | | | 558,4 | -281,3 | -31,81 | -473,4 | -53,54 | 6 | 177,59 | 8,34 | |
| B500A-18 | | | 540 | -264,3 | -29,89 | -463,5 | -52,42 | 6 | 169,16 | 7,16 | |
| B500A-19 | | | 536,26 | -315,23 | -35,65 | -483 | -54,62 | 5 | 147,04 | 6,71 | |
| Μέση τιμή | | | 541 | -272,2 | -29,6 | -462,5 | -51,7 | 6 | 160,4 | 7,65 | |
| B500A-32 | - 6Φ | | 545 | -405 | -45,8 | -496 | -56,09 | 6 | 227 | 8,1 | |
| B500A-33 | | | 520 | -370 | -41,84 | -489 | -55,3 | 6 | 194 | 11,7 | |
| B500A-34 | | | 533 | -414 | -46,82 | -511 | -57,79 | 6 | 209,1 | 10,7 | |
| B500A-35 | | | 528 | -378,2 | -42,77 | -485 | -54,85 | 6 | 211,7 | 10,3 | |
| B500A-31 | | | 524,8 | -426,5 | -48,23 | -500 | -56,55 | 6 | 218,9 | 10,5 | |
| Μέση τιμή | | | 530,2 | -398,7 | -45,1 | -496,2 | -56,1 | 6 | 212,1 | 10,2 | |
| | · · · · · | | | φ | | | 1 | | Μέση τιμή | 8,50 | |



Σχήμα 7.1 Ομαδοποιημένα δοκίμια με διαφορετικά ελεύθερα μήκη ελέγχου (6Φ, 8Φ).



Σχήμα 7.2 Λυγισμικά φαινόμενα κατά την ανακυκλιζόμενη φόρτιση *a*) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 8Φ ελεύθερο μήκος, παραμόρφωση ε=±2,5% και ε=±4%. b) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 6Φ ελεύθερο μήκος με παραμόρφωση ε=±2,5% και ε=±4%.



Σχήμα 7.3 Λυγισμικά φαινόμενα κατά την ανακυκλιζόμενη φόρτιση α) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 8Φ ελεύθερο μήκος (μπλε γραμμή) και 6Φ (κόκκινη γραμμή) για παραμόρφωση ε=±2,5% b) Αντιπροσωπευτικός βρόγχος υστέρησης για 8Φ ελεύθερο μήκος (μπλε γραμμή) και 6Φ (κόκκινη γραμμή) για παραμόρφωση ε=±4%.

Στο **Σχήμα 7.1** παρουσιάζεται η ομαδοποίηση των δοκιμίων για τα δύο ελεύθερα μήκη ελέγχου 6Φ και 8Φ. Στο **Σχήμα 7.2** δείχνονται αντιπροσωπευτικοί βρόγχοι υστέρησης για τα δύο διαφορετικά ελεύθερα μήκη των μη διαβρωμένων δοκιμίων για διαφορετικό εύρος παραμόρφωσης. Στο **Σχήμα 7.2 (a)** παρουσιάζονται οι βρόγχοι υστέρησης των δοκιμίων 8Φ με έντονα λυγισμικά φαινόμενα και στα δύο επίπεδα παραμόρφωσης (±2,5%, ±4%). Η απόκριση των χαλύβων εν προκειμένω οδηγούν τα δοκίμια 8Φ σε χαμηλά επίπεδα δαπανώμενης ενέργειας (dissipated energy) και διάρκειας ζωής σε αντίθεση με τα δοκίμια 6Φ **Σχήμα 7.3 (a), (b)**. Στο **Σχήμα 7.2(b)** δείχνονται οι βρόγχοι υστέρησης δοκιμίων 6Φ με ισχυρά λυγισμικά φαινόμενα λόγω επιβληθείσας παραμόρφωσης ±4% σε σχέση με την παραμόρφωσης ±2,5%. Τόσο από τα **Σχήματα 7.2 (a), (b)** όσο και από τους **Πίνακες [7.3** - **7.8**] προκύπτει ιδιαίτερα απότομη μείωση της μέγιστης αναλαμβανόμενης τάσης των δοκιμίων από 6Φ στα 8Φ

Τα αποτελέσματα που παρουσιάζονται στα **Σχήματα 7.3 (a)**, **(b)** και στους **Πίνακες [7.3** έως **7.8**] δείχνουν ότι η αύξηση του ελεύθερου μήκους των δοκιμίων επηρεάζει ιδιαίτερα αρνητικά τη μηχανική τους απόδοση σε σεισμικά φορτία καθώς τα

φαινόμενα λυγισμού που λαμβάνουν χώρα οδηγούν συχνά σε πρόωρες ξαφνικές αστοχίες.

Η αρνητική επίδραση του αυξημένου μήκους λυγισμού στην μηχανική απόδοση του σιδηροοπλισμού συχνά είναι δυσμενέστερη από την επίδραση της διαβρωτικής δράσης. Αντίστοιχα ο αριθμός των κύκλων μέχρι την αστοχία (διάρκεια ζωής) γενικά μειώνεται με αύξηση του επιπέδου της επιβαλλόμενης παραμόρφωσης πολύ περισσότερο με παράλληλη αύξηση του ελεύθερου μήκους λυγισμού.

Ειδικότερα, το μη-διαβρωμένο δοκίμιο Φ12, Β500_B για ελεύθερο μήκος 6Φ σε ελεγχόμενη παραμόρφωση ±2,5%, παρουσίασε δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 1058,80MPa και 45 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία. Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση του Φ12, Β500_B, με 5,76% απώλεια μάζας, οι μέσες τιμές της δαπανώμενης ενέργειας (dissipated energy) ήταν 815,10MPa με μείωση κατά 23% και 36 κύκλοι μέχρι την αστοχία ήτοι μείωση κατά 20%. Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης 11,06% απώλεια μάζας ο ίδιος χάλυβας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 628,57MPa (δηλαδή μείωση κατά 40,64%) και 28 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία, ήτοι μείωση κατά 37,70%.

Το μη-διαβρωμένο δοκίμιο Φ12, B500_B για ελεύθερο μήκος 6Φ σε ελεγχόμενη παραμόρφωση ±4%, παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 546,90MPa (48.3% μείωση σε σχέση με τα 1058,80MPa) και 13 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία δηλαδή μείωση 71.1% σε σχέση με τους 45 πλήρεις κύκλους. Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση με 5.92% απώλεια μάζας. Παρουσίασε δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 443,90MPa (18.84% μείωση σε σχέση με τα 546,90MPa και 58% μείωση σε σχέση με τα 1058,80MPa), 11 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (15.39% μείωση σε σχέση με τους 13 πλήρεις κύκλους και 75.5% μείωση σχετικά με τους 45 πλήρεις κύκλους).

Ο ίδιος χάλυβας έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση με 11.39% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 385,27MPa (29.56% μείωση σε σχέση με τα 546,90MPa και 63.6% μείωση σε σχέση με τα 1058,80MPa), 10

πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (23.08% μείωση σχετικά με τους 13 πλήρεις κύκλους και 77.7% μείωση σχετικά με τους 45 πλήρεις κύκλους).

Από την άλλη πλευρά, οι μέσες τιμές του μη-διαβρωμένου δοκιμίου Φ12, B500_B, για ελεύθερο μήκος 8Φ και ±2.5% επιβαλλόμενης παραμόρφωσης είναι 391,60MPa δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) (63% μείωση σχετικά με τα 1058,80MPa), 20 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (55.5 % μείωση σχετικά με τους 45 πλήρεις κύκλους). Είναι εμφανές ότι η αύξηση του ελεύθερου μήκους από 6Φ σε 8Φ οδήγησε σε δραματική μείωση της δαπανώμενης ενέργειας (dissipated energy) και του προσδόκιμου ζωής του Φ12, B500_B χάλυβα.

Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση του Φ12, B500_B για 5.88% απώλεια μάζας παρουσίασε δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 325,80MPa (16.81% μείωση σχετικά με τα 391,60MPa και 69.2% μείωση σχετικά με τα 1058,80MPa dissipated energy) και 17 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία ήτοι 15% μείωση σχετικά με τους 20 πλήρεις κύκλους και 62.2% μείωση σχετικά με τους 45 πλήρεις κύκλους.

Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 11.43% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 314,80MPa (δηλαδή μείωση κατά 19.62%) και 17 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία ήτοι μείωση κατά 15%.

Το μη-διαβρωμένο δοκίμιο Φ12, B500_B, για ελεύθερο μήκος 8Φ σε ελεγχόμενη παραμόρφωση ±4% παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 306,92MPa (δηλαδή μείωση 71% σε σχέση με τα 1058,8MPa dissipated energy) και 9 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (δηλαδή μείωση κατά 80% σε σχέση με τους 45 πλήρεις κύκλους).

Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση ο ίδιος χάλυβας με 5,93% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 251,70MPa (μείωση κατά 18% σε σχέση με τα 306,92MPa και μείωση 71% σε σχέση με τα 1058,8MPa) και 8 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 11,12% σε σχέση με τους 9 πλήρεις κύκλους και μείωση κατά 80% σε σχέση με τους 45 πλήρεις κύκλους)

Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 11.58% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 232,49MPa (μείωση κατά 24,26% σε σχέση με τα 306.92MPa και μείωση κατά 78% σε σχέση με τα 1058,8MPa), και 8 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 11.12% σε σχέση με τους 9 πλήρεις κύκλους και 82.2% σε σχέση με τους 45 πλήρεις κύκλους.

Παρόμοια απομείωση παρουσιάζεται στο μη-διαβρωμένο Φ12, B500_A για ελεύθερο μήκος 6Φ και ελεγχόμενη παραμόρφωση ±2.5%. Οι μέσες τιμές είναι 682,90MPa δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) και 31 κύκλοι μέχρι την αστοχία.

Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης στη διάβρωση και 3.70% απώλεια μάζας ο ίδιος χάλυβας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 532,60MPa (μείωση κατά 22% σε σχέση με τα 682,90MPa) και 25 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 19.36% σε σχέση με τους 31 πλήρεις κύκλους).

Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας και 8.43% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 304,40MPa (μείωση κατά 55.43% σε σχέση με τα 682,90MPa και 42.85% σε σχέση με τα 532,60MPa), και 15 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 51.62% σε σχέση με τους 31 πλήρεις κύκλους και μείωση κατά 40% σε σχέση με τους 25 πλήρεις κύκλους).

Το μη-διαβρωμένο δοκίμιο του Φ12, Β500_Α για ελεύθερο μήκος 6Φ σε ελεγχόμενη παραμόρφωση ±4% παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 393,60MPa και 10 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία.

Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 4% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 279,20MPa (μείωση κατά 29.07% σε σχέση με τα 393,60MPa) και 8 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 20% σε σχέση με τους 10 πλήρεις κύκλους).

Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 10.20% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 212,10MPa (μείωση κατά 46.12% σε σχέση με τα 393,60MPa και μείωση κατά 24.03% σε σχέση με τα 279,20MPa) και 6 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 40% σε σχέση με τους 10 πλήρεις κύκλους και μείωση κατά 25% σε σχέση με τους 8 πλήρεις κύκλους).

Το μη-διαβρωμένο Φ12, B500_A για ελεύθερο μήκος 8Φ και ελεγχόμενη παραμόρφωση ±2.5% παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 301,80MPa και 17 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία.

Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 3.60% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 235,20MPa (μείωση κατά 22.07% σε σχέση με τα 301,80MPa) και 13 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 23.53%).

Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 7.85% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 192,90MPa (μείωση κατά 36.09% σε σχέση με τα 301,80MPa και μείωση κατά 17.98% σε σχέση με τα 235,20MPa) και 12 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 29.42% σε σχέση με τους 17 πλήρεις κύκλους και μείωση κατά 7.7% σε σχέση με τους 13 πλήρεις κύκλους).

Το μη-διαβρωμένο Φ12, Β500_Α για ελεύθερο μήκος 8Φ σε ελεγχόμενη παραμόρφωση ±4% παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 231,60MPa και 7 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία.

Έπειτα από 45 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 3.64% απώλεια μάζας παρουσίασε: δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 187,60MPa (μείωση κατά 19% σε σχέση με τα 231,60MPa) και 7 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (0% μείωση).

Έπειτα από 90 ημέρες έκθεσης ο ίδιος χάλυβας με 7.65% απώλεια μάζας παρουσίασε δαπανώμενη ενέργεια (dissipated energy) 160,40MPa (μείωση κατά 30.75% σε σχέση με τα 231,60MPa και μείωση κατά 14.50% σε σχέση με τα 187,60MPa) και 6 πλήρεις κύκλους μέχρι την αστοχία (μείωση κατά 14.29% σε σχέση με τους 7 πλήρεις κύκλους).

7.6 Ανάλυση του τύπου και της μορφής αστοχίας μέσω Scanning Electron Microscope (SEM)

Με στόχο την ανάλυση του τύπου αστοχίας των δοκιμίων, χρησιμοποιήθηκε scanning electron microscope (SEM).





Σχήμα 7.6.1 Άποψη επιφάνειας θραύσης ράβδου αναφοράς B500_B, Φ12 έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50%, και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. a) Έναρξη ρωγμής στη θέση της νεύρωσης. b) Επιφάνεια θραύσης.





Σχήμα 7.6.2 a) Άποψη επιφάνειας θραύσης ράβδου αναφοράς B500_B, Φ12 έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50% και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. b) Λεπτομέρεια εσωτερικής ρηγμάτωσης με κατεύθυνση προς την εξωτερική επιφάνεια.



Σχήμα 7.6.3 Άποψη επιφάνειας θραύσης προδιαβρωμένης ράβδου B500_B, Φ12, (45 ημέρες) έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50% και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. (a) Διάσπαρτες οπές και εγκλείσματα, (b) Επιπτώσεις της μεγέθυνσης σουλφιδίων και της παρουσίας (Si, Fe).



Σχήμα 7.6.4 Άποψη επιφάνειας θραύσης προδιαβρωμένης ράβδου B500_B, Φ12, (90 ημέρες) έπειτα από ολιγοκυκλική κόπωση, με παραμόρφωση ε=±2.50% και 6Φ ελεύθερο μήκος λυγισμού. Ρωγμή (a) αναπτύσσεται πλησίον της περιμέτρου (b) άλλες ρωγμές που έχουν έναρξη από την περίμετρο (εξωτερική επιφάνεια).

Από την εργαστηριακή ανάλυση προέκυψε ότι η διάβρωση λόγω χλωριόντων προκάλεσε βελονισμούς κατά μήκος των δοκιμίων και ανομοιόμορφη βλάβη στην εξωτερική γεωμετρία της επιφάνειάς τους. Το γεγονός αυτό επέκτεινε τα λυγισμικά φαινόμενα στα διαβρωμένα δοκίμια κατά τις ανακυκλίσεις τους.

Η ανάλυση των δοκιμίων μέσω SEM (scanning electron microscope) και EDX πριν και μετά τη διάβρωση στις επιφάνειες θραύσης, ανέδειξε τις θέσεις έναρξης των ρωγμών, τον τρόπο διάδοσής τους, τις θέσεις MnS εγκλεισμάτων καθώς και την ύπαρξη και άλλων εσωτερικών οπών στην δομή του υλικού. Επίσης έγινε σαφέστερο ότι η συνύπαρξη MnS εγκλεισμάτων και οπών στην δομή του υλικού συνέργησαν σημαντικά στην υποβάθμιση στο χάλυβα. **Σχήματα** [**7.6.1** - **7.6.4**].

Σύμφωνα με την εργασία [ref 7.29], κατά τη διάρκεια της παραγωγής του χάλυβα (carbon steel), στις μεταλλουργικές διαδικασίες, γίνεται εισαγωγή του μαγγανίου με στόχο το περιορισμό της δράσης του S. To (θείο) S, ρέπει στο σχηματισμό των FeS και MnS εγκλεισμάτων, των οποίων η παρουσία στην συνέχεια προκαλεί σοβαρά ζητήματα καθώς είναι γνωστή η ευαισθησία τους στην πρόσληψη χλωριόντων στα όρια τους με τον σίδηρο τον οποίο διαλύουν [ref 7.30, 7.31 και 7.32]. Στα διαβρωμένα δοκίμια συχνά παρατηρείται το φαινόμενο κατά το οποίο οι θέσεις έναρξης και διάδοσης ρωγμών βρίσκονται σε περιοχές ανάπτυξης εξωτερικών βελονισμών.

Η εργασία [ref 7.32], αναφέρει ότι η σταδιακή αύξηση του όγκου των MnS και FeS εγκλεισμάτων, πλησίον της εξωτερικής επιφάνειας του σιδηροοπλισμού, αποτιμώνται ως περιοχές δίχως μηχανικές αντοχές κατά τη μηχανική καταπόνηση.

Στις θέσεις αυτές ωστόσο αναπτύσσεται εσωτερική συγκέντρωση μηχανικών τάσεων προκαλώντας συνθήκες αλληλεπίδρασης με άλλους γειτονικούς βελονισμούς. Η ανίχνευση περιοχών με εγκλείσματα μέσα σουλφιδίων στη μαρτενσιτική ζώνη (υποδόρια) και το γεγονός της επιλεκτικής προσρόφησης χλωριόντων στις θέσεις αυτές. Το φαινόμενο αυτό συνιστά σοβαρό λόγο εκκίνησης της εσωτερικής διαδικασίας διάβρωσης του σιδηροολισμού [ref 7.32 και ref 7.33]. Το ανωτέρω φαινόμενο των εγκλεισμάτων σουλφιδίων καταγράφηκε και στους χάλυβες δίχως μαρτενσιτικό φλοιό (όπως είναι οι Β500_Α και Β500_Β). Τα αποτελέσματα της πειραματικής διαδικασίας και των λήψεων SEM επιβεβαίωσαν πολλά από τα
συμπεράσματα της εργασίας [ref 7.20]. Από τη μελέτη δε των επιφανειών θραύσης ενισχύθηκε η άποψη ότι η κατεύθυνση πολλών εκ των εσωτερικών ρωγμών είχαν την τάση διάδοσης προς την εξωτερική ελεύθερη επιφάνεια.

Στις περιπτώσεις αυτές η διάδοση της ρωγμής οδήγησε σε ψαθυρή αστοχία καθώς στις θέσεις διάδοσης της ρωγμής όπου έχουμε ασυνέχεια του υλικού, εκεί οι ιδιότητες και τα χαρακτηριστικά ολκιμότητας χάνονται. Τέτοια φαινόμενα ήταν δυσμενέστερα στα διαβρωμένα δοκίμια όπου η διαβρωτική δράση υποβάθμισε την δομή εξωτερικά και ενδοεπιφανειακά στο υλικό ακυρώνοντας εν πολλοίς φαινόμενα διάδοσης ρωγμών.

Αξίζει να σημειωθεί ότι, περίπου τα ίδια συμπεράσματα επιβεβαιώθηκαν στην εργασία[ref 7.20] παρότι περιελάμβανε διφασικούς χάλυβες υψηλής αντοχής και ολκιμότητας (κατηγορία C, B450_c και B400_c). Όπως επισημαίνεται στην ίδια εργασία, [ref 7.20] η αξιολόγηση της μηχανικής συμπεριφοράς στοιχείων σε παλαιότερες κατασκευές που βασίζονται αποκλειστικά σε μαθηματικά μοντέλα (π.χ. μέθοδος pushover) μπορεί να οδηγήσει σε αναξιόπιστα συμπεράσματα όταν δεν λαμβάνεται υπόψη εκ των προτέρων η υποβάθμιση της αντοχής και της ολκιμότητας των υλικών λόγω διάβρωσης.

7.7 Συμπεράσματα

Τα κυριότερα συμπεράσματα της παρούσας πειραματικής μελέτης είναι τα ακόλουθα:

Η διάβρωση αποτελεί σημαντικό παράγοντα υποβάθμισης των μηχανικών ιδιοτήτων εφελκυσμού του σιδηροοπλισμού. Στους δύο τύπους χάλυβα, έπειτα από ισόχρονη όπου καταγράφηκε ποσοστιαία απώλεια μάζας (8.5% και 11.5%), παρουσιάστηκε ανάλογη πτώση των ιδιοτήτων αντοχής σε αντίθεση με τις ιδιότητες ολκιμότητάς τους η οποία παρουσίασε δραματική πτώση.

Η αύξηση του επιπέδου της επιβαλλόμενης παραμόρφωσης και του ελεύθερου μήκους του δοκιμίου, οδηγεί σε μείωση της μηχανικής απόδοσης και της διάρκειας ζωής και των δύο τύπων χάλυβα (N cycles).

Στην περίπτωση των προδιαβρωμένων δοκιμίων η υποβάθμιση αυτή είναι δυσμενέστερη.

Η διάρκεια ζωής του σιδηροοπλισμού υπό συνθήκες ολιγοκυκλικής κόπωσης (σεισμική φόρτιση) επηρεάζεται αρνητικά από την σταδιακά επερχόμενη βλάβη διάβρωσης (απώλεια μάζας και βελονισμοί) καθώς επίσης και από τα λυγισμικά φαινόμενα (ανελαστικός λυγισμός).

Μεταξύ των παραγόντων υποβάθμισης του σιδηροοπλισμού: αύξηση ελεύθερου μήκους του και διαβρωτικής δράσης, δυσμενέστερος είναι ο πρώτος, καθώς τα λυγισμικά φαινόμενα οδηγούν σε πρόωρες μη αναμενόμενες αστοχίες του υλικού.

Η μηχανική απόδοση του σιδηροοπλισμού κάτω από σεισμικά φορτία, πέραν του μηχανισμού του ανελαστικού λυγισμού επηρεάζεται σημαντικά από το ιστορικό φορτίσεων του στοιχείου και από την παρουσία πορώδους και σουλφιδίων πλησίον της εξωτερικής επιφάνειάς του.

Η μελέτη της συνέργειας: του διαβρωτικού παράγοντα, του ελεύθερου μήκους λυγισμού και της κυκλικής φόρτισης, οδηγούν σε χρήσιμα συμπεράσματα όσον αφορά στην απόκριση των διαβρωμένων χαλύβων υπό σεισμική φόρτιση.

7.8 Αναφορές (References)

[ref 7.1] Sheng, G.M. SH.Gong, Investigation of low cycle fatigue behaviour of building structural steels under earthquake loading, Acta Metallurgica Sinica (English letters), 10 (1),1997, 51-55.

[ref 7.2] Y. H. Chai, Earthquake Eng Struct. Dyn. 2005, 34, 83, Res Council, Charlotte, VA, VTRC03-R7, 2002.

[ref 7.3] Ma, S.Y.M. V.V. Bertero, E.P. Popov, Experimental and Analytical Studies on the Hysteretic Behaviour of Reinforced Concrete Rectangular and T-Beams. Earthquake Eng. research report76 (No.2),1976, Berkeley: Univ. of California.

[ref 7.4] Tegoshi Yoshaki, Proceedings of Academical Lectures of JAS. Tokyo, 1983, 606.

[ref 7.5] H. Shigeru, Research report, Retrofitting of reinforced concrete moment Resisting Frames, supervised by Park, R and Tanaka, H. ISSN0110-3326, August 1995.

[ref 7.6] G. G. Clementa, Testing of selected metallic reinforcing bars of extending the service life offuture concrete bridges, Fin. report, Virginia Transport., Charlot, VA, Research Council, VTRC03-A7, 2002.

[ref 7.7] H. Krawinkler, Earthquake Spectra 1987, 3, 27.

[ref 7.8] I. Kasiraj, J. T. P. Yao, Journal of the Structural Division (ASCE) 1969, 95, 1673.

[ref 7.9] Apostolopoulos C, Ascanio C, Bianco L, Braconi A, Caprili S, Diamantogiannis G, Ferreira Pimenta G, Finetto M, Moersch J, Salvatore W., Effects of corrosion on lowcycle fatigue (seismic) behaviour of high strength steel reinforcing bars. RFSR-CT-2009-00023 project. Finalreport, European Commission, Brussels; 2014.

[ref 7.10] S. Caprili and W. Salvatore, "Cyclic behaviour of uncorroded and corroded steel reinforcing bars", Construction and Building Materials, vol. 76, pp. 168–186, 2015.

[ref 7.11] Meda A, Mostosi S, Rinaldi Z, Riva P. Experimental evaluation of the corrosion influence on the cyclic behaviour of RC columns. Engineering Structures 2014; 76: 112-123.

[ref 7.12] El-Bahy A, Kunnath SK, Stone WC and Taylor AW. Cumulative Seismic Damage of Circular Bridge Columns: Benchmark and Low-Cycle Fatigue Tests. ACI Struct J 1999;96 (4): 633-643.

[ref 7.13] Lehman DE, Moehle JP. Seismic performance of well-confined concrete columns. PEERResearch Report 2000; University of California at Berkeley.

[ref 7.14] Kashani MM, Crewe AJ and Alexander NA. Nonlinear stress-strain behaviour of Corrosion damaged reinforcing bars including inelastic buckling. Engineering Structures 2013; 48:417–429.

[ref 7.15] Kashani MM, Crewe AJ and Alexander NA. Nonlinear cyclic response of corrosion damaged reinforcing bars with the effect of buckling. Construction and Building Materials 2013;41: 388-400.

[ref 7.16] Kashani MM. Seismic Performance of Corroded RC Bridge Piers: Development of a Multi-Mechanical Nonlinear Fibre Beam-Column Model, PhD Thesis 2014; University of Bristol.

[ref 7.17] Kashani MM, Crewe AJ, Alexander NA. Use of a 3D optical measurement technique for stochastic corrosion pattern analysis of reinforcing bars subjected to accelerated corrosion. Corros Sci 2013; 73: 208–221.

[ref 7.18] Kashani MM, Lowes LN, Crewe AJ and Alexander NA. Finite element investigation of the influence of corrosion pattern on inelastic buckling and cyclic response of corroded reinforcing bars. Eng Struct 2014; 75: 113-125.

[ref 7.19] Alk. Apostolopoulos, T. E. Matikas, Corrosion of Bare and Embedded in Concrete Steel Bar - Impact on Mechanical Behavior. International Journal of Structural Integrity, vol. 7(2), pp.240-259 (2016).

[ref 7.20] Structural Integrity of Steel Bar under Seismic Loads Alk. Apostolopoulos, T. Matikas, G. Kodzhaspirov, Materials Physics and Mechanics, vol.25(1), pp. 22-29 (2016).

[ref 7.21] ISO/FDIS 15630-1. International Standard. Steel for the reinforcement and prestressing ofconcrete-test methods. Part 1: reinfor. bars, wire rod and wire; 2002. [ISO/FDIS 15630-1(2002)].

[ref 7.22] CA Apostolopoulos. Mechanical behavior of corroded reinforcing steel bars S500s tempcore under low cycle fatigue. Construction and Building Materials 21 (7), 1447-1456. (2007).

[ref 7.23] ASTM Standard B117. Standard Practice for Operating Slat Spray (Fog) Apparatus. ASTMIntern., West Conshohocken, PA; 2003, doi: 10.1520/B0117-97; 1997.

[ref 7.24] C.A. Apostolopoulos and D. Michalopoulos, "Effect of corrosion on mass loss, and high and low cycle fatigue of reinforcing steel" Journal of Materials Engineering and Performance, vol. 15, no. 6, pp. 742–749, 2006.

[ref 7.25] C.Apostolopoulos, M.Papadopoulos, S.Pantelakis, "Tensile behavior of corroded reinforcing steel bars BSt 500S", Journal of Construction and Building Materials, Vol. 20, pp.782-789, 2006.

[ref 7.26] G.C. Sih and C.K. Chao, Failure initiation in unnotched specimens subjected to monotonic and cyclic loading, J. Theor. Appl. Fract. Mech. 2, 67-73 (1984).

[ref 7.27] Jeong DY, Orringen O, Sih GC. Strain energy density approach to stable crack extension under net section yielding of aircraft fuselage. Theor Appl Fract Mech 1995;22:127–37.

[ref 7.28] RA Hawileh, H Tabatabai, A Abu-Obeidah, J Balloni, A Rahman, Evaluation of the Low-Cycle Fatigue Life in Seven Steel Bar Types. ASCE, Journal of Materials in Civil Engineering 28 (5), 06015015.

[ref 7.29] R. Avci, B.H. Davis, M.L. Wolfenden, I.B. Beech, K. Lucas and D. Paul. (2013) Mechanism of MnS-mediated pit initiation and propagation in carbon steel in an anaerobicsulfidogenic media. Corrosion Science 76, pp 267-274.

[ref 7.30] G.Wranglen, "Review article on influence of sulphide inclusions on corrodibility of Fe and steel", Corros. Sci., 9 (1969), p.585. [G. Wranglen (1969)].

[ref 7.31] G. Wranglen, "Pitting and sulfide inclusions in steel", Corros. Sci., 14 (1974), pp. 331–349.

[ref 7.32] Alk. Apostolopoulos, T. E. Matikas, Corrosion of Bare and Embedded in Concrete Steel Bar - Impact on Mechanical Behavior. International Journal of Structural Integrity, vol. 7(2), pp.240-259 (2016).

[ref 7.33] Webb, E.G, Paik, C.H, Alkire, R.C, "Local detection of dissolved sulfur species from inclusions in stainless steel using Ag microelectrode", Electrochem. Solid-State Lett. 4 (4), (2001) B15-B18.

Κεφάλαιο 8

Η πρόβλεψη της διάρκειας ζωής του χάλυβα S400 (BStIII) κάτω από

σεισμικά φορτία και διαβρωτικό περιβάλλον

PAPER

The Influence of Corrosion Damage on Low Cycle Fatigue Life of Reinforcing Steel Bars S400. Apostolopoulos Alk., Matikas T. et al. Journal of Applied Mechanical Engineering. February 28, 2016.

Ως γνωστόν, μεγάλο μέρος του δομικού πλούτου της χώρας μας (χρονικής περιόδου 1960 -1995) κατασκευών από οπλισμένο σκυρόδεμα, δομήθηκε με βάση τον χάλυβα BStIII (BSt 420). Σήμερα, οι κατασκευές αυτές "λογίζονται" ως παλαιές από την άποψη της μειωμένης ανθεκτικότητας του σκυροδέματος αν όχι και από τον σχεδιασμό τους (σχεδιασμένες βάσει ξεπερασμένων αντισεισμικών κανονισμών). Η διαχείριση των κατασκευών αυτών, προβάλει ιδιαίτερα σύνθετη με σημαντικό λόγο δυσκολίας την αξιόπιστη προσέγγιση των μηχανικών χαρακτηριστικών του σιδηροοπλισμού τους. Με βάση το θέμα αυτό, στην παρούσα ενότητα εξετάστηκε η επίδραση της σεισμικής φόρτισης σε δοκίμια φεριτοπερλιτικού χάλυβα οπλισμού S400 grade (BStIII) πριν και μετά από διάφορα επίπεδα εργαστηριακής διάβρωσης προσομοίωσης (XS₁ και XS₃, EN 206).

Με βάση υπάρχοντα πειραματικά δεδομένα μηχανικών δοκιμών εφελκυσμού και ολιγοκυκλικής κόπωσης σε δοκίμια χάλυβα της ίδιας κατηγορίας (διαβρωμένα και μη), πραγματοποιήθηκε διερεύνηση, ανάλυση και μελέτη σειράς παραμέτρων που επηρεάζουν την μηχανική απόκριση του υλικού. Μέσω μιας ανάλυσης μη γραμμικής παλινδρόμησης (non-linear regression analysis) των πειραματικών δεδομένων, πραγματοποιήθηκαν μοντέλα πρόβλεψης τόσο της διάρκειας ζωής όσο και της σταδιακής πτώσης της φέρουσας ικανότητας του υλικού του χάλυβα S400 grade λόγω φαινομένων διάβρωσης.

Το πρώτο μοντέλο πρόβλεψης βασίστηκε στο συνολικό εύρος της εισαγόμενης παραμόρφωσης (total strain amplitudes $ε_{\alpha}$) και το δεύτερο μοντέλο πρόβλεψης βασίστηκε στην υποβάθμιση της αντοχής ανά κύκλο κόπωσης (strength degradation per cycle of fatigue) σε σχέση με το εύρος της πλαστικής παραμόρφωσης ($ε_p$) (plastic

strain amplitudes ε_p). Με το μοντέλο πρόβλεψης, προσεγγίστηκε η συμπεριφορά του χάλυβα με νευρώσεις αλλά και δίχως νευρώσεις. Παρά τις απλοποιητικές παραδοχές του μοντέλου, τα αποτελέσματα πρόβλεψης έδειξαν ικανοποιητική συμφωνία με τα πειραματικά αποτελέσματα δείχνοντας εν τέλει ότι: από τα πρώτα επίπεδα διάβρωσης η διάρκεια ζωής του υλικού (ribs and without ribs - smoothed) μειώνεται σταδιακά. Επιβεβαιώθηκε επίσης ότι τα λειασμένα (smoothed) δοκίμια, κατέγραψαν γενικώς αναβαθμισμένη μηχανική απόκριση και μεγαλύτερη διάρκεια ζωής έναντι των κοινών ράβδων χάλυβα με νευρώσεις.

Στο παρελθόν πολλές εργασίες [ref 8.1, 8.2, 8.3, 8.4, 8.5] έχουν παρουσιάσει την αρνητική επίδραση της βλάβης διάβρωσης στη μηχανική απόδοση του σιδηροοπλισμού (τοπική απομείωση της διατομής του σιδηροοπλισμού, μείωση των ιδιοτήτων αντοχής, της ολκιμότητας και της απώλειας συνάφειας μεταξύ σκυροδέματος και χάλυβα).

Τόσο ο διαβρωτικός παράγοντας όσο και η επίδραση των σεισμικών φορτίσεων αποτελούν σημαντικό λόγο υποβάθμισης της μηχανικής απόδοσης των κατασκευών [ref 8.6]. Στην αστοχία του υλικού του σιδηροοπλισμού συντελούν συνδυαστικά πολλοί παράγοντες, ορισμένοι σημαντικοί από τους οποίους είναι: οι βελονισμοί λόγω διάβρωσης, η συγκέντρωση μηχανικών τάσεων στο υλικό και η εκ του λόγου αυτού ανάπτυξη και διάδοση ρωγμών, το είδος της επιβαλλόμενης ανακύκλησης (παραμόρφωση, συχνότητα, χρονοϊστορία).

Σημαντική συγκέντρωση χλωριόντων ως ποσοστό, κρίνεται το 0.4% κατά βάρος σκυροδέματος (0.4% of concrete's weight) [ref 8.7].

Αν και ορισμένοι ερευνητές [ref 8.8, 8.9, 8.10] είχαν παρουσιάσει την υποβάθμιση της μηχανικής απόδοσης του υλικού λόγω διάβρωσης και σεισμικών φορτίσεων, εν τούτοις, τα διεθνή πρότυπα (κανονισμοί), (με εξαίρεση τα Πορτογαλικά και τα Ισπανικά πρότυπα) [ref 8.11, 8.12], δεν περιλαμβάνουν συγκεκριμένες τεχνικές απαιτήσεις δοκιμών ολιγοκυκλικής φόρτισης στο σιδηροοπλισμό.

Οι Coffin-Manson [ref 8.13, 8.14] και Koh–Stephens [ref 8.15] έχουν ήδη παρουσιάσει σχετικές μελέτες στο θέμα της μοντελοποίησης της πρόβλεψης διάρκειας ζωής μεταλλικών υλικών. Με βάση τα μοντέλα αυτά (στη συνέχεια) έγινε προσπάθεια πρόβλεψης της διάρκειας ζωής του σιδηροοπλισμού S400.

Τα δοκίμια S400 (με νευρώσεις και δίχως νευρώσεις), εξετάστηκαν αδιάβρωτα και προδιαβρωμένα σε διάφορους χρόνους έκθεσης στο θάλαμο αλατονέφωσης. (Πειραματικά δεδομένα: συχνότητα φόρτισης 0.5Hz, εύρος επιβληθείσας παραμόρφωσης ±1%, ±2.5%, και ± 4%) [ref 8.16].

Αν και ο μονοφασικός χάλυβας S400 σήμερα έχει μειωμένη χρήση, ωστόσο τις περασμένες δεκαετίες αποτελούσε, κατ' αποκλειστικότητα, τον χάλυβα των κατασκευών στην Ευρώπη και στις χώρες της Μεσογείου (Ελλάδα-Ιταλία-Τουρκία). Η πρόβλεψη του προσδόκιμου ζωής του σιδηροοπλισμού υφισταμένων κατασκευών (υπό διαβρωτικές συνθήκες) αποτελεί σημαντική πληροφορία περί της αναμενόμενης σεισμικής τους απόκρισης.

8.1 Πειραματική διαδικασία

Η χημική σύσταση του χάλυβα S400 φαίνεται στο Πίνακα 8.1.

| С% | Mn % | S % | Р% | Si % | Ni % | Cr % | Cu % | ۷% | Mo % | N % |
|------|------|-------|-------|------|--------------|------|------|-------|-------|------|
| 0.35 | 0.94 | 0.026 | 0.013 | 0.26 | 0.26 0.10 | 0.16 | 0.42 | 0.002 | 0.023 | 0.01 |

Πίνακας 8.1 Χημική σύσταση του S400.

Σύμφωνα με την εργασία [ref 8.16] η ονομαστική διάμετρος των δοκιμίων (με ραβδώσεις) ήταν 10mm. Το μήκος τους 170mm από τα οποία 60mm το ελεύθερο ελεγχόμενο μήκος (ίσο προς έξι φορές την ονομαστική διάμετρο του δοκιμίου). Πριν τις δοκιμές ολιγοκυκλικής κόπωσης τα δοκίμια διαβρώθηκαν στο θάλαμο αλατονέφωσης Τα δοκίμια *εκτέθηκαν* στο θάλαμο αλατονέφωσης για χρόνους έκθεσης 10, 20, 30, 45, 60 και 90ημέρες (5% NaCl, με εύρος pH 6.5-7.2) όπου ακολουθήθηκε το πρότυπο ASTMB117-94.

Έπειτα από τις δοκιμές διάβρωσης το στρώμα οξειδίων των δοκιμίων απομακρύνθηκε από την επιφάνειά τους, σύμφωνα με το πρότυπο ASTMG1-90. Με στόχο δε την πληρότητα της μελέτης, διεξήχθησαν και πειράματα εφελκυσμού δοκιμών πριν και μετά τη διάβρωση.

Ενδεικτικές καμπύλες συμπεριφοράς των δοκιμίων αναφοράς και των προδιαβρωμένων δοκιμίων παρουσιάζονται στο **Σχήμα 8.1** και στο **Πίνακα 8.2** Στο **Πίνακα 8.3** παρουσιάζονται τα αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης (για διαφορετικά επίπεδα επιβαλλόμενης παραμόρφωσης ±1%, ±2.5% και ±4%) σε δοκίμια σιδηροοπλισμού S400 με νευρώσεις και δίχως νευρώσεις πριν και μετά από διάβρωση.



Σχήμα 8.1. Καμπύλες τάσης-παραμόρφωσης των δοκιμίων χάλυβα με νευρώσεις.

| | 0 ημέρες | 30 ημέρες | 90 ημέρες |
|---------------------------|----------|-----------|-----------|
| Τάση διαρροής [MPa] | 454,86 | 452,53 | 437,61 |
| Εφελκυστική αντοχή [MPa] | 695,12 | 695,29 | 674,93 |
| Πλαστική παραμόρφωση [%] | 15,53 | 12,88 | 9,00 |
| Συνολική παραμόρφωση [%] | 19,73 | 15,33 | 10,53 |
| Πυκνότητα ενέργειας [MPa] | 126,56 | 97,98 | 63,98 |

Πίνακας 8.2. Μηχανικές ιδιότητες του S400 (πριν και μετά από διάβρωση).

Πίνακας 8.3 Αποτελέσματα μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης του χάλυβα S400 με νευρώσεις και δίχως νευρώσεις.

| | | Ράβδοι μ | ιε νευρώσεις | Ράβδοι δίχως νευρώσεις | | |
|---------------------|--------|------------------------------|---------------------------------|------------------------------|---------------------------------|--|
| Ημέρες διάβρωσης | ε | Κύκλοι έως την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | Κύκλοι έως την αστοχία | Δαπανώμενη ενέργεια [MPa] | |
| 0 | ± 1.0% | 1280 | 7103 | 1435 | 7420 | |
| | ± 2.5% | 40 | 1059 | 51 | 1334 | |
| | ± 4.0% | 11 | 537 | 12 | 579 | |
| 30 | ± 1.0% | 509 | 2902 | 750 | 3905 | |
| | ± 2.5% | 26 | 694 | 27 | 705 | |
| | ± 4.0% | 9 | 423 | 9 | 423 | |
| 90 | ± 1.0% | 349 | 1862 | 365 | 2040 | |
| | ± 2.5% | 24 | 587 | 24 | 626 | |
| | ± 2.5% | 7 | 272 | 7 | 344 | |

Πίνακας 8.4 Συντελεστές διάρκειας ζωής του υλικού S400 (με και δίχως νευρώσεις) σε κόπωση για διάφορους χρόνους έκθεσης στην διάβρωση.

| Ημέρες | Απώλεια | Ράβδοι δ | δίχως νευ _Ι | ρώσεις | Ράβδοι με νευρώσεις | | | |
|------------|-----------|----------------|------------------------|----------------|---------------------|--------|----------------|--|
| διάβρωσης | μάζας [%] | ٤ _f | α | R ² | ٤f | α | R ² | |
| 0 | 0 | 0,10363 | -0,296 | 0,994 | 0,10405 | -0,314 | 0,986 | |
| 10 | 1,58 | 0,11075 | -0,33 | 0,989 | 0,11103 | -0,351 | 0,952 | |
| 20 | 2,5 | 0,10602 | -0,337 | 0,973 | 0,11388 | -0,367 | 0,985 | |
| 30 | 3,77 | 0,10635 | -0,339 | 0,985 | 0,11531 | -0,372 | 0,981 | |
| 45 | 5,18 | 0,09286 | -0,331 | 0,987 | 0,12121 | -0,391 | 0,975 | |
| 60 | 7,23 | 0,11727 | -0,388 | 0,971 | 0,10321 | -0,361 | 0,998 | |
| 90 | 8,48 | 0,11511 | -0,393 | 0,999 | 0,10389 | -0,363 | 0,998 | |
| Μέση τιμή* | | 0,10806 | -0,353 | | 0,11142 | -0,368 | | |

*(Στην Μέση τιμή δεν περιλαμβάνονται οι συντελεστές των δοχείων αναφοράς)

8.2 Μοντελοποίηση της διάρκειας ζωής του σιδηροοπλισμού σε ολιγοκυκλική κόπωση.

Το μοντέλο Coffin-Manson, συσχετίζει το εύρος πλαστικής παραμόρφωσης (plastic strain amplitude, $ε_p$) με την βλάβη "κόπωσης" του υλικού.

 $\varepsilon_p = \varepsilon'_f (2N_f)^c$,

όπου ε'_f είναι ο συντελεστής ολκιμότητας, c, ο εκθέτης ολκιμότητας και 2Ν_F είναι ο αριθμός του ήμισυ του αριθμού των κύκλων (ανακυκλήσεις φορτίου) έως την αστοχία.

Το μοντέλο Koh-Stephen επέκτεινε το μοντέλο Coffin-Manson με βάση το συνολικό εύρος παραμόρφωσης [ελαστική παραμόρφωση (elastic strain) + πλαστική παραμόρφωση (plastic strain)], σύμφωνα με την ακόλουθη εξίσωση.

 $\varepsilon_{\alpha} = \varepsilon_f (2N_f)^{\alpha}$,

όπου ε₁είναι ο συντελεστής ολκιμότητας, α ο εκθέτης ολκιμότητας και 2Ν_F ο αριθμός του ήμισυ του αριθμού των κύκλων (ανακυκλήσεις φορτίου) έως την αστοχία.

Για την ανάλυση και τη πρόβλεψη της διάρκειας ζωής του σιδηροοπλισμού σε ολιγοκυκλική κόπωση χρησιμοποιήθηκε το μοντέλο Koh-Stephen. Επιπροσθέτως μελετήθηκε η επίδραση της διάβρωσης στις σταθερές της εξίσωσης ε_f και α. Η εξίσωση του μοντέλου Koh-Stephen εφαρμόστηκε στα πειραματικά δεδομένα για τους διαφόρους χρόνους έκθεσης και εξήχθησαν οι συντελεστές ε_f και α.

Με την ίδια μέθοδο προσεγγίστηκε και η πρόβλεψη της απώλειας αντοχής μέσω των πειραματικών βρόγχων υστέρησης, χρησιμοποιώντας το μοντέλο Coffin-Manson.

Η παραπάνω πρόβλεψη προσεγγίστηκε μέσω του τύπου,

$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_d (f_{SR})^{\alpha}$

όπου, ε_d και α οι σταθερές των υλικών, f_{sr} ο συντελεστής απώλειας αντοχής ανά κύκλο όπως μετρήθηκε στις δοκιμές κόπωσης με σταθερό εύρος πλαστικής παραμόρφωσης $ε_{pl}$. Ενδεικτικοί είναι οι **Πίνακες 8.4** και **8.5**.

8.3 Αποτελέσματα-Συζήτηση

Οι διάφοροι χρόνοι έκθεσης στη διάβρωση: 10, 20, 30, 45, 60 και 90 ημέρες οδήγησαν σε ποσοστιαία απώλεια μάζας 1.58%, 2.50%, 3.77%, 5.18%, 7.23% και 8.48% αντίστοιχα.

Ο Πίνακας 8.2 παρουσιάζει ότι μείωση των ιδιοτήτων αντοχής είναι αντίστοιχη με τη ποσοστιαία μείωση της απώλειας μάζας σε αντίθεση με τις ιδιότητες ολκιμότητας οι οποίες παρουσίασαν μεγάλη πτώση.

Παρότι είναι γνωστό ότι η διάβρωση των εγκιβωτισμένων χαλύβων, σε αρχικό στάδιο (για ποσοστά απώλεια μάζας 1,5% έως 2%) έχει θετικό αντίκτυπο στη συνάφεια σκυροδέματος χάλυβα στα στοιχεία οπλισμένου σκυροδέματος. Κατά συνέπεια, η πρόβλεψη της συμπεριφοράς σε σεισμικά φορτία (ολιγοκυκλική κόπωση) θα έχει ως αναφορά τα πειραματικά αποτελέσματα με ποσοστό απώλειας μάζας υψηλότερο. Ωστόσο, τα αποτελέσματα των δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης μέσω αναλύσεων στατιστικής παλινδρόμησης, έδειξε ότι υπάρχουν μοντέλα πρόβλεψης διάρκειας ζωής για ποσοστά απώλειας μάζας 0-10%. Στα **Σχήματα 8.2**, και **8.3** παρουσιάζονται οι καμπύλες των μοντέλων πρόβλεψης με διακεκομμένη γραμμή (χάλυβας με νευρώσεις και χάλυβας δίχως νευρώσεις).

Στον Πίνακα 8.3, παρουσιάζονται τα αποτελέσματα των μηχανικών δοκιμών ολιγοκυκλικής κόπωσης (η διάρκεια ζωής και η δαπανόμενη ενέργεια) και στο Πίνακα 8.4, παρουσιάζονται οι σταθερές κόπωσης του υλικού ε_f, a.

Τα αποτελέσματα της μοντελοποίησης δείχνουν υψηλή αξιοπιστία (στις τιμές του R²). Η ανάλυση των εμπειρικών σταθερών (της μέσης τιμής) ε_f και α των μοντέλων πρόβλεψης της διάρκειας ζωής, αντανακλά την επιρροή του διαβρωτικού παράγοντα.

Με βάση αυτές τις μέσες τιμές, προέκυψε το μοντέλο πρόβλεψης και για τους δύο τύπους χάλυβα (με και δίχως νευρώσεις). Όπως προέκυψε οι καμπύλες των δύο μοντέλων πρόβλεψης έρχονται σε ικανοποιητική συμφωνία με τα πειραματικά αποτελέσματα, λαμβάνοντας ωστόσο υπόψη τόσο τα φαινόμενα κόπωσης όσον και τη βλάβη διάβρωσης.

Όπως ήταν αναμενόμενο, επιβεβαιώθηκε το συμπέρασμα ότι η διάβρωση επηρεάζει αρνητικά το προσδόκιμο ζωής των δοκιμίων χαλύβων.

Από τα **Σχήματα 8.2** και **8.3**, επιβεβαιώθηκε επίσης ότι με την αύξηση του χρόνου έκθεσης των χαλύβων στη διάβρωση, το προσδόκιμο ζωής των δοκιμίων μειώνεται σταθερά. Από τους πρώτους χρόνους έκθεσης των δοκιμίων, σε μικρότερο εύρος παραμόρφωσης (κυρίως στο ±1% και το ±2,5%), καταγράφεται μείωση του προσδόκιμου ζωής. Αντιθέτως, σε μεγαλύτερο εύρος (±4%) επιβεβαιώθηκαν τα αποτελέσματα της εργασίας [ref 8.17] και ταυτόχρονα και τα φαινόμενα υποβάθμισης λόγω της επίδρασης καταστάσεων ανελαστικού λυγισμού.

| Ημέρες | Ράβδοι | δίχως νευ | ρώσεις | Ράβδοι με νευρώσεις | | | | |
|------------|---------|------------------|--------|---------------------|-------|----------------|--|--|
| διάβρωσης | ٤d | ε _d α | | ٤d | α | R ² | | |
| 0 | 0,01762 | 0,369 | 0,934 | 0,01693 | 0,411 | 0,979 | | |
| 10 | 0,01696 | 0,421 | 0,958 | 0,01617 | 0,444 | 0,981 | | |
| 20 | 0,01465 | 0,490 | 0,992 | 0,01455 | 0,507 | 0,978 | | |
| 30 | 0,01479 | 0,466 | 0,974 | 0,01383 | 0,516 | 0,981 | | |
| 45 | 0,01291 | 0,531 | 0,994 | 0,01353 | 0,477 | 0,972 | | |
| 60 | 0,01235 | 0,593 | 0,991 | 0,01314 | 0,554 | 0,973 | | |
| 90 | 0,01189 | 0,535 | 0,986 | 0,01241 | 0,521 | 0,972 | | |
| Μέση τιμή* | 0,01392 | 0,506 | | 0,01394 | 0,503 | | | |

Πίνακας 8.5 Υπολογισμοί των συντελεστών ε_d και α.

*(Στην Μέση τιμή δεν περιλαμβάνονται οι συντελεστές των δοχείων αναφοράς)



Σχήμα 8.2 Διάρκεια ζωής σε κόπωση, σε ράβδο χάλυβα με νευρώσεις.



Σχήμα 8.3 Πρόβλεψη διάρκειας ζωής σε κόπωση, σε ράβδο χάλυβα δίχως νευρώσεις.



Σχήμα 8.4 Πρόβλεψη της απώλειας αντοχής των ράβδων χάλυβα με νευρώσεις.

Ενδιαφέροντα αποτελέσματα προέκυψαν επίσης από την μελέτη του ρόλου που διαδραματίζουν οι νευρώσεις του χάλυβα στη διάρκεια ζωής.

Συγκρίνοντας τα **Σχήματα 8.2** και **8.3**, παρατηρείται ότι για τον ίδιο αριθμό αναστροφών (2N_F), η μέγιστη παραμόρφωση των δοκιμίων δίχως νευρώσεις είναι υψηλότερη από αυτή των δοκιμίων δίχως νευρώσεις. Από την άλλη πλευρά, για ένα δεδομένο εύρος παραμόρφωσης (π.χ. ±1.0%), ο αριθμός αναστροφών των ράβδων με νευρώσεις παρουσιάζεται χαμηλότερος σε σχέση με τους λείους χάλυβες (δίχως νευρώσεις).

Από την τροποποιημένη εξίσωση Coffin-Manson με αναφορά σε όρους πλαστικής παραμόρφωσης και συντελεστή απώλειας αντοχής ανά κύκλο, στην κόπωσης) [ref 8.18], προέκυψε το μοντέλο πρόβλεψης της απώλειας αντοχής που σχετίζεται με τους κύκλους φόρτισης. Στην εξίσωση, ε_{pl}= e_d (f_{sR})^α, e_{pl}είναι το εύρος πλαστικής παραμόρφωσης, f_{sR} ο συντελεστής απώλειας αντοχής ανά κύκλο, και εd και α, είναι οι εμπειρικοί συντελεστές που εξαρτώνται από το υλικό. Σε αυτή την ανάλυση, το μέγεθος f_{sR} υπολογίστηκε με τον υπολογισμό της απώλειας αντοχής από το σύνολο του αριθμού των κύκλων. Με βάση την διαδικασία αυτή καταστρώθηκε η μοντελοποίηση -

πρόβλεψη της απώλειας αντοχής ανά κύκλο φόρτισης στο S400 χάλυβα, με και δίχως νευρώσεις.



Σχήμα 8.5 Πρόβλεψη της απώλειας αντοχής των ράβδων χάλυβα δίχως νερώσεις.

Στα διαγράμματα των **Σχημάτων 8.4** και **8.5**, οι καμπύλες πρόβλεψης παρουσιάζονται με διακεκομμένες γραμμές οι οποίες αντιπροσωπεύουν μια μέση τιμή συμπεριφοράς ελαφρά διαβρωμένων χαλύβων. Στα ίδια διαγράμματα η τροποποιημένη εξίσωση Coffin-Manson εμφανίζεται προσαρμοσμένη στα πειραματικά δεδομένα χρησιμοποιώντας ανάλυση μη-γραμμικής παλινδρόμησης. Τα αποτελέσματα δε αυτά, συνοψίζονται στο Πίνακα8.5. Η επίδραση του διαβρωτικού παράγοντα προκαλεί μετατόπιση των καμπύλων, με νευρώσεις και δίχως νευρώσεις, καθώς η τιμή του συντελεστή απώλειας αντοχής, αυξάνεται συνδυάζεται με χαμηλότερο ποσοστό αύξησης του ε_{pl} (πλαστική παραμόρφωση).

8.4 Συμπεράσματα

 Η επίδραση του διαβρωτικού παράγοντα επιδρά αρνητικά στη συμπεριφορά των χαλύβων οπλισμού S400 έναντι ολιγοκυκλικής κόπωσης. Με το χρόνο έκθεσης στη διάβρωση η διάρκεια ζωής του σιδηροοπλισμού μειώνεται όπως επίσης και η ικανότητά του να "απορροφά" την εισαγόμενη εξωτερική ενέργεια.

2. Τα μη-διαβρωμένα δοκίμια παρουσιάζουν γενικώς περισσότερη όλκιμη αστοχία έναντι των προδιαβρωμένων. Παρόμοια συμπεριφορά καταγράφηκε και στους χάλυβες δίχως νευρώσεις έναντι των χαλύβων με νευρώσεις. Με αύξηση του εύρους η επιρροή των νευρώσεων μειώνεται καθώς η αστοχία των δοκιμίων χάλυβα διέπεται κυρίως από τα λυγισμικά φαινόμενα.

3. Τα μοντέλα πρόγνωσης συνδυάζουν την επίδραση της διάβρωσης (όσον αφορά την απώλεια μάζας), τη μορφολογία της εξωτερικής επιφάνειας των ράβδων (νευρώσεις λεία επιφάνεια) χάλυβα οπλισμού S400 και την βλάβη κόπωσης. Τα αποτελέσματα της πρόβλεψης αφορούν ρυθμούς απώλειας μάζας μικρότερους από το 10% και αυτό διότι μετά από αυτό το ποσοστό, η επερχόμενη απώλεια συνάφειας είναι απαγορευτική για προσδοκίες αντισεισμικότητας.

8.5 Αναφορές (References)

[ref 8.1] Ma Y, Wang L, Zhang J, Xiang Y, Liu Y (2014) Bridge remaining strength prediction integrated with Bayesian network and in situ load testing J Bridge Eng 10: 1061.

[ref 8.2] Apostolopoulos C.A, Papadakis VG (2008) Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar. Construction and Building Materials 22: 2316-2324.

[ref 8.3] Apostolopoulos C.A (2008) The influence of corrosion and cross section diameter on the mechanical properties of B500c steel. Journal of Materials Engineering and Performance 18: 190-195.

[ref 8.4] Apostolopoulos C.A, Demis S, Papadakis VG (2013) Chloride-induced corrosion of steel reinforcement -mechanical performance and pit depth analysis. Constr. Build Mater 38: 139-46.

[ref 8.5] Zhang J, Gardoni P, Rosowsky D (2009) Stiffness degradation and time to cracking of cover concrete in reinforced concrete structures subject to corrosion. J Eng Mech 136: 209-19.

[ref 8.6] Sheng GM, Gong SH (1997) Investigation of low cycle fatigue behavior of building structural steel under earthquake loading. Acta Metallur Sin (Engl Lett) 10: 51-55.

[ref 8.7] Shi X, Xie N, Fortune K, Gong J (2012) Durability of steel reinforced concrete in chloride environments: An overview. J Constr Build Mater 30: 125-38.

[ref 8.8] Apostolopoulos C.A (2007) Mechanical behavior of corroded reinforcing steel bars S500s tempcore under low cycle fatigue. Constr Build Mater 21: 1447-56.

[ref 8.9] Apostolopoulos C.A, Papadopoulos M (2007) Tensile and low cycle fatigue behavior of corroded reinforcing steel bars S400. J Constr. Build Mater 21: 855-64.

[ref 8.10] Zhanga W, Songa X, GuaX, Li S (2012) Tensile and fatigue behavior of corroded rebars. J Constr Build Mat. 34 409-17.

[ref 8.11] (2000) UNE Norma Espanola experimental barras corrugad asso Iddaeb lea cceornocaracteristicas especiales de ductilidad para armaduras de horigon armado UNE 36065 EX 2000.

[ref 8.12] LNEC Varoes de ac, A400 NR de ductilidade especial para armaduras de betao armado características, ensaios e marcac, AO, LNEC E455-2008.

[ref 8.13] Manson SS (1953) Behavior of materials under conditions of thermal stress. Heat Transfer Symp University of Michigan Engineering Research Institute AnnArbor MI: 9-75.

[ref 8.14] Coffin LF Jr (1954) A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductilemetal. Trans Am Soc Mech. Eng New York NY 76: 931-950.

[ref 8.15] Koh SK, Stephens RI (1991) Mean stress effects on low cycle fatigue for a highstrength steel. Fatigue Fract Eng Mater Struct 14: 413-428.

[ref 8.16] Apostolopoulos C.A, Pasialis VP (2010) Effects of corrosion and ribs on lowcycle fatigue behavior of reinforcing steel bars S400. Journal of MaterialsEngineering and Performance 19: 385-394.

[ref 8.17] Kashani MM (2015) Influence of inelastic buckling on low-cycle fatiguedegradation of reinforcing bars. Construction and Building Materials 94:644-655.

[ref 8.18] Kunnath SK (2009) Nonlinear uniaxial material model for reinforcing steel bars.JournalofStructuralEngineering 135: 335-343.

Κεφάλαιο 9

Γενικά Συμπεράσματα

Η πρόωρη υποβάθμιση της ανθεκτικότητας δομών από οπλισμένο σκυρόδεμα, συνώνυμη της διάβρωσης του υψηλής αντοχής διφασικού χάλυβα οπλισμού σκυροδέματος, εγείρει σοβαρές ανησυχίες. Πολύ δε περισσότερο, όταν ο ισχύων κανονισμός επέμβασης σε υφιστάμενες κατασκευές (ΚΑΝΕΠΕ), εξακολουθεί να παραβλέπει μέχρι σήμερα τις συνέπειες της υποβάθμισης της ανθεκτικότητας παράκτιων κατασκευών παρότι η μηχανική υποβάθμιση του χάλυβα εξαιτίας των διαβρωτικών φαινομένων είναι χρονικά εξηρτημένη. Στην παρούσα διατριβή παρουσιάστηκε μεθοδολογία παρακολούθησης της ανθεκτικότητας στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος (κατάσταση διεπιφάνειας Χάλυβα – Σκυροδέματος) μέσω επιθεώρησης με NDT και μελέτη μηχανικής απόδοσης του χάλυβα σε βάθος χρόνου και για διάφορα επίπεδα υποβάθμισης τόσο κάτω από συμβατικά στατικά φορτία όσον και σε ανάλογα σεισμικών καταπονήσεων φορτία.

Με βάση τα αποτελέσματα του πειραματικού προγράμματος, επετεύχθησαν οι επιμέρους στόχοι της εργασίας (σκοπός της διατριβής). Μελετήθηκε δηλαδή η ανάπτυξη της επιφανειακής βλάβης βελονισμών και η ύπαρξη εσωτερικών ατελειών (σουλφιδίων) στο χάλυβα, πριν και μετά την διάβρωση. Αναδεικνύοντας με τον τρόπο αυτό την σημασία της κατά τόπους ισχυρής απομείωσης της διατομής καθώς και της συνέργειας της επιφανειακής αυτής βλάβης διάβρωσης και της εσωτερικής βλάβης του υλικού του χάλυβα (λόγω ύπαρξης και σταδιακής ανάπτυξης σουλφιδίων, MnS και FeS).

Οι επισημάνσεις και τα στοιχεία αυτά, μπορεί να φανούν χρήσιμα όσον αφορά στην αποτίμηση κατασκευών σε παράκτια επιθετικά περιβάλλοντα. Μέσω δε της καθιέρωσης και ενεργοποίησης κανόνων του ΚΑΝΕΠΕ (Κανονισμού Επεμβάσεων) περί της μηχανικής απόδοσης του διαβρωμένου χάλυβα, θα αρθούν ανησυχίες και σημαντικά ερωτήματα περί της ορθολογικής διαχείρισης ζητημάτων επέμβασης σε υφιστάμενες κατασκευές.

Επιγραμματικά τα αποτελέσματα της παρούσας διατριβής είναι τα ακόλουθα:

- Με βάση την συμβατική έννοια της απώλειας μάζας του χάλυβα, πραγματοποιήθηκε εκτενές πρόγραμμα προσομοίωσης της διάβρωσης του διφασικού χάλυβα και αντίστοιχο πρόγραμμα μηχανικών δοκιμών. Από τα αποτελέσματα δε αυτά προέκυψε ότι: Ενώ η διάβρωση του σιδηροοπλισμού προκαλεί πτώση των ιδιοτήτων αντοχής του περίπου ισοδύναμη με την ποσοστιαία μείωση της απώλειας μάζας του, ωστόσο επιφέρει δραματική πτώση των ιδιοτήτων ολκιμότητας του δηλαδή της ιδιότητας παραμόρφωσης του στην μέγιστη αντοχή. Ενδεικτικά αναφέρεται ότι απλά (γυμνά) διαβρωμένα δοκίμια διφασικού χάλυβα με απώλεια μάζας περίπου 10%, βρέθηκαν να μην ικανοποιούν τα ελάχιστα αποδεκτά όρια των μηχανικών χαρακτηριστικών που ορίζει ο Eurocode 2 (EC2). Στοιχείο ιδιαίτερα σημαντικό για την ενεργοποίηση άμεσων μέτρων αποκατάστασης χρονικά πολύ "νωρίτερα" (του συνήθως ακολουθούμενου) και ως ένα απαραίτητο δεδομένο της "ταυτότητας" κάθε κατασκευής.
- Για την ίδια απώλεια μάζας, ο εγκιβωτισμένος χάλυβας στοιχείων οπλισμένου σκυροδέματος, παρουσίασε εντονότερη επιφανειακή βλάβη διάβρωσης έναντι του απλού ("γυμνού") χάλυβα. Ο βαθμός της βλάβης διάβρωσης έχει ως συνέπεια αναλόγου βαθμού επίδραση και στα μηχανικά χαρακτηριστικά των δύο ομάδων δοκιμίων (γυμνών και εγκιβωτισμένων). Τα αποτελέσματα αυτά κρίνονται ιδιαίτερα σημαντικά για την αποτίμηση της εκάστοτε φέρουσας ικανότητας υποστυλωμάτων μέσω εισαγωγής των μηχανικών χαρακτηριστικών σε υπάρχοντες κώδικες. Προς τούτο επιβάλλεται (κανονιστικά πλέον) η πραγματοποίηση τακτικών τεχνικών επιθεωρήσεων στις κατασκευές, με μη καταστροφικές μεθόδους για την βαθμονόμηση της ανθεκτικότητας τους και την έγκαιρη αναγνώριση τυχόν έναρξης ή εξέλιξης της διάβρωσης. Η ποσοτικοποίηση δε της βλάβης αυτής ως στοιχείο πλέον της "ταυτότητας της κατασκευής" θα μπορεί να ορίσει ανάλογα και το πρόγραμμα έγκαιρης επέμβασης αποκατάστασης ή και ενίσχυσης.

- Με βάση τα αποτελέσματα και το γεγονός ότι η μηχανική αστοχία του χάλυβα αρχίζει από την εξωτερική επιφάνεια, ανιχνεύτηκε υψηλή πυκνότητα σουλφιδίων (MnS, FeS), πόρων και άλλων εγκλεισμάτων στην υποδόρια εξωτερική μαρτενσιτική ζώνη. Σε συνδυασμό δε με την επιλεκτική προσρόφηση χλωριόντων από τις ενώσεις αυτές, τα σουλφίδια συνιστούν σοβαρή αιτία εκκίνησης της εσωτερικής βλάβης διάβρωσης του χάλυβα οπλισμού. Τα φαινόμενα διάβρωσης με χλωριόντα, έχουν σημαντική επίδραση στη μηχανική συμπεριφορά των διφασικών χαλύβων οπλισμού λόγω της αλληλεπίδρασης εξωτερικών βελονισμών και των εσωτερικά ευρισκομένων εγκλεισμάτων (MnS και FeS, πόρων, οξειδίων). Τα συμπεράσματα αυτά για τους εν χρήσει διφασικούς χάλυβες, κρίνονται σημαντικά και προτείνεται να ληφθούν σοβαρά υπόψιν από τις βιομηχανίες παραγωγής. Με βάση δε το γεγονός της χρονικής εξάρτησης της βλάβης διάβρωσης, καταδεικνύεται η ανάγκη καθιέρωσης "πυκνών" τεχνικών επιθεωρήσεων.
- Κατά την διάρκεια μηχανικών ισχυρών αξονικών ανακυκλίσεων (αντίστοιχης ισχυρών σεισμικών συμβάντων), οι περιοχές εγκλεισμάτων και σουλφιδίων εσωτερικά, μπορεί να ευνοήσουν την διάδοση ρωγμών. Η προσέγγιση αυτή, γίνεται ιδιαίτερα πολύπλοκη κυρίως με την αντιστροφή της φόρτισης (από θλιπτική σε εφελκυστική) και την επιβαλλόμενη υψηλή πλαστική παραμόρφωση που οδηγεί σε λυγισμό. Τα λυγισμικά φαινόμενα, επιταχύνουν την πρόωρη εξάντληση της ολκιμότητας του εξωτερικού μαρτενσιτικού υλικού προκαλώντας ημιψαθυρή αστοχία η οποία συνοδεύεται συχνά από τοπικές αποκολλήσεις μαρτενσιτικού φλοιού και φεριτοπερλιτικού πυρήνα. Η επιφάνεια θραύσης του σιδηροοπλισμού κάτω από (ισχυρά) σεισμικά φορτία, αποτελεί συνδυασμό και άλλων πέραν των δύο προαναφερθέντων μηχανισμών βλάβης που λόγω της φύσης τους έχουν ως αποτέλεσμα την πρόκληση κυρίως ψαθυρής αστοχίας. Ειδικά στην περίπτωση επιβολής ισχυρής παραμόρφωσης ±4%, υπεισέρχονται άμεσα τα λυγισμικά φαινόμενα και η ολκιμότητα του υλικού φέρεται ιδιαίτερα περιορισμένη εξαντλούμενη εξαντλείται πριν από το σχηματισμό την συνένωση και την διάδοση των ρωγμών.

Κατά τη σεισμική φόρτιση, οι περιοχές της βλάβης διάβρωσης ενεργούν ως θέσεις συγκέντρωσης τάσεων και σχηματισμού μικρορωγμών οι οποίες λόγω της εγγύτητάς τους και της γεωμετρικής τους ανάπτυξης εκτιμάται ότι εξελίσσονται ως ένα φαινόμενο πολλαπλής θραύσης (multiple cracking phenomenon). Αναλόγως δε της έντασης της φόρτισης ή ενός κρίσιμου αριθμού κύκλων φόρτισης, μπορεί να οδηγήσουν σε ταχεία αύξηση της ρωγμής η κατεύθυνση της οποίας έχει την τάση να επεκτείνεται προς την εξωτερική ελεύθερη επιφάνεια (the free surface effect). Δεδομένης δε της γεωμετρίας τους στο χώρο, εμφανίζουν τριαξονική εντατική κατάσταση με κύρια τάση που μπορεί να ποικίλλει και να οδηγεί σε αστοχία εκτός επιπέδου. Με βάση δε το γεγονός της χρονικής εξάρτησης της βλάβης διάβρωσης (εξωτερικής και εσωτερικής), καταδεικνύεται η ανάγκη καθιέρωσης «πυκνών» τεχνικών επιθεωρήσεων ιδιαίτερα σε υψηλής σπουδαιότητας δομές κοινής ωφέλειας, αμέσως μετά την πρώτη επταετία. Οι εν λόγω δράσεις είναι βέβαιο ότι θα παρατείνουν την ωφέλιμη διάρκεια ζωής των δομών και θα εξοικονομήσουν πόρους. Μετά από αυτά, απαιτείται η ενημέρωση του τεχνικού κόσμου και η ενθάρρυνσή του για υιοθέτηση κανόνων συχνών τεχνικών επιθεωρήσεων. Προτείνοντας παράλληλα την εισαγωγή της πιστοποιημένης – έγκυρης επιθεώρησης στο κανονιστικό κείμενο του ΚΑΝΕΠΕ.

Προτάσεις για μελλοντική έρευνα (θεματικές):

1. Προσομοίωση του παράκτιου περιβάλλοντος μέσω Εργαστηριακής διάβρωσης σε δοκούς οπλισμένου σκυροδέματος για διάφορους χρόνους έκθεσης και μελέτη της διάδοσης της διάβρωσης του χάλυβα σε πραγματικό χρόνο. Χρήση αναστολέων διάβρωσης.

2. Πρόβλεψη υποβάθμισης των Μηχανικών Χαρακτηριστικών του Χάλυβα λόγω διάβρωσης με βελονισμούς και ομοιόμορφης διάβρωσης (pitting corrosion and general corrosion) μέσω καταστατικών νόμων.

3. Ανάλυση της κατανομής της διάβρωσης κατά μήκος των ράβδων χάλυβα. Καθιέρωση ενός εμπειρικού μοντέλου pitting factor (συντελεστή βελονισμών) και συσχέτιση με την γενικευμένη έννοια της απώλειας μάζας (mass loss) βασισμένης στα αποτελέσματα της μελέτης και σύγκριση του με άλλα διάσπαρτα αποτελέσματα διαφόρων ερευνητών.

Παράρτημα

Δημοσιεύσεις σε Διεθνή Περιοδικά (Papers)





Научные статьи

№ 15 (2015)

Mapping Sulfides and Strength Properties of Bst420 and B500c Steel Bars Before and After Corrosion

Alk. Apostolopoulos University of Ioannina, Greece

A. Drakakaki, G. Konstantopoulos University of Patras, Greece

Th. Matikas University of Ioannina, Greece

Влияние содержания сульфидов на прочностные свойства арматурной стали типов BSt420 и B500с до и после коррозии

А. Апостолопулос Университет Янины, Греция

А. Дракакаки, Г. Константопулос Университет города Патры, Греция

Т. Матикас

Университет Янины, Греция

Keywords: corrosion of steel bars, mass loss, chloride induced corrosion, mechanical properties of steel rebars, sulfides in steel rebars. The aim of this study is to determine the occurrence of sulfides (MnS, FeS) in the cross section of two different reinforcing steel rebars, BSt420 and B500c Tempcore. The mechanical performance against chloride corrosion of steel bars was evaluated by means of mechanical tensile tests, before and after corrosion, and Scanning Electron Microscopy (SEM) techniques. In particular, the influence of corrosion of a set of reinforcement steels on the tensile strength of steel bars was studied. The experimental results showed that the steel type exhibiting the highest resistance, as far as chloride corrosion is concerned, was reinforcing steel BSt420. On the contrary, B500c Tempcore presents the minimal corrosion resistance, and this can be attributed to a higher sulfide content at least on the external surface of 500µm.

Ключевые

слова: коррозия стального бруса, потеря массы, коррозия хлоридом, механические свойства арматурной стали, сульфиды в арматурной стали. Целью данного исследования является определение присутствия сульфидов (MnS, FeS) в поперечном сечении двух типов арматурной стали, BSt420 и B500c Tempcore. Проведена оценка механических свойств в присутствии коррозии хлоридом с помощью испытаний на растяжение до и после коррозии и методами электронной микроскопии. В частности, изучено влияние коррозии на предел прочности на разрыв для выборки арматурных сталей. Проведённые эксперименты показали, что самое высокое сопротивление с учетом влияния коррозии хлоридом показал тип стали BSt420. И напротив, тип B500c Tempcore показал минимальную устойчивость к коррозии, что объясняется высоким содержанием сульфидов, по крайней мере на внешней области толщиной 500 мкм.

1. Introduction

In Greece, from the early 1960s to the late 1990s, BStIII grade steel (according to the Hellenic Standard ELOT 959) was used as reinforcement in reinforced concrete structures (RC). It is equivalent to BSt420 grade steel according to the German Standard DIN 488. Despite its replacement since the late 1990s (mostly by BSt500s and B500c grade steels), BSt420 steel reinforcements can still be found in most RC structures now in Greece. Over the prolonged service time of these structures, damage has accumulated on their load-bearing elements. This damage, caused mainly by corrosion and earthquake loading, results in decreased residual strength bearing capacity.

The designing requirements based on new requirements and principles obliged the European Union to use dual high performance steel such as S500s and B500c. The upgraded mechanical performance of the dual-phase steel used in RC is achieved through the ideal combination of yield strength (R_p) and the ductility property (elongation at maximum load A_{gt}) of the material.

The dual-phase steels of RC show an outer high strength core (martensitic phase) and a softer core (ferrite-perlite phase). Beyond these two obvious phases, there is a transition zone called the bainite phase. The mechanical performance of B500c steel results from the combination of the mechanical properties in each of the individual phases, where the increased strength properties are credited to the presence of the outer martensitic zone and the increased ductility to the presence of the ferrite-pearlite core.

Most metals are found in nature in compounds with nonmetals such as oxygen and sulfur. For instance, iron exists as iron ore containing Fe_2O_3 and other oxides of iron. Corrosion, from this point of view, can be considered as the process of returning metals to their natural state (the ores from which they were originally obtained).

As it is well known, the serviceability of RC structures is deteriorated by reinforcement corrosion in a variety of ways. On the one hand, corrosion reduces the cross-sectional area of steel bars and results in a reduction of the load-bearing capacity and ductility of structures. On the other hand, the volumetric expansion of corrosion products leads to cracking or even spalling of the concrete cover, affecting the cohesion integrity of reinforced concrete members [1].

An important factor of steel corrosion is the existence of chemical sulfide compounds that are generated in steel at the stage of production. The existence of these non-metallic inclusions is mainly based on the desulfurization of steel.

The addition of Mn to steels dates from the early days of steel-making practice and its purpose is to segregate sulfur as MnS. This practice also includes the formation of FeS along grain boundaries that induce problems in the hotrolling of steel [2]. Additionally, in structural steels, MnS (common sulfides) are appreciated as constituents for their beneficial role during machining. They also reduce machining costs [3, 4].

Moreover, the presence of chemical compounds of MnS and FeS or (Mn, Fe) S as components of steel has an influence on the microstructure of material. From the viewpoint of fracture mechanics, non-metallic inclusions are equivalent to small defects or cracks that can generate stresses within the surrounding matrix [3, 4]. The impact of this behavior of sulfides, as stress concentrators, depends on their size, position and shape, but also on their ability to bond with the matrix material [4]. In study [5], during the mechanical tensile tests, MnS

sites host crack nucleation leading to sub-surface crack propagation. As such, the martensitic zone fractures following a semi-ductile appearance. The debonding of the martensitic zone is possible when the agglomeration of MnS inclusions / micro-cracks are positioned close to the interfacial zone. In this case, crack coalescence, being the result of crack growth, could lead to a crack of the interfacial circumference (appearing as debonding).

In this manuscript, the occurrence of sulfides (MnS, FeS) in the cross section of two different reinforcing steel rebars BSt420 and B500c, is to be determined. Based on the established quantity and density of sulfides, the degradation rate of the mechanical strength properties of specimens BSt420 and B500c, which will be exposed to the salt spray chamber, is to be examined. Additionally, this paper presents the results of mass loss calculations for the naturally corroded BSt420 steel bars of existing coastal structures.

2. Experimental Procedure

2.1. Materials BSt420, B500c

The experiments were conducted on BSt420 and B500c grades of reinforcing steel, specially produced for the needs of the current investigation by a Greek steel company. The materials were delivered in the form of 10 mm (\emptyset 10) nominal diameter ribbed bars. According to ELOT 1421-1, the chemical composition of B500c steel in maximum by weight permissible values was C = 0,24, S = 0,055, P = 0,055, N = 0,014, and Cu = 0,85. The exact chemical composition of the alloys is given in Table 1.

Table 1

Chemical composition of BSt420 and B500c

| Types of steel rebars | Chemical composition (%) | | | | | | | | | | | |
|-----------------------|--------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| | С | Si | S | Р | Mn | Ni | Cr | Mo | V | Cu | Sn | Co |
| Hot-rolled (BSt420) | 0,375 | 0,287 | 0,029 | 0,022 | 1,304 | 0,064 | 0,085 | 0,009 | 0,003 | 0,197 | 0,016 | 0,000 |
| Tempcore (B500c) | 0,219 | 0,193 | 0,047 | 0,015 | 0,870 | 0,106 | 0,082 | 0,014 | 0,001 | 0,261 | 0,016 | 0,010 |
| | | | | | | | | | | | | |

2.2. Salt Spray (Fog) Corrosion

The selection of salt spray test relies on the fact that the salt spray test environment lies qualitatively closer to the natural coastal environment than other accelerated laboratory corrosion tests [6]. This being said, the laboratory environment is much more aggressive than the natural one and causes a severe corrosion in a short time. The selection of exposure duration was also made empirically so as to cause mass loss observed in existing structures [7]. The exposure times were 30, 45, 60 and 90 days.

Salt spray (fog) tests were conducted according to the ASTM B117-94 [8] specification. For the test, a special apparatus, SF 450 model made by Cand W. Specialist Equipment Ltd., was used. The salt solution was prepared by dissolving 5 parts by mass of sodium chloride (NaCl) in 95 parts of distilled water. The pH of the salt spray solution was such that when dissolved at 35 °C, the solution was in the pH range from 6,5 to 7,2. The pH measurements were made at 25 °C. The temperature in the zone of reinforcement material exposed inside the salt spray chamber was maintained at $35 \pm 1, 1 - 1, 7$ °C. After the exposure was complete, the specimens were washed with clean running water to remove any salt deposits from their surfaces and dried. Finally, the oxide layer was removed by means of a bristle brush according to the ASTM G1-90 specification

[9]. The specimens were then weighed in order to evaluate the mass loss due to corrosion exposure. The number of specimens treated was 5 for BSt420 and 6 for B500c per duration of exposure.

2.3. Gathering Specimens

Naturally corroded steel bars were obtained in the RC structures of existing buildings over 30 years old in the local area of the Gulf of Patras and Corinth. Some of the concrete cover blocks were removed to examine their chlorideion content. Concrete and corroded steel bar samples were taken from several locations of the buildings. Not much chloride was found in the concrete, which implies that steel bar corrosion was mainly induced by carbonation. The diameter of the obtained rebars was Ø8 and Ø10 (8mm and 10mm), respectively. The chemical composition of the rebars is listed in Table 1.

According to the ASTM G1-90 specification, the specimens removed from the buildings were cleared from corrosion deposits by means of a non-metallic bristle brush, and then immersed in 3,5 g of hexamethylene tetramine diluted in 500 ml of hydrochloric acid (HCl, sp gr 1,19) [9]. The collected exposed rebars were classified according to the steel grades used in Greece over the last few decades. The collected steel specimens were of grades BSt III_s (according to DIN 488). The steel grades were confirmed mainly by civil engineering plans (where available) or, when this was not possible, by chemical analysis.

2.4. Tensile Tests BSt420 / B500c

Tensile tests were conducted on non-corroded and on artificially corroded BSt420 and B500c grade steels, respectively. The specimens treated for different durations in the accelerated salt spray environment were prepared in order to investigate their strength properties. Following that, the tensile tests were conducted according to the ISO 15630-1 [10] specification, at 24 °C, using a 2 mm/min strain rate. There were 25 mechanical tests performed for BSt420 (5 per each exposure level) grade and 30 for B500c (6 per each exposure level) grade steels.

2.5. SEM

In order to identify the quantity and density of sulfides in the two categories of steel rebars, microscopy and visual observation were used and micro-photos were taken. In respect to the steel category that displayed a higher density of sulfides, the corrosion product morphology of steel reinforcements through Scanning Electron Microscopy (SEM) in the external area was examined.

3. Results

3.1. SEM

In order to easily detect the presence of sulfides, the following preparation of specimens was made: BSt420 and B500c samples were ground and polished by a MinimetTM grinder polisher machine (Buehler Ltd.). Then, their surface was ground with SiC paper, diamond and SiO₂ polishing compounds for producing stress free surfaces. Finally, scanning electron microphotographs made records with a field emission scanning electron microscope (ZEISS, SUPRA 35VP), operating at 15 and 30 keV accelerating voltage. In addition, the microscope was equipped with a backscattered electron detector and an x-ray microanalysis system (QUANTA 200, BRUKER AXS) in order to get the required information from the surface structure of the cross-section area of the samples.

In Fig. 1 and 2, an indicative view of sulfides in the cross-section area of two grades of steel (BSt420, B500c) is presented. Figures 3 and 4 show some measurements, such as the quantity of BSt420, B500c, \emptyset 10 sulfides, the area as a function of sulfide density in different distances from the surface (500µm and 5000mµ), and also the frequency as a function of sulfide area and max length.



Fig. 1. View of sulfide density in 500µm, BSt420, Ø10 (05)



Fig. 2. View of sulfide density in 500µm, B500c, Ø10 (04)



Fig. 3. Sulfide area as a function of sulfide density in different distances from the surface for B500c and BSt420 grade steels



Fig. 4. Frequency as a function of sulfide area – max length for BSt420 and B500c grade steels

A high density of sulfides in dual-phase hot-rolled steel, especially at the external zone, triggered the investigation of the B500c surface subjected to damage through corrosion (Fig. 5).



Fig. 5. View of the cross-section area of non-corroded and corroded B500c steel after 45-day exposure to the salt spray test

3.2 Mass Loss

In Table 2, the results of the mass loss of the artificially corroded specimens BSt420 and B500c are presented. In Fig. 6, the correlation between the mass loss of naturally corroded BSt420specimens and the age of the existing coastal structures is shown.

3.3 Mechanical Degradation

The degradation of the mechanical properties of two grades of steel (BSt420, B500c) after the exposure to the salt spray chamber is shown in Table 3.

Mass loss of artificially corroded specimens Exposure to salt spray corrosion environment (days) Grade 30 60 90 **BSt420** 3,77 7,23 8,48 Mass Loss [%] B500c 2,90 5,97 8,52 35 ●Ø8 ▲Ø10 30 25 Mass Loss (%) 20 15 10 5 0 20 Age (Years) 5 10 15 25 30 35 40 0

Fig. 6. Diagram of the correlation between mass loss and age for naturally corroded specimens

Table 3

Table 2

Strength properties (Rp – Rm) in different exposure levels

| Exposure Salt Spray | Rp (MPa) | Rm (MPa) | Rp (MPa) | Rm (MPa) | |
|---------------------|----------|----------|----------|----------|--|
| (days) | BS | 5t420 | B500c | | |
| 0 | 459,08 | 696,49 | 548,3 | 617,2 | |
| 30 | 436,35 | 669,64 | 521,7 | 618,4 | |
| 60 | 413,49 | 640,41 | 510,1 | 600,1 | |
| 90 | 405,01 | 618,17 | 446,9 | 515,3 | |



Fig. 7. Reduction of strength properties (Rp - Rm) at different exposure levels

4. Discussion

The corrosion level of the steel bars was quantified based on gravimetric mass loss, the average loss of the cross-sectional area of the corroded bars, and was calculated as the ratio of the difference between the mass of the bars before and after corrosion to the original mass of the bars before corrosion. The measurements of the naturally corroded rebars are listed in Fig. 6. As can be seen from Table 2, the accelerated salt spray test on bare BSt420 and B500c specimens with nominal diameter Ø10 induced an equivalent mass loss of approximately 8,50% to both types of material over a 90-day period.

According to study [11], by dividing the corrosion attack rates of the two similar steel grades and their diameters, it can be calculated that specimens of new rebars in the salt spray chamber corroded 74,5 times faster than the respective specimens of exposed rebars in their natural working environment. So, the mass loss (8,50%) of artificially corroded rebars equals 18–19 years of naturally corroded ones (Fig. 6). It was also found out that in terms of mass loss, artificially corroded bars were less affected by corrosion than naturally corroded ones, possibly due to the fact that the distribution of artificial corrosion along the length of the specimens was less variable (according to EN206, XS3).

According to the fact that the mechanical performance of steel is mainly determined by the mechanical behavior and structural integrity of the outer zone of material, it was considered appropriate to examine the presence of sulfides on B500c and BSt420 grades steel samples.

Sulfide inclusions (MnS, FeS) are known to accommodate galvanic corrosion due to their negative Gibbs free energy and lower oxidation reaction compared to Ferric ion [12]. More specifically, SEM analysis was conducted followed by a comparative study on two grades of non-corroded materials. The increased density of sulfides of non-corroded B500c grade steel over the respective ferritepearlite BSt420 corresponds to a rate equivalent to (195/127 = 1,53) 1,53.

These mean values are the result of all sulfide measurements in specific areas of the exterior zone of 500 μ m in each category of steel. Measuring the number of sulfides on a surface larger than 0,05 μ m⁻² led to the creation of the corresponding diagrams.

As seen from the graphical depiction of the SEM results, hot rolled steel reinforcement, i.e. BSt420, displays a significantly lower number of MnS counts compared to Tempcore steel (B500c). Within the region near the surface (0–500 μ m), BSt420 contains the average value of 128 counts while B500c has 166 counts. This can be attributed to a lower percentage of S with the average value of 0,029% traced in BSt420 compared to 0,047% in B500c.

Figure 3 demonstrates that the density of sulfides in B500c lies in the range from $5 \times 10^3 \text{ (mm)}^{-2}$ to $15 \times 10^3 \text{ (mm)}^{-2}$, which is greater than the same indicator for BSt420 grade steel (3 × 10³ to 7 × 10³ (mm)⁻²). Additionally, the average value of the surface area of sulfides for B500c shows an increase approximately 5 (µm)² greater than this for BSt420. Sulfide surface area: (20,7–15,5) (µm)² = 5,2 (µm)².

As can be seen from Table 3, the corrosion attack over 90 days of exposure to the salt spray environment caused a moderate tensile strength reduction that increased with increasing corrosion exposure time.

Furthermore, in contrast with BSt420, the values of the yield (R_p) and tensile (R_m) strength of B500c display a more significant deviation from the linear approximation throughout the gradually inflicted corrosion (Fig. 7). A possible explanation could be an intense and often random damage of the external martensitic zone caused by corrosion as well as the local delamination of the martensitic zone and ferrite-pearlite core along the cross-section area (Fig. 5) [13–15]. The dissolution rate of the FeS, MnS inclusions exposed to the salt spray environment has been identified to govern the reduction experienced in the mechanical properties of steel reinforcement with exposure time [15].

The results of the salt spray corrosion tests on the two grades of material with cross-section area Ø10 produced the equivalent rates of mass loss for both grades of steel. Despite this estimation, mass loss has a different impact on each of the two grades. For grade B500c, mass loss thereby corresponds to the martensitic zone that mechanically outweighs the ferrite-pearlite core. In contrast, the same rate of mass loss (8,50%) for grade BSt420 corresponds to the zone of a material named ferrite-pearlite as well as to the core. This fact in conjunction with an increased density of sulfides results in the reduction factor of strength properties for B500c exhibited for the yield strength $\Delta R_p = 548,3 - 446,9/548,3 = 18,49\%$ and for the tensile strength $\Delta R_m = 617, 2 - 515, 3/617, 2 = 16,51\%$. Therefore, the mean value of the strength-reduction factor for B500c is recorded close to 17,50%. For BSt420, the reduction factor is recorded for the yield strength $\Delta R_p =$ 459,08 - 405,01/459,08 = 11,78% and for the tensile strength $\Delta R_m = 696,49 - 405,01/459,08 = 11,78\%$ 618,17/696,49 = 11,23%. Thus, the mean value of the strength-reduction factor of dual-face B500c steel over ferrite-pearlite BSt420 corresponds to a ratio equal to 1,52. The coincidence of the ratio of sulfide density seems accidental although the density of voids has a significant influence on the mechanical performance of material under tensile loads.
The fact of inevitable martensite corrosion damage to B500c in combination with an increased density of sulfides, which is over 50% greater than ferritepearlite BSt420, triggered the SEM implementation and investigation of B500c. Figure 5 depicts SEM photographs of the samples of non-corroded and corroded steels after 45 days in the salt spray chamber. Herein is demonstrated the role of the porosity of as-received B500c rebars. In the case of a 45-day salt spray test, a newly formed condition with serious damage on the surface but also close to the surface and on the interior part of material acts in concert with the recognition of a high density of sulfides, which seems to have noticeably increased due to the presence of chloride ions, to improve the degradation rate of the mechanical performance of material.

Gathering naturally corroded BSt420 samples in coastal structures helped obtain the results of mass loss shown in diagram (Fig. 6). The results of experimental work make it possible to assume that should B500c samples be gathered, their mass loss can be expected to reach the levels equivalent to those reported in the diagram. However, as for the reduction factor of the mechanical strength properties of dual-face steel, it would be expected to present a decrease of about 50% more than the one of BSt420.

5. Conclusions

This study examines the correlation between the sulfides existing on the surface and in the core of two different sets of reinforcing steel bars, BSt420 and B500c Tempcore. In parallel, the mechanical strength properties of steel bars were examined and compared as well as the occurrence of sulfides before and after corrosion. The experimental results showed that:

• The corrosion resistance of BSt420 grade steel is higher than that of B500c.

• B500c Tempcore presents the minimal corrosion resistance, which can be attributed to a higher recording of sulfides (at least on the external surface of 500 μ m).

• The results of mass loss of naturally corroded steel (BSt420) in structures of up to 36 years as well as the mechanical performance of dual phase steel B500c after a corresponding period in an adequate coastal environment (according to EN206, XS3) should become a major concern.

REFERENCES

1. Yu, L., François, R., Dang, V.H., L'Hostis, V., & Gagné, R. Structural Performance of RC Beams Damaged by Natural Corrosion under Sustained Loading in a Chloride Environment. Engineering Structures, 2015, Vol. 96, 30–40.

2. Williams, D.E., Kilburn, M.R., Cliff, J., & Waterhouse, G.I.N. Composition changes around sulfide inclusions in stainless steels, and implications for the initiation of pitting corrosion. Corrosion Science, 2010, Vol. 52, 3702–3716.

3. Kiessling, R. Nonmetallic Inclusions and their Effects on the Properties of Ferrous Alloys. Encyclopedia of Materials: Science and Technology, 2001, 6278–6283.

4. Temmel, C., Ingesten, N.-G., & Karlsson, B. Fatigue anisotropy in cross-rolled, hardened medium carbon steel resulting from MnS inclusions. Metallurgical and Materials Transactions A, 2006, Vol. 37, Iss. 10, 2995–3007.

5. Apostolopoulos, A., Matikas, T., Apostolopoulos, C., & Diamantogiannis, G. Pit Corrosion Examination of Bare and Embedded Steel Bar. 10th International Conference "Advanced Metallic Materials and Technology", 2013, Saint Petersburg, Russia, pp. 489–495.

6. Kappatos, V, & Apostolopoulos, C. Tensile Mechanical Properties Prediction of Reinforcing B500c Steel Bars in Coastal Structures. Materials Evaluation, 2013, 71(1), 83–89.

7. Papadopoulos, M.P., Apostolopoulos, C.A., Alexopoulos, N.D., & Pantelakis, S.G. Effect of salt spray corrosion exposure on the mechanical performance of different technical class reinforcing steel bars. Materials and Design, 2007, 28(8), 2318–2328.

8. ASTM B 117-94, Standard particle for operating Salt Spray (fog) apparatus, ASTM International, West Conshohocken, Pennsylvania, 1994.

9. ASTM G1-90, Standard Guide for Developing and Selecting Wear Tests, ASTM International, West Conshohocken, Pennsylvania, 2006.

10. ISO 15630-1, Steel for the Reinforcement and Prestressing of Concrete — Test Methods — Part 1: Reinforced Bars, Wire Rod and Wire, International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 2010.

11. Papadopoulos, M.P., Apostolopoulos, C.A., Alexopoulos, N.D., & Pantelakis, S.G. Effect of salt spray corrosion exposure on the mechanical performance of different technical class reinforcing steel bars. Materials and Design, 2007, 28(8), 2318–2328.

12. Ou, Y.C., Fan, H.D., & Nguyen, N.D. Long-term seismic performance of reinforced concrete bridges under steel reinforcement corrosion due to chloride attack. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2013, 42(14), pp. 2113–2127.

13. Apostolopoulos, C.A., & Diamantogiannis, G. Structural Integrity Problems in Dual-Phase High Ductility Steel Bar. Applied Mechanical Engineering, 2012, 2:115. doi: 10.4172/2168-9873.1000115

14. Apostolopoulos, C., Diamantogiannis, G., & Kodzhaspirov, G.E. A Micro Mechanical Study Investigating the Failure Process in Dual-Phase Ultrafine Grained B500c Steel Bar. Nanotechnologies of Functional Materials (nfm'2012), Saint Petersburg, 27-29 June, 2012, pp. 148–153.

15. Apostolopoulos, C., Diamantogiannis, G., & Apostolopoulos, A. Assessment of the mechanical behavior in dual phase steel B400C, B450C and B500B in marine environment. Journal of Materials in Civil Engineering, 2015. doi: 10.1061/(ASCE) MT.1943-5533.0001271

Alkiviadis Apostolopoulos University of Ioannina, Department of Materials Science & Engineering, postgraduate student. E-mail: prothesis.apostolopoulos@gmail.com Argyro Drakakaki Ph.D. (Engineering Science) University of Patras, Department of Mechanical Engineering & Aeronautics, mechanical engineer. E-mail: drakakaki@mech.upatras.gr George Konstantopoulos Ph.D. (Engineering Science) University of Patras, Department of Mechanical Engineering & Aeronautics, materials science engineer. E-mail: gio kost@yahoo.gr **Theodore Matikas** Dr.Sc. (Engineering Science) University of Ioannina, Department of Materials Science & Engineering, professor.

E-mail: matikas@otenet.gr

IJSI 7,2

 $\mathbf{240}$

Received 23 September 2014 Revised 21 January 2015 Accepted 8 March 2015

Corrosion of bare and embedded in concrete steel bar – impact on mechanical behavior

Alkiviadis Apostolopoulos and Theodore E. Matikas Department of Materials Science and Engineering, University of Ioannina, Ioannina, Greece

Abstract

Purpose – The purpose of this paper is to study the effects of corrosion on bare and embedded in concrete steel bars and additionally to study the impact on their mechanical behavior.

Design/methodology/approach – The mechanical properties on bare and embedded specimens of dual phase steel bar B500c were measured after tensile tests, before and after corrosion.

Findings – The results show superficial severe localized pitting corrosion of embedded specimens in contrast to bare specimens. Also recorded a significant influence of corrosion on the mechanical behavior of the embedded steel specimens in contrast to the corresponding bare specimens. The mechanical behavior of dual phase steel bar B500c, due to chloride induced corrosion, seems to be significantly influenced by the existence of local interactions and the intense of external pit depths of different inclusions (MnS and the FeS, etc.) close to the outer surface.

Social implications – The corrosion of concrete reinforcing steel, is the most common reason of "premature" degradation of structures in environments with chlorides. This creates justified concern in societies which exist in areas with particularly high seismicity such as the wider Mediterranean region. A large part of the structures in these countries are exposed to marine exposure conditions.

Originality/value – The originality in this paper is the research on bare and embedded specimens and the comparison between them and additionally are presented SEM and EDX analysis with interesting findings.

Keywords Mechanical properties, Chloride induced corrosion, Corrosion of steel bar, Pit depth, Pit depth and mass loss, Pitting corrosion

Paper type Research paper

Introduction

The corrosion of the rebars is a reason of "premature" degradation of structures in chlorided environment. This creates justified concern in societies in which there is a high level of seismicity such as the Mediterranean region. A large part of structures in these regions are highly exposed to marine conditions.

To this day, many casualties and enormous economic loss were resulted in earthquakes. After that, the scientific community paid closer attention to the seismic capability of building structures. One factor which can lead to catastrophic collapse, during an earthquake, is the fracture of the steel bar.

As a result, great importance was given to the systematic study of the mechanical upgrade of steel bar. To deal with such a challenge, before approximately 15 years, in the European Union was introduced one more economical production process which is known as "quenched and self-tempered" such as steel with high ductility B500c. This process achieved two things, first to reduce the production cost and second to increase the mechanical performance of steel bar by forming a hard exterior skin of self-tempered martensite. The strength of RC structures greatly depends on the bond between the rebars and the concrete. Many studies have revealed that corrosion existence reduces bonding between the rebars and the concrete.



International Journal of Structural Integrity Vol. 7 No. 2, 2016 pp. 240-259 © Emerald Group Publishing Limited 1757-9864 DOI 10.1108/IJSI-09-2014-0047 It is known that carbon steel bar embedded in concrete is passive to corrosive action by forming a thin layer of hydroxides due to the concrete alkalinity. In these cases, the presence of aggressive chloride ions destroys the passive film on reinforcing bar and as a result the corrosion rate becomes significant (Valcarce and Vazquez, 2009). At the same time the constant increasing emissions of CO_2 in the atmosphere reacts with the alkaline compounds of concrete which leads to pH decrease and consequent loss of passivity of the rebar (Ghods *et al.*, 2010; Ormellese *et al.*, 2006).

Porosity and cracks are the main factors that affect negatively the concrete quality, as their existence exacerbates the corrosion phenomena on rebars (ACI 318, 2011; Win *et al.*, 2004; MTO, SSP 904S13, 1995; Rostam, 2003).

However, these factors can be controlled by specific parameters associated with the composition of concrete and its maintenance (Ramezanianpour and Malhotra, 1995; Ballim, 1993; El-Sakhawy *et al.*, 1999).

Despite the fact that EN 1504 standard (BS EN 1504-5, 2013, British Standard) is valid in all European Union countries and provides all the necessary actions to restore and strength of structures, societies do not follow exactly the EN 1504 standard; first, due to lack of information and second due to the economical problems which exist.

Nowadays, non-destructive methods are applied for the monitoring and the evaluation of corrosive effects in RC structures. During the past decades, some non-destructive methods have been developed. Useful and very promising measurements are made with electrochemical methods such as: potential mapping, corrosion rate measurement, etc. Despite the fact that the non-destructive methods are used widely, they are still in stage of development.

Half-cell potential mapping is a simple and widely used technique for the on-site evaluation of corrosion risk in RC structures. ASTM C876-9 proposes a correlation between half-cell potential values and corrosive activity. However, several studies highlighted that various parameters can modify these absolute potential values without expressing a modification of the corrosion degree on steel surface (Ryell *et al.*, 1999; Francois and Arliguie, 1999).

For example, half-cell potential value can be affected by the chemistry of the water in the pores of concrete at the steel-concrete interface, regardless of any corrosion activity. These often lead to misinterpretation of half-cell potential measurements in RC structures (Poursaee and Hansson, 2008).

The non-destructive methods are unable to detect the localized damage of steel such as pit corrosion. Localized corrosion of steel bar is a very common situation in coastal areas and in many industrial regions. Chloride-containing solutions usually play a crucial role in pitting initiation. To this day, many attempts have been made to explain the pitting initiation of steel in chloride-containing solutions (Kolotyrkin and Popov, 1982; Strehblow, 1995; Apostolopoulos *et al.*, 2013).

Relatively limited work is identified with the corrosion effect of bare and embedded specimens and the issue of comparison between the mechanical properties and the investigation of depth of pit corrosion. The study of Stewart and Al-Harthy (2008) presents an interesting research of pitting corrosion and structural reliability of RC structures with experimental data and probabilistic analysis. Similar results are presented in Apostolopoulos *et al.* (2013) study.

The detrimental effect of corrosion on the service life of RC structures has implied the development of various research projects on the description of electrochemical processes in reinforcing bars, simulation of corrosion conditions, mechanical consequences, monitoring tools, etc. (Andrade *et al.*, 2001; Moreno *et al.*, 2004; RILEM, 2003, 2004; Law *et al.*, 2004).

In general, studies with RC structures which are exposed to natural environment are limited, most of them are based on laboratory tests. These tests are essential for improving the understanding of the corrosion mechanisms on RC structures.

Recently it was demonstrated that steel bars which are subjected to laboratory salt spray corrosion tests may suffer from a loss of strength properties compared to mass loss, a relatively modest loss of strength but a significant loss of ductility (Apostolopoulos, 2009; Apostolopoulos and Papadakis, 2008; Cairns *et al.*, 2005; Du *et al.*, 2005a, b; Lee and Cho, 2009).

It is commonly accepted that corrosion of steel is directly linked to mass loss. Additionally, corrosion products iron oxides on steel, which occupy a larger volume than the lost material did. Consequence of the above is the spalling of coating of concrete, the drop of resistance properties and yield stress (R_p) , drop of maximum strength (R_m) and dramatic drop in ductility properties such as the limit of uniform elongation (A_p) and energy density (U).

Experimental study (Papadopoulos *et al.*, 2011) presents a correlation factor between the natural corrosion and accelerated salt spray corrosion based on mass loss, mechanical properties of rebars and the corrosion exposure time. This correlation is: one day in accelerated salt spray corrosion corresponds (on average) to 79 days in the natural corrosion.

In general, has not been found a correlation factor, like the above, between bare and embedded in concrete steel bars.

The experimental work (Apostolopoulos *et al.*, 2013) was carried out in reinforced concrete specimens and in bare specimens, with steel type B500c, in salt spray corrosion. The experimental corrosion effects in both bare and embedded in concrete specimens are presented so as to investigate the depth of pit corrosion. According to the results, the drop of mechanical properties of embedded specimens was greater than the corresponding of bare specimens for the same level of mass loss. This paper is the continuation of Apostolopoulos *et al.* (2013) study.

In this paper, several characteristics and parameters were measured and recorded, by tests, SEM and EDX, such as the size and range of crack in concrete, the half-cell potential values, pit depth of steel and the mechanical properties of steel, to both groups of bare and embedded specimens of dual phase steel tempcore B500c steel. The main aim of this laboratory program, of accelerated salt spray corrosion, is the observation of the degradation of embedded and bare steel specimens under corrosive action.

Experimental procedure

For the purpose of simulating the natural corrosion in coastal sites, 60 specimens (30 bare steel specimens and 30 steel specimens embedded in concrete) were exposed to the corrosive environment in a laboratory salt spray chamber for time periods of 10, 20, 30, 45, 60 and 90 days. A fog of salt spray testing environment was maintained, with eight daily wet/dry cycles in accordance to ASTM Standard B117 (2003). The type of steel specimens was B500c and their nominal diameter 10 mm. Steel bars were delivered from Greek industrial, in ribbed bars form. The solution of salt spray environment was 5 percent NaCl and its pH range 6.5-7.2. The temperature inside the salt spray chamber was maintained at 35° C (+1.1-1.7)°C.

Tensile tests were carried out at the whole number of specimens according to ISO/ FDIS 15630-1 (2002). Each bar had been cut to the tensile testing length of 520 mm. The tensile tests were carried out on a servo-hydraulic MTS 250KN universal testing machine. In these tests were evaluated the yield stress R_{p} , tensile strength R_{m} , elongation to tensile strength A_{gt} and energy density U. At eight specimens, which were embedded in concrete for corrosion exposure time of 90 days, were evaluated certain characteristics values such as, width of cracks, pH and chloride concentration in the concrete and also carried out measurements of half-cell values and a potential mapping was created.

The steel bars embedded in concrete were put in cylindrical plastic tubes (used as concrete molds), with an internal diameter of 30 mm and a total height of 520 mm. The concrete C16/20 class which was used, was prepared with CEM IV cement type (according to EN 197) and cement mix with a water/cement ratio (W/C) of 0.6. The concrete class C16/20 and coverage 10 mm were chosen for two reasons: first, to gain quickly the effects of corrosion on steel; and second, to simulate the majority of the building stock of Mediterranean countries that was used the same concrete class B225 (C16/20) for many years.

In this study the experimental effects of corrosion in both bare and embedded specimens are presented first, to investigate the mechanical behavior of steel corroded specimens (bare and embedded) and second to show the maximum depth of pit corrosion at various times.

In order to examine the influence of the salt spray corrosion and the surface thickness variation of the steel specimens were cut and prepared in cross-sections. In these cross-sections of concrete steel specimen took place monitoring of the interface between two materials with the aid of SEM and EDX. Martensitic layer appears to be higher in the location of the ribs and lower between them. The preparation included sectioning, resin immersion, grinding and polishing. Nital was used for the chemical etching. A cross-section of a 10 mm nominal diameter steel bar was prepared, where the high hardness martensite constituent is followed by a softer bainite layer and a ferrite-pearlite layer. Furthermore, corrosion products and the new situation in the outer surface of steel B500c tempcore were identified.

A day after their creation, specimens embedded in concrete, were removed from the plastic tubes and stored for 28 days. Then, specimens were placed in the laboratory salt spray exposure chamber for various times. Additionally to the embedded specimens in the salt spray chamber were placed bare steel specimens for various times. The effects of corrosion on the surface of a bare and embedded specimen after exposure to laboratory salt spray environment are shown in Plates 1 and 2.





Plate 1. Corroded "bare" specimen after 60 exposure days, with mass loss 8.20 percent

Plate 2. Corroded "embedded" specimen after 60 exposure days, with mass loss 2.80 percent

Concrete

steel bar

After the end of each exposure period, the surrounding concrete of steel specimen was crushed so as the corroded steel bar to be revealed. At the next step, the formed oxide layer was removed from the surface of bare and embedded specimens, according to the ASTM Standard G1 (2011) specification. Specimens were weighed again and prepared for measurements. Furthermore, corrosion products and the new situation in the outer surface of steel B500c tempcore were identified.

Digital image analysis and an optical microscope were used to evaluate the geometrical features of pits, such as size (depth, area and pit form). An image analysis software was used to estimate the pit area.

All mechanical tests were conducted at room temperature using an Instron servohydraulic testing system with a constant elongation rate of 2 mm/min. The tensile tests are intended to provide information on: first, the measurements of basic mechanical properties, strength and ductility, vs time of exposure, of embedded and bare specimens; and second, the comparative study between the two test groups in relation to the reported mass loss due to corrosion.

Results

Measurements on concrete

After the corrosive procedure of eight embedded specimens for 90 days, on the concrete surface were caused elongated cracks, the breadth and length of which were measured. For mapping the cracks on the concrete surface, were measured the width of cracks in five distinct regions (10 cm length each one, I, II, III, IV, V). In Table I, the maximum values of the range of surface cracks and the corresponding location along of each specimen separately are shown.

According to the second law of Fick, the diffusion rate (of chlorides), the absence of crack in concrete depends on the concrete class, the cement type, the water-cement ratio and the degree of preservation after concrete casting.

For each different combination of these parameters, there are different conditions and therefore different input rate of chlorides.

The cracks on the surface of concrete, allows the easy entry of external aggressive factors (Cl-, water, oxygen) and as a result, the validity of this law of diffusion in this case is deficient. In Seung Jun Kwon *et al.* (2009) study, based on analytical equations, is presented a modified diffusion coefficient in concrete as a function of the width of each surface crack.

| Distance from the start point of the specimen Specimen code | 0-10 (cm) I Crack width (mm) | 10-20 (cm) II Crack width (mm) | 20-30 (cm) III Crack width (mm) | 30-40 (cm) IV Crack width (mm) | 40-50 (cm) V Crack width (mm) | Mean value of crack (mm) Crack width (mm) |
|--|------------------------------------|---|--|---|--|---|
| 1e | 0.25 | 0.10 | 0.10 | 0.20 | 0.20 | 0.17 |
| 2e | 0.30 | 0.40 | 0.45 | 0.35 | 0.40 | 0.38 |
| 3e | 0.10 | 0.15 | 0.20 | 0.35 | 0.25 | 0.21 |
| 4e | 0.15 | 0.15 | 0.20 | 0.10 | 0.15 | 0.15 |
| 5e | 0.25 | 0.15 | 0.50 | 0.40 | 0.35 | 0.33 |
| 6e | 0.25 | 0.35 | 0.30 | 0.40 | 0.35 | 0.33 |
| 7e | 0.30 | 0.40 | 0.50 | 0.45 | 0.15 | 0.36 |
| 8e | 0.25 | 0.40 | 0.55 | 0.35 | 0.20 | 0.35 |

IJSI 7,2

Table I. Cracks along the specimens on the concrete surface after 90 days to corrosion The concrete class and the content of cement which were selected to this study, lead to diffusion coefficient (in the non-cracked) about $Dm = 2.07 \text{ (m}^2\text{/s}) \times 10^{-12}$ (Kwon steel bar *et al.*, 2009).

The diffusion coefficient of chloride in concrete (D(w)), when there is surface cracking, is calculated from the following mathematical expression:

 $D(w) = f(w) \times D(m)$, $\nabla \pi ov$: D(w): diffusion coefficient in the presence of crack. f(w): coefficient of cracking, $f(w) = (31.61 \times w^2 + 4.73 \times w + 1)$, w: width of crack ≥ 0.1 mm.

Table II was made based on these equations and the values of Table I. Table II presents the estimated diffusion coefficient in each separate position.

From the measurement of chlorides in the whole number of reinforced concrete specimens, it was found a dramatic overrun of the maximum conventional limit of chlorides (1.2 kg/m³) which is set by EN 206.

Table II presents many values of diffusion coefficient for cracked specimens. Some values are 14 time larger than there is at non-cracked specimens (*Dm*). As a result, when there are cracks, a faster rate of chloride diffusion is expected.

Half-cell potential

The half-cell potential measurements have been made at eight specimens, which were embedded in concrete for corrosion exposure time of 90 days. These specimens were corroded at fixed environmental conditions (eight wet/dry cycles per day, pH values between 6.5 and 7.2, temperature inside chamber at 35° C (+1.1-1.7)°C and solution 5 percent NaCl). Figure 1 shows the results of half-cell potential measurements along the specimen. Figure 2 shows the results of crack width measurements along the specimen for 90 days of corrosion. Figure 3 shows the correlation between half-cell potential measurements and the corresponding crack width of concrete.

Mass loss

The test program of artificial corrosion in salt spray, included six tests for different periods of exposure (10, 20, 30, 45, 60 and 90 days). Totally, 60 specimens were used (30 bare and 30 embedded specimens). After these tests, the specimens were cleaned in accordance to ASTM G1 and maintained in cooling, away from humidity. Specimens were weighed again and their final mass compared to the corresponding initial mass in

| Distance from the start point of the specimen Specimen code | 0-10 (cm) I D(w) (m/s ²) | 10-20 (cm) II <i>D</i> (<i>w</i>) (m/s ²) | 20-30 (cm) III <i>D</i> (<i>w</i>) (m/s ²) | 30-40 (cm) IV <i>D</i> (<i>w</i>) (m/s ²) | 40-50 (cm) V <i>D(w)</i> (m/s ²) | |
|---|---|--|---|--|---|-----------------------|
| 1e | 8.61E-12 | 3.70E-12 | 3.70E-12 | 6.65E-12 | 6.65E-12 | |
| 2e | 10.90E-12 | 16.46E-12 | 19.73E-12 | 13.51E-12 | 16.46E-12 | |
| 3e | 3.70E-12 | 5.01E-12 | 6.65E-12 | 13.51E-12 | 8.61E-12 | |
| 4e | 5.01E-12 | 5.01E-12 | 6.65E-12 | 3.70E-12 | 5.01E-12 | |
| 5e | 8.61E-12 | 5.01E-12 | 23.32E-12 | 16.46E-12 | 13.51E-12 | Table II. |
| 6e | 8.61E-12 | 13.51E-12 | 10.90E-12 | 16.46E-12 | 13.51E-12 | Calculation of the |
| 7e | 10.90E-12 | 16.46E-12 | 23.32E-12 | 19.73E-12 | 5.01E-12 | diffusion coefficient |
| 8e | 8.61E-12 | 16.46E-12 | 27.25E-12 | 13.51E-12 | 6.65E-12 | in cracked concrete |

IJSI 7,2

246

Figure 1. Measurements of half-cell potential values along the concrete specimens after 90 days of corrosion

Figure 2. Distribution of crack width along the embedded specimens after 90 days corrosion

Figure 3. Correlation between

the distribution of half-cell potential values of corroded steel for mass loss 4.06 percent and crack width in concrete, after 90 days corrosion



order to evaluate the mass loss due to corrosion exposure. Table III shows the average values of mass loss of bare and embedded specimens. The mass loss percentage Δ_m is defined in the following equation:

$$\Delta_m = \frac{m_0 - m_c}{m_0} \times 100\%$$
 (1)

where m_0 is the mass of non-corroded specimen and m_c is the reduced mass of the corroded specimen.

Measurements on steel bar

Pit examination

Examination of pits includes the next steps: Plate 3 and Figure 4, shows the bare and embedded specimens after cleaning (removing the products of corrosion and the concrete from the steel bar after accelerated corrosion tests). The area in green cycle is not yet corroded while in the red cycle spots there is localized corrosion and severe pitting. Plate 3 shows a typical view of corroded bare specimen. As it is shown between the two groups of steel bar, embedded specimens present more intense pits. Plate 4 presents a typical pit of an embedded specimen.

The first stage of the pitting process is related to the breakdown of the protecting passive oxide, the local conditions, the existence of specific factors such as thickness of oxides and also the chemical stability at the oxide-solution interface. The mechanisms which take place at the first stage of pitting have been proposed in Patrik Schmutz (2013) study.

| Exposure time | Mass loss of bare (%) | Mass loss of embedded (%) | |
|---------------|-----------------------|---------------------------|-------------------|
| 10 days | 0.50 | 0.20 | |
| 20 days | 1.80 | 0.80 | Table III. |
| 30 days | 2.60 | 1.65 | The mean value of |
| 45 days | 5.50 | 2.18 | mass loss of bare |
| 60 days | 8.20 | 2.80 | and embedded |
| 90 days | 11.80 | 4.06 | specimens |



Note: Bare specimen with mass loss 8.20 percent



Notes: Embedded specimen with mass loss 4.06 percent. Green cycle: non corroded area and red cycle: spots of localized corrosion that leads to severe pit corrosion

Plate 3. B500C Φ10

Figure 4. B500C Φ10

247

IJSI 7,2



Plate 4. A pit of an embedded specimen



The selected points of pitting show initially depths from 20 to 25 and 30 μ m. Despite the difficulties of monitoring pits at their initial point, the conclusions lead to the opinion that generally many distinct possible scenarios of pit evolution occur. One way is by increasing the pit surface or maximum pit depth or with a combination of these two, with contemporary increase of the maximum pit depth and its surface as it is shown in Figure 5. In addition to these, a connection between neighboring pitting is observed. When two pits are closed, there is a possibility to be extended to a larger one. Pits are located to regions with high-stress concentration. These effects are evolving according to the local circumstances, the critical pit depth, the type of oxides which are produced and, etc. These conclusions are in agreement with Patrik Schmutz (2013), Nelson Silva (2013) and A. Turnbull *et al.* (2006) studies.

After monitoring and measuring the pit depth of specimens, we are able to express the view that the type of corrosion of bare specimens is similar to the Figure 5(b) and second to the Figure 5(a). In contrast, the type of corrosion of the embedded specimens is similar to Figure 5(c) and second to the Figure 5(a). From a macroscopic point of view, corrosion of bare specimens can be called uniform contrary to the type of corrosion of embedded specimens which is characterized with intense pitting.

As it can be seen in Figure 6, just from the early days of corrosion, pit depth of embedded specimens is significantly higher than the corresponding pit depth of bare specimens. In Figure 6 the maximum pit depths are presented. Values greater than $100 \,\mu\text{m}$ for embedded specimens and greater than $40 \,\mu\text{m}$ for bare specimens are chosen to be presented.

The values of maximum pit depth for each period of corrosion refer to five random specimens from each group (embedded and bare) for 20, 30, 45, 60 and 90 days of



Notes: (a) Increase of depth and surface of the pit; (b) increase of the surface of the pit; (c) increase of pit depth

Figure 5. Schematic illustration of a possible evolution of pits



corrosion. Each specimen was divided into five distinct regions (I, II, III, IV, V), 10 cm length each one. In Figure 6 the diagram of maximum pit depth vs mass loss is presented.

In Figure 7 the typical images from image J analysis of pits are presented. It is obvious that the most commonly occurring type of pitting on bare corroded specimens is a wide, shallow and elliptical shape. In embedded specimens dominates the vertical shape.

Mechanical properties of steel bar

Table IV presents the results of the mechanical properties of the two groups of specimens and the corresponding mass loss of steel B500c because of accelerated salt spray corrosion. Table IV shows the mechanical properties of yield stress and uniform elongation of B500c for bare specimens after 60 days time of exposure and for embedded specimens after 20 and 90 days time of exposure. The mechanical properties of yield stress and uniform elongation of B500c, are both extremely significant parameters in designing structures of reinforced concrete (as defined by Eurocode 2).

According to EC 2, steel type B500c is intended for structures which exist in seismogenic areas. B500c is characterized as steel with high ductility and strictly minimum values of acceptance for yield strength R_p (MPa). Additionally, it presents limit of 500 MPa and the same occurs for the limit of its uniform elongation A_{gf} (percent) to 7.50 percent and for the R_m/R_p rate which is between the following values, $1.15 < R_m/R_p < 1.35$.

Measurements of mechanical performance of non-corroded B500c steel bar, show a value of yield stress, $R_p = 529$ MPa and uniform elongation $A_{gt} = 12.80$ percent. Based on these properties, measurements of mechanical properties of specimens after certain periods of exposure to corrosive environment were conducted. The results analysis shows that the drop in ductility properties of embedded specimens corresponds to bare specimens with double mass loss. The dramatic drop of ductility properties can initially be explained by the values which are shown in Figure 6.

SEM, EDX

A research was conducted, with SEM and EDX, on specimens with section $\Phi 10$ of B500c steel, before and after various levels of salt spray corrosion. In both non-corroded and corroded specimens of B500c steel bar with high ductility, areas of MnS



250





| Figure 7. Typical view of pitting on (a) bare and (b) embedded | - |
|---|---|
| (b) embedded specimen | |
| | |

| Specin | nen | Rp (MPa) | Agt (%) | Mass loss (%) | Specir | nen | Rp (MPa) | Agt (%) | Mass loss (%) | Specir | nen | Rp (MPa) | Agt (%) | Mass loss (%) | |
|--------|------|-------------|------------|---------------------|--------|------|-------------|------------|---------------------|--------|------|-------------|------------|---------------------|---|
| | 1b | 503.5 | 7.80 | 7.35 | _ | 11e | 521 | 11.45 | 0.81 | | 21e | 508 | 7.05 | 3.50 | Ī |
| ays) | 2b | 500.6 | 8.10 | 8.95 | (Days) | 12e | 515 | 11.05 | 0.76 | (Days) | 22e | 492 | 8.38 | 4.90 | 2 |
| (60 D | 3b | 484.4 | 7.95 | 9.20 | ed (20 | 13e | 517 | 9.20 | 0.78 | ed (90 | 23e | 515.5 | 7.60 | 3.65 | |
| Bare | 4b | 482.3 | 8.10 | 8.40 | mbedd | 14e | 512 | 11.70 | 0.96 | mbedd | 24e | 505 | 7.40 | 4.30 | |
| | 5b | 471.5 | 7.60 | 7.10 | ш | 15e | 531 | 10.40 | 0.68 | ш | 25e | 502 | 7.30 | 3.95 | |
| Mean v | alue | 488.5 | 7.91 | 8.20 | Mean v | alue | 519.2 | 10.76 | 0.80 | Mean v | alue | 504.5 | 7.54 | 4.06 | |

Table IV.Results formechanicalproperties of bareand embeddedspecimens fordifferent exposuretimes of corrosion

Note: Numbers in red color are referred to drop under the minimum limits of EC 2

compounds were identified which, with the coexistence of other voids, constitute regions with degradation of consistency of steel material.

The MnS in non-corroded specimen was found with a maximum size of approximately $2 \mu m$, in contrast to the corroded embedded specimens (60 days, mass loss = 2.80 percent) in which their size exceeded the value of $12 \mu m$. The scattered MnS compounds and other impurities appear to be positioned at a distance between 10 and 3,500 μm from the surface and additionally more attention was given to MnS which is located in the hard martensite zone.

Plate 5 shows the SEM-EDX device and a cross-section of corroded specimen embedded in concrete, after 60 days exposed to chloride environment which was solidified with resin, for the elaboration procedure. Figure 8 shows the SEM images and elemental mapping (a) and (b) where the MnS compounds are distinguished by bright colors on the reinforcing steel surface after exposure to the corrosion, for mass loss 2.80 percent at pH = 6.5-7.5. In Figures high-density segregation of impurities which is close to the surface is distinguished. The impurities have been recognized via EDX to be Si and MnS (Si = dark color, MnS = gray color in EBSD). Figure 8(c)-(e) shows the existence of MnS (figures with red and yellow) at a distance of 350 μ m from the external surface.

Figure 9 shows that the steel-concrete interface is occupied completely with corrosion products and this fully justifies the loss of connection between concrete and steel (bonding loss). Also it shows the degradation of cross-area of steel bar for 2.80 percent mass loss due to the exposure to chloride environment in which occurs strong damage due to the rapid deterioration of MnS areas with the risk of being joined with other surface pits (Rusteel Project, 2009-2012). This specific deterioration of MnS areas is adequately justified from the Webb *et al.* (2001) study in which is claimed 7that the pitting susceptibility of MnS inclusions in chloride-containing solutions is attributed to a preferential adsorption of chloride ions at these inclusions, which results in the chemical or electrochemical dissolution of MnS inclusions when the reinforcing steel is at a resting half-cell potential.



Plate 5. A view of SEM-EDX device and a cross sectional of reinforcement corroded specimen B500c

Concrete steel bar



Figure 8. High-density segregation of impurities close to the surface $(350 \,\mu\text{m})$ of corroded steel bar (2.80 percent mass loss)

Discussion

It is known that both oxygen and water when exist at the cathode, they contribute to propagation of chloride corrosion (Papadakis, 2000; Shi *et al.*, 2012). Despite the fact that in many studies chloride transport in concrete has been modeled using Fick's second law of diffusion, at many times there has not been taken into account the cracks interaction with the chloride diffusion.

It is also known that severe pitting corrosion exists even at low rates of O_2 (Ozbolt *et al.*, 2010). In this way it can take place severe corrosive effect without warning signs of corrosion stains on the outer surface of the concrete.

ACI 318 is a code of concrete structural design which takes seriously into account the existence cracks based on the fact that it is almost impossible to produce concrete without cracks.

Surface cracking due to corrosion of RC structures has been investigated by many researchers. Corrosion products press the reinforcing bar and this leads to the development of tensile stress in the concrete. In this way the cracking of surface begins. When corrosion is aggravated, cracks start to appear on the outer surface along the rebar and then the entry of aggressive factors (Cl-, oxygen and

water) to the steel becomes easier, without the restrictions and the complex rules of law of diffusion.

After the above, the passive protection of the rebar has been lost, corrosion of reinforcing bar exists and this leads to rapid decline of the mechanical properties of steel bar (Cobo *et al.*, 2011; Apostolopoulos *et al.*, 2006; Apostolopoulos, 2007).

From Table II, it appears that the variability of crack width along the same specimen is an important reason that in the same specimen the diffusion coefficient varies from point to point up to six or seven times. The results show high levels of chloride diffusion in concrete specimens and this seems to be in relation to the high levels of half-potential values (Figures 1 and 2) or to point-intense mass loss of steel bar.

Observing the corroded specimens, there were two stages of cracking process. The first stage, of a few days period, with the initial cracks and the second stage, where most cracks grew gradually until they reached 0.55 mm.

Furthermore, it is important to mention that a reliable correlation between the degree of corrosion and the crack width is not possible. Measurements presented α scatter on these characteristics. This is probably due to non-uniform corrosion on the surface of rebar. Localized corrosion affects greatly to the extent of damage of corrosion and has shorter impact on the average crack width. Another possible reason may be that the increase of the width of the surface crack is affected by other cracks which occur inside the concrete.

Figures 1 and 2 show that the half-cell potential and width of crack values are in agreement to the small width of crack which corresponds to low values of half-cell potential. Figure 3 shows a linear correlation between half-cell potential values and width of surface cracks in concrete up to the value of 0.5 mm crack width. On the basis of these results, small widths of crack 0.1-0.15 mm on specimens correspond at half-cell potential values up to-400 mV which according to ASTM C876-9 denote that corrosive action exists. A prediction which can be expressed is that small widths of crack (0.1-0.2 mm) in structural elements of RC structures in salt spray environment can become critical for the useful life of the building and its structural integrity.

Mass loss

According to Table III, bare specimens, which were corroded in a salt spray chamber for a period of 90 days, present 11.80 percent mass loss. Embedded specimens present 4.06 percent mass loss for the same exposure period (90 days). Certainly, with higher concrete quality would be expected a lower mass loss of embedded specimens.

Pit

Pit measurements carried out along all the reinforcing bars from the early days of corrosion in order to research the pitting on surface of bare and embedded specimens.

Plate 3 and Figure 4 show that pitting corrosion is evident on both types of specimens. Corrosion attack begins at ribs of rebar and extend to the outer surface of rebar between the ribs.

After cleaning the specimens, maximum pit depth was measured stereoscopically. At the same time in order to compare the results, stereoscopic images were taken at the locations of the pits, (using a 35 mm magnification lens) converted to eight-bit gray-scale and normalized using special filter algorithms in order to bring the resolution and the lighting conditions to a common level according to the technique that was followed in C. Apostolopoulos *et al.* (2013) study. Figure 6 is based on results of 720 measurements.

Figure 6 shows that the embedded specimens generate greater pit depths. As it can be seen just from the early days of corrosion, pit depth of embedded specimens is significantly in a higher level than the corresponding of bare specimens.

In particular, from the initial days with mass loss 0.80 percent on embedded specimens the maximum pit depth reaches high values as 0.64 mm. On the contrary, on the bare specimens for over of three times higher mass loss (2.60 percent), maximum pit depth is only 0.135 mm. Bare specimens with 11.80 percent mass loss have 0.335 mm maximum pit depth. A testimonial of the aggression of corrosive action on embedded specimens are the pictures in Figure 7 where the main type of pitting is vertical type in contrast to bare specimens in which pitting has milder form. The influence of corrosive action of chloride ions on the steel bars depends on the source that they come from. In bare specimens are first derived from CaCl₂ compounds (because of concrete) and after the extend of the cracks in the concrete are derived from NaCl. According to Jinxia Xu *et al.* (2011) study, the above version leads to pH changes. Bare specimens present higher levels of pH values compared to the embedded specimens. Additionally, embedded specimens have an increase in corrosion current density.

These results indicate that the corrosion process on the embedded steel bars is more severe than on bare rebars, probably due to a deeper and more extended pitting progress.

IJSI

7.2

254

After the above, the general view can be expressed that in the embedded specimens is expected a higher concentration of mechanical stresses, for the same values of mass loss of bare specimens, due to the surrounding concrete cover. Indicative of the different corrosion damage in bare and embedded specimens are the Plate 3, Figures 4 and 7.

Similar conclusions about the adverse effects on embedded specimens as compared to bare specimens, incurred in C. Apostolopoulos *et al.* (2013) study.

In any case, it is interesting to examine the evolution of pitting with experiments for longer periods of corrosion exposure time.

Mechanical properties

Table IV shows that for 8.20 percent mass loss of bare specimens drop of the yield value was 7.65 percent (approximately equivalent to the mass loss) were calculated (as the ratio of the corresponding load capacity, divided by the initial, non-corroded, cross-section of the steel bars). The drop of the uniform elongation was 38.20 percent. In contrast, for 0.80 percent mass loss of the embedded specimens the drop of the yield value recorded (more than twice) 1.85 percent of the corresponding mass loss and also the value of uniform elongation measured close to 16 percent. In the group of embedded specimens for mass loss 4.06 percent, the drop of the yield limit measured in approximately 4.6 percent while the drop of the value of uniform elongation recorded at about 41 percent.

The most striking point of this analysis is the percentage reduction of uniform elongation as well as was increased significantly with time of exposure to salt spray chamber and is much higher than the corresponding percentage drop in yield strength and mass loss. The above results are relative to the results of C. Apostolopoulos *et al.* (2013) study.

The values of some specimens for R_p and A_{gt} were under or equivalent to the minimum that EC 2 requires ($R_p = 500$ MPa, $A_{gt} = 7.50$ percent). From the analysis of the results, indicates that the drop in ductility properties of embedded specimens corresponds to bare specimens with double mass loss. The different drop rate of ductility properties can initially be explained from the measured values of the maximum pit depth of the specimens (embedded-bare) as it is shown in Figure 6 and second due to the localized drop along the corroded specimens.

Similar issues of changes in cross-section diameter of rebars were investigated by other researchers in Cairns *et al.* (2005) and Du *et al.* (2005a, b) studies.

Program (DuraCrete, 2000) shows that a value of 0.3 mm crack width (from corrosive activity) is one of the criteria of service life of corroded RC structures. This value was observed at the same time for various beams which used in the program. Based on the findings of this research could be argued that: The surface crack width of 0.3 mm at low-strength concrete C16/20 as a criterion for end of service life of corroded RC structures just seems to be set for a new discussion.

MnS

According to R. Avci *et al.* (2013) study, during the manufacturing of carbon steel, in metallurgical processes, manganese is introduced into Fe (at a ratio of Mn to S of > 4) in order to scavenge the undesirable S impurities. Sulfur impurities are prone to forming FeS inclusions, which give rise to serious problems. The presence of MnS phases and FeS in steel rebar make the material highly susceptible to corrosion (and localized corrosion phenomena) due to the presence of chloride ions (Wranglen, 1969, 1974).

Concrete steel bar Figure 8 presents a high-density segregation of impurities close to the surface (distance $350 \,\mu\text{m}$) of non-corroded steel bar many of which are MnS impurities. Figure 6 shows that on surface, immediately with the initial measurements of mass loss on embedded specimens, the depth of a large number of recorded pits is deeper than the regions that MnS inclusion exists (Figure 8).

Because of the fact that chlorides prefer to adsorb and accumulate at the MnS inclusions, it took place an increase of volume of MnS (Webb *et al.*, 2001). MnS areas play a leading role in the initial stages of internal corrosion of the steel bars. From Figures 8 and 9 and also from Apostolopoulos *et al.* (2013) and Rusteel Project (2009-2012) studies, it is obvious that critical side effects in terms of mechanical properties in sub-surface material dissolution create severe internal stress concentration.

The gradual volume increase of MnS compounds and FeS impurities which exist close to the external surface of steel bar, are accounted as areas without mechanical strength during the mechanical stress of rebars, however, develop severe internal stress concentrations creating conditions of interaction with other pits in the same position. After these, it is obvious that the different drop in ductility properties, between bare and embedded specimens, can be explained from the different pit depths. Attempting to evaluate the mechanical properties of embedded specimens as a function of the degree of reinforcement corrosion using the material constitutive laws of the study (Lee and Cho, 2009) failed to approach the results of mechanical properties (R_p and A_{gt}) of Table IV. One possible reason may be the coexistence inclusions and other external strong corrosion pits which measured and presented in present study.

Conclusions

In the current study are evaluated and presented the effects of the chloride induced corrosion on bare and embedded in concrete specimens of a dual phase $\Phi 10$ B500c steel bar, which were exposed to laboratory salt spray.

The specimens embedded in concrete present stronger superficial severe localized pitting corrosion in contrast to the bare specimens. That phenomenon was greater when the two groups of specimens were compared for the same mass loss. The corrosive action had a similar impact on the mechanical properties of the two groups of steel but for the same mass loss rate the embedded specimens presented greater drop of all mechanical properties.

The detection of areas on steel bar with MnS inclusions inside the martensitic zone and the fact that chloride prefers to be adsorbed and accumulate at the MnS inclusions constitute a serious reason of starting of internal corrosion of steel bar. The chloride induced corrosion presents a strong influence on mechanical performance of dual phase B500c steel bar because of the coexistence of external pits and the local interactions of various inclusions (MnS and the FeS) near the outer surface.

In conclusion, the dramatic decline in uniform elongation of embedded specimens can be justified by the followings.

First, that there was produced more severe pitting corrosion in terms of pit depth in embedded specimens compared to the bare specimens.

Second, to the combination of intense pitting with the rapid expansion of MnS areas with the simultaneous presence of chlorides. Also we must not ignore the specific characteristics of triple phase structure of B500c steel.

References

- ACI 318 (2011), "Building code requirements for structural concrete", American Concrete Institute, Farmington Hills, MI.
- Andrade, C., Keddam, M., Novoa, X.R., Perez, M.C., Rangel, C.M. and Takenouti, H. (2001), "Electrochemical behaviour of steel rebars in concrete: influence of environmental factors and cement chemistry", *Electrochimica Acta*, Vol. 46 Nos 24-25, pp. 3905-3912.
- Apostolopoulos, A., Matikas, T., Apostolopoulos, C. and Diamantogiannis, G. (2013), "Pit corrosion examination of bare and embedded steel bar", 10th International Scientific and Technical Conference, Advanced Metal Materials and Technologies (AMMT'2013), Saint Petresburg, June 25-29, pp. 489-495.
- Apostolopoulos, C., Demis, S. and Papadakis, V. (2013), "Chloride-induced corrosion of steel reinforcement – mechanical performance and pit depth analysis", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 38, January, pp. 139-146.
- Apostolopoulos, C.A. (2007), "Mechanical behavior of corroded reinforcing steel bars S500s tempcore under low cycle fatigue", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 21 No. 7, pp. 1447-1456.
- Apostolopoulos, C.A. (2009), "The influence of corrosion and cross-section diameter on the mechanical properties of B500c steel", *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 18 No. 2, pp. 190-195.
- Apostolopoulos, C.A. and Papadakis, V.G. (2008), "Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 22 No. 12, pp. 2316-2324.
- Apostolopoulos, C.A., Papadopoulos, M. and Pantelakis, S. (2006), "Tensile behaviour of corroded reinforcing steel bars BSt 500s", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 20 No. 9, pp. 782-789.
- ASTM Standard B117 (2003), Standard Practice for Operating Slat Spray (Fog) Apparatus, ASTM Intern., West Conshohocken, PA. doi:10.1520/B0117-97.
- ASTM Standard G1 (2011), Standard Practice for Preparing, Cleaning, and Evaluating Corrosion Test Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA.
- Avci, R., Davis, B.H., Wolfenden, M.L., Beech, I.B., Lucas, K. and Paul, D. (2013), "Mechanism of MnS-mediated pit initiation and propagation in carbon steel in an anaerobic sulfidogenic media", *Corrosion Science*, Vol. 76, pp. 267-274.
- Ballim, Y. (1993), "Curing and the durability of OPC, fly ash and blast-furnace slag concretes", *Materials and Structures*, Vol. 26 No. 158, pp. 238-244.
- BS EN 1504-5 (2013), "Products and systems for the protection and repair of concrete structures, definitions, requirements, quality control and conformity, Concrete Injection (British Standard).
- Cairns, J., Plizzari, G.A., Du, Y., Law, D.W. and Frnazoni, C. (2005), "Mechanical properties of corrosion-damaged reinforcement", ACI Materials Journal, Vol. 102 No. 4, pp. 256-264.
- Cobo, A., Moreno, E. and Canovas, M. (2011), "Mechanical properties variation of B500SD high ductility reinforcement regarding its corrosion degree", *Materiales de Construcion*, Vol. 61 No. 304, pp. 517-532.
- DuraCrete (2000), "The European Union-Brite EuRam III", DuraCrete final technical report, Document BE95-1347/R17.
- Du, Y.G., Clark, L.A. and Chan, A.H.C. (2005a), "Effect of corrosion on ductility of reinforcing bars", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 57 No. 7, pp. 407-419.
- Du, Y.G., Clark, L.A. and Chan, A.H.C. (2005b), "Residual capacity of corroded reinforcing bars", Magazine of Concrete Research, Vol. 57 No. 3, pp. 135-147.

Concrete steel bar

| El-Sakhawy, N.R., | El-Dien, H.S., | Ahmed, M.H | E. and Bend | lary, K.A. (19 | 999), "Influence | of curing on |
|-------------------|----------------|---------------|--------------|----------------|------------------|-----------------|
| durability p | erformance of | concrete", Ma | gazine of Co | oncrete Reseat | rch, Vol. 51 No. | 5, pp. 309-318. |

- Francois, R. and Arliguie, G. (1999), "Effect of microcracking and cracking on the development of corrosion in reinforced concrete members", *Magazine of Concrete Research*, Vol. 51 No. 2, pp. 143-150.
- Ghods, P., Isgor, O.B., Mcrae, G.A. and Cu, G.P. (2010), "Electrochemical investigation of chlorideinduced depassivation of black steel rebar under simulated service conditions", *Corrosion Science*, Vol. 52 No. 5, pp. 1649-1659.
- ISO/FDIS 15630-1 (2002), "International standard. Steel for the reinforcement and prestressing of concrete – test methods. Part 1: reinforcing bars, wire rod and wire".
- Kolotyrkin, Y.M. and Popov, Y.A. (1982), "Current development in electrochemistry and corrosion", in Kolotyrkin, Y.M. (Ed.), Advances in Physical Chemistry, MIR Publisher, Moscow, p. 11.
- Kwon, S.J., Na, U.J., Park, S.S. and Jun, S.H. (2009), "Service life prediction of concrete wharves with early-aged crack: probabilistic approach for chloride diffusion", *Structural Safety*, Vol. 31 No. 1, pp. 75-83.
- Law, D.W., Cairns, J., Millard, S.G. and Bungey, J.H. (2004), "Measurement of loss of steel from reinforcing bars in concrete using linear polarisation resistance measurements", NDT & E International, Vol. 37 No. 5, pp. 381-388.
- Lee, H.S. and Cho, Y.S. (2009), "Evaluation of the mechanical properties of steel reinforcement embedded in concrete specimen as a function of the degree of reinforcement corrosion", *International Journal of Fracture*, Vol. 157 No. 1, pp. 81-88.
- Moreno, M., Morris, W., Alvarez, M.G. and Duffo, G.S. (2004), "Corrosion of reinforcing steel in simulated concrete pore solutions: effect of carbonation and chloride content", *Corrosion Science*, Vol. 46 No. 11, pp. 2681-2699.
- MTO, SSP 904S13 (1995), "High performance concrete, amendment to OPSS904 construction specification for concrete structures", Ontario Provincial Standard Specification.
- Ormellese, M., Berra, M., Bolzoni, F. and Pastore, T. (2006), "Corrosion inhibitors for chlorides induced corrosion in reinforced concrete structures", *Cement and Concrete Research*, Vol. 36 No. 3, pp. 536-547.
- Ozbolt, J., Balabanic, G., Periskic, G. and Kuster, M. (2010), "Modelling the effect of damage on transport processes in concrete", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 24 No. 9, pp. 1638-1648.
- Papadakis, V.G. (2000), "Effect of supplementary cementing materials on concrete resistance against carbonation and chloride ingress", *Cement and Concrete Research*, Vol. 30 No. 2, pp. 291-298.
- Papadopoulos, M.P., Apostolopoulos, C.A., Zervaki, A.D. and Haidemenopoulos, G.N. (2011), "Corrosion of exposed rebars, associated mechanical degradation and correlation with accelerated corrosion tests", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 25 No. 8, pp. 3367-3374.
- Poursaee, A. and Hansson, C.M. (2008), "The influence of longitudinal cracks on the corrosion protection afforded reinforcing steel in high performance concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 38 Nos 8/9, pp. 1098-1105.
- Ramezanianpour, A.A. and Malhotra, V.M. (1995), "Effect of curing on the compressive strength resistance to chloride – ion penetration and porosity of concretes incorporating slag, fly ash or silica fume", *Cement & Concrete Composites*, Vol. 17 No. 2, pp. 125-133.
- RILEM (2003), "RILEM TC 154-EMC", Material Structures, Vol. 36, p. 461.
- RILEM (2004), "RILEM TC 154-EMC", Material Structures, Vol. 37, p. 623.
- Rostam, S. (2003), "Reinforced concrete structures shall concrete remain the dominating means of corrosion prevention", *Materials and Corrosion*, Vol. 54 No. 6, pp. 369-378.

IJSI 7.2

- Ryell, J., Thomas, M.D.A. and Trunk, P.R. (1999), "Properties of and Service Life Predictions for High Performance Concrete in Transportation Structures", 8th International Conference on Durability of Building Materials and Composites, NRC Research Press, Vancouver.
- Schmutz, P. (2013), "Surfaces, interfaces, and their applications II pitting corrosion", Laboratory for Joining Technologies and Corrosion, EMPA Dübendorf.
- Shi, X., Xie, N., Fortune, K. and Gong, J. (2012), "Durability of steel reinforced concrete in chloride environments: an overview", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 30, pp. 125-138.
- Silva, N. (2013), "Chloride induced corrosion of reinforcement steel in concrete", thesis for degree of doctoral of philosophy, Department of Civil and Environment Engineering, Chalmers University of Technology, Gothenburg.
- Stewart, M.G. and Al-Harthy, A. (2008), "Pitting corrosion and structural reliability of corroding RC structures: experimental data and probabilistic analysis", *Reliability Engineering & System Safety*, Vol. 93 No. 3, pp. 373-382.
- Strehblow, H.H. (1995), in Marcus, P. and Oudar, J. (Eds), Corrosion Mechanisms in Theory and Practice, Marcel Dekker, New York, NY, p. 201.
- Turnbull, A., McCartney, L.N. and Zhou, S. (2006), "Modelling of the evolution of stress corrosion cracks from corrosion pits", *Scripta Materialia*, Vol. 54 No. 4, pp. 575-578.
- Valcarce, M.B. and Vazquez, M. (2009), "Carbon steel passivity examined in solutions with a low degree of carbonation: the effect of chloride and nitrite ions", *Materials Chemistry and Physics*, Vol. 115 No. 1, pp. 313-321.
- Webb, E.G., Paik, C.H. and Alkire, R.C. (2001), "Local detection of dissolved sulfur species from inclusions in stainless steel using Ag microelectrode", *Electrochemical Solid-State Letters*, Vol. 4 No. 4, pp. B15-B18.
- Win, P.P., Watanabe, M. and Machida, A. (2004), "Penetration profile of chloride ion in cracked reinforced concrete", *Cement and Concrete Research*, Vol. 34 No. 7, pp. 1073-1079.
- Wranglen, G. (1969), "Review article on influence of sulphide inclusions on corrodibility of Fe and steel", Corrosion Science, Vol. 9 No. 8, pp. 585-592.
- Wranglen, G. (1974), "Pitting and sulfide inclusions in steel", Corrosion Science, Vol. 14 No. 5, pp. 331-349.
- Xu, J., Jiang, L., Wang, W. and Jiang, Y. (2011), "Influence of CaCl₂ and NaCl from different sources on chloride threshold value for the corrosion of steel reinforcement in concrete", *Journal Construction and Building Materials*, Vol. 25 No. 2, pp. 663-669.

Further reading

CEN EN 197-1 (2000), "European standard for cement – Part 1: composition, specifications and conformity criteria for common cements", Europ.Com. Standard, Brusells.

Corresponding author

Alkiviadis Apostolopoulos can be contacted at: prothesis.apostolopoulos@gmail.com

For instructions on how to order reprints of this article, please visit our website: www.emeraldgrouppublishing.com/licensing/reprints.htm Or contact us for further details: permissions@emeraldinsight.com Concrete steel bar

259

STRUCTURAL INTEGRITY OF STEEL BAR UNDER SEISMIC LOADS

Alk. Apostolopoulos^{1*}, T. Matikas¹, G. Kodzhaspirov²

¹University of Ioannina, P.O. Box 1186, Ioannina, 45110, Greece

²Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Polytechnicheskaya 29, St. Petersburg, 195251, Russia

*e-mail: prosthesis.apostolopoulos@gmail.com

Abstract. In the current study, a research was conducted in three different steel categories of high and medium ductility such as B400c, B450c and B500b under seismic loads which were simulated with low cycle fatigue tests. Based on the results of mechanical tests, SEM and EDX on the above steel specimens before and after accelerated corrosion it is important to mention the negative role of sulfides, as it is mainly MnS inclusions, with existence of chloride ions and buckling phenomena in Structural Integrity of rebars.

1. Introduction

The widespread occurrence of corrosion on rebars in existing reinforced concrete structures is a common problem with many consequences. Especially, the coastal environment with high content of chloride ions as well as the extensive use of chloride salt snow-melting agent in winter exacerbates the effects of the corrosive action on steel reinforcing bars of structures. Seismic loads are known to act on the load bearing elements of structures in the form of high strain reversals, which can be simulated as single axis Low Cycle Fatigue. The Fourier spectra of ground movement during an earthquake which occurred in Japan showed that the loading was cyclic and the frequency corresponding to the maximum amplitude was approximately 2 Hz. Investigation of the catastrophic earthquake of Tang Shan in China confirmed that the failure mode of the building structural steel was LCF [1].

Earthquakes inflict cumulative damage on reinforced concrete structures but most codes do not explicitly take it into account. In current design practice a displacement ductility coefficient is used which however fails to account for the accumulated damage since it is implicitly assumed that structural damage occurs only due to the maximum response deformation and is independent of the number of non-peak inelastic cycles or strain energy dissipation. All inelastic cycles however must be considered as contributors to damage since they constitute the strain history observed in actual structures and their accumulation may become important depending on the characteristics of the ground motion [2]. During strong earthquakes, yielding structures are subjected to increased number of cycles into the inelastic range and the accumulated damage may significantly affects their overall performance. This type of damage may also evolve from multiple earthquakes, in which case, a series of pre or post shocks combined with the main shock may be treated as a single event of extended duration. Assessment of seismic damage is usually assumed to be similar to metal fatigue under a variable amplitude of cyclic loading. Relatively little attention has been devoted by the research community on the combined effect of corrosion and LCF on rebars since each one of these factors affect the rebar durability and performance and shortens the design life of structures [3-9]. In addition, the deficiency of the research is even stronger in high ductility steels which are widely used in the European community and have a dual phase or triple phase structure as B400c, B500b and B450c.

Structural integrity of steel bar under seismic loads

Without a doubt, when critical elements of structures (columns, beams etc.) are under dual adverse effects of chloride ion corrosive environment and strong earthquakes, the steel reinforcement is under coupling effects of corrosion and low cycle fatigue. Under of the above circumstances the performance of RC bridge structures deteriorates rapidly. Therefore, it hasimportant practical significance to carry out research on performance deterioration of corroded RC columns and reinforcing bars under seismic loads.

In the present study an experimental investigation was conducted in order to evaluate the effect of corrosion on B400c, B450c and B500b, 16 mm diameter reinforcing ribbed steel bars. The changes in mass loss and LCF behavior under constant strain amplitude were measured. Mass loss and LCF behavior are critical for the safety and remaining life of corroded structures that are located within seismic zones such as Mediterranean countries (Italy, Greece, Turkey etc.). At the same time are investigated the consequences of the action of chlorides in MnS inclusion in the rebars and their synergy with buckling phenomena in Structural Integrity of Steel bar under seismic loads.

2. Experimental work

2.1. Corrosion induced mass loss. The mechanism of chloride induced corrosion is analyzed and some of its consequences on the performance of different steel bars are experimentally measured and compared each other. The present approach will contribute towards the modeling of the total deterioration cycle, including initiation and propagation periods. It should be emphasized that accelerated salt spray corrosion tests on bare rebars theoretically lead to different results than those that could occur on embedded in concrete rebars. However, the present results represent a good first approximation of the influence of accelerated corrosion on steel ductility properties versus exposure of embedded rebars in a natural corrosive environment. This would require years to reach similar levels of deterioration since concrete delays the chloride penetration depending on its physical and chemical characteristics. When the chlorides reach the reinforcement and exceed a critical concentration level then the corrosion process takes place almost similarly with the case of bare bars.

Ribbed B400c, B500b and B450c steel bars, 16 mm diameter, were sprayed in a salt spray corrosion chamber, according to ASTM B117- 94 specification, for 90 days, with a 5 % sodium chloride and 95 % distilled water solution, pH range of 6.5–7.2, and temperature of 35 +1.1-1.7 °C. Pitting was initiated progressively on the specimens after 10, 20 and 30 days of corrosion which became progressively more severe. Upon completion of the salt spray the specimens were washed carefully with clean water according to ASTM G1-72 procedure in order to remove any leftover salt deposits and then were dried.

The stereoscopic images show the pitting on the steel surfaces which are developed even after removal of the rust. The relatively large pits at 10 days of exposure suggest that these are the active sites at which corrosion is primarily taking place. Pitting appeared to be initiated at the reinforcement veins of the steel bars and proceeded to the intermediate space. In addition cavities and notches were formed on the steel surface and especially in the rib bases, which became progressively more severe as the corrosion level increased. The average pit depth, after 90 days of corrosion, was approximately 0.05 mm with maximum value of 0.45 mm, according to ASTM G 46-94 specification which is the guide for examination and evaluation of pitting corrosion. The specimens along their entire length were covered with natural wax, except a portion of length, at least, 20 mm, to allow for a single rib spacing (distance between two successive ribs) in the middle of each specimen. The testing specimens were placed at an angle of 45-60 degrees in the salt spray chamber (ISO 9227). During the full duration of the experiment, the specimens were replaced every day. Every day was planned to take place 8 wet/dry cycles, which means that 90 minutes dry followed by 90 minutes wet environment. During the experimental procedure a digital measurement of pH was monitoring chamber's environment.

2.2. Mechanical testing procedure. The steel rebars were produced by European industries and were delivered in the form of ribbed bars. The nominal diameter of the rebars was 16mm (Φ 16). From low cycle fatigue specimens a length of 205-210 mm was cut. The free length of the specimen between the grips was set to be six times the nominal diameter Φ 16 which means 96 mm length. Prior to the mechanical tests, the specimens were corroded using accelerated laboratory corrosion tests in salt spray environment. The number of specimens taking into account all the previously mentioned parameters are defined as illustrated in Table 1.

| | Bar Diameter | Frequency, Hz | Free Imposed Length | | Test | each | |
|---------------------------------------|--|--|------------------------|--------------|------|------|----|
| | | | 0 | ε, % | 0 | 90 | |
| P450C | | | ራው | $\pm 2,5 \%$ | 5 | 3 | 17 |
| D430C | | | 0Ψ | \pm 4,0 % | 5 | 4 | 1/ |
| D400C | 16 mm | 2.0 | <i>د</i> م | ± 2,5 % | 4 | 3 | 14 |
| D400C | 10 11111 | 2,0 | 0Ψ | \pm 4,0 % | 4 | 3 | 14 |
| D500D | | | ራው | ± 2,5 % | 4 | 3 | 15 |
| D300D | | | 0Ψ | \pm 4,0 % | 4 | 4 | 15 |
| | | | | | 26 | 20 | |
| , , , , , , , , , , , , , , , , , , , | Fotal of LCF tests Fotal of LCF tests | categorized ± 2 categorized ± 4 | ,5 % ,0 % | 22 24 | | | |

Table 1. Number of Samples tested in LCF for each Steel Grade.

The low-cycle fatigue tests aim to provide information on the followings:

a. On the effect of various accelerated salt spray corrosion levels on the dissipated energy density and the number of cycles to failure of each grade steel bars.

b. On the combined effect of corrosion and low cycle fatigue on the load bearing ability of the reinforcing steel.

All mechanical tests were conducted at room temperature using an MTS 250 KN servohydraulic testing system. All readings were recorded using a fully automated computer system. A number of low cycle fatigue tests for each corrosion level were conducted for two different strain levels \pm 2.5 % and \pm 4 %, totaling a number of 46 low cycle fatigue tests.

Table 2 (a, b), from Ref. [10] experimental study, shows the results of mechanical tensile tests of B400c, B450c and B500bsteel rebars. These tests were conducted according to ISO 15630-1 and specimens length was set to 580 mm. The tensile tests were carried out on a servo-hydraulic MTS 250 kN universal testing machine and from the tests the yield stress Rp, tensile strength Rm, elongation to tensile strength Agt and Energy Density U were evaluated.

Table 2 shows the minimum standards for medium and high ductility steel set by the EuroCode 2 (EC2).

| Steel Class | Yield R _p [MPa] | Elongation Agt [%] | Minimum values k=[R _p /R _m] _k | | |
|-------------------|----------------------------|--------------------|--|--|--|
| B500 _B | 500 | ≥5 | ≥1.08 | | |
| B400c | 400 | ≥7.5 | \geq 1.15 < 1.35 | | |
| B450c | 450 | ≥7.5 | ≥ 1.15 <1.35 | | |

Table 2(a). Average value of mechanical properties of pre-corroded specimens.

Structural integrity of steel bar under seismic loads Table 2(b).

| Grade | R _{ρθ.2} , MPa | R _m , MPa | $R_m/R_{ ho\theta.2}$ | ε100, % | A _{gt} , % | U, MPa |
|-------|----------------------------|-------------------------|-----------------------|------------|------------------------|-----------|
| B400c | 435 | 549.23 | 1.26 | 15.33 | 15.6 | 78.06 |
| B450c | 536.4 | 647.95 | 1.21 | 11.48 | 11.6 | 69.75 |
| В500в | 523 | 638.35 | 1.22 | 14.03 | 14.4 | 82.83 |

3. The role of MnS inclusion

MnS inclusions play a leading role in the initial corrosion because chloride prefers to be adsorbed and accumulate in MnS inclusions, resulting in pitting corrosion [10-12]. From cross sections tobiphasic steel rebars B400c, B500b and B450c, Φ 16, before and after corrosion merged areas with MnS inclusions. The MnS inclusions with the coexistence of other voids and crevice areas represent regions of degradation of the consistency of the material of steel. The Figure 1 shows EDX with chlorideions which have intruded in material's structure and similar regions where MnS inclusions have been dissolved. The impurities appear to be positioned at a distance between 20 and 500 µm from the surface and well within the martensite zone.

In Ref. [10] experimental study, the mechanical behavior in three types of reinforced concrete steel was examined. An evaluation of the mechanical behavior in dual phase steels B400c, B450c and B500b of high and medium ductility class, with a 16mm nominal diameter, was conducted before and after exposure in laboratory salt spray environment. The results of all mechanical tensile tests were compared and combined with the results of SEM and EDX analysis and consequently led to the following findings: The strength properties reduction in pre-corroded specimens was almost equivalent to the mass loss which meets the demands set by Euro Code 2 (EC2) for safe structures. However, the drop in ductility properties, expressed as the deformation at maximum strength, is below the minimum limits. The findings also suggest that the degradation in the mechanical performance of steel cannot be attributed to a specific mechanism but it appears to be the result of several interrelated factors, such as the development of pits in the outer surface of steel and various side effects within the martensitic layer, which occur from the presence of extensive porosity close to the surface as well as several sulfide compounds, like MnS. Similar findings have been presented in project [14].

The Figs. 2, 3 and 4 show the identification of MnS inside the section of steel rebars, their development and their connection to other external damages due to crevice areas and pit corrosion after 90 days exposure to corrosion. The growth of the degree of damage due to the rapid deterioration of MnS areas endangers the structural integrity of steel rebars because of potential join with other surface pits. The above view about MnS areas is confirmed by E.G. Webb et al. [14] studies. In these studies is expressed the view that the pitting susceptibility of MnS inclusions in chloride containing solutions is attributed to a preferential adsorption of chloride ions at these inclusions, which results in the chemical or electrochemical dissolution of MnS inclusions when the reinforcing steel is at a resting potential.

According to [13, 15] studies the pitting susceptibility of MnS inclusions in chloride containing solutions is attributed to a preferential adsorption of chloride ions at these inclusions, which results in the chemical or electrochemical dissolution of MnS inclusions when the reinforcing steel is at a resting potential. Additionally in [13] and [15] studies is expressed the view that this dissolution is generally accompanied by a local drop in pH around the regions of MnS inclusions. The stable pitting nuclei accelerated the dissolution of Fe, and further hydrolysis reactions of Fe ions continued to reduce the local pH and this accelerates dissolution of the anode. As a result, corrosion of the rebar becomes more severe, while the potential mapping provided a sharp peak on the potential map and the distribution of chloride and S at the corrosion sites. In EDX of Fig. 1 are shown chloride ions appears to be trapped within the

region where MnS inclusions have been dissolved, outside these regions in which MnS inclusions are present, Cl - is not observed.

Fig. 1. a) chloride ions and b) region where MnS inclusions have been dissolved.

MnS

Fig. 2. MnS areas on cross section of steel rebar.

Fig. 3.View of surface damage due to the existence of MnS areas, with (gray color), and crevice corrosion.

Fig. 4. View of a 90 days corroded specimen where is visible the surface damage (pitting in combination with the presence of MnS inclusions).

Structural integrity of steel bar under seismic loads

Longer exposure up to 90 days enhances phenomenon of close to surface or sub surface MnS dissolution creating a variety of side effects (Fig. 5). Dissolution of MnS segregation sites by Cl- appears to generate local stress concentrations with the possible generation of hydrogen. Due to the position of the MnS sites at depths below up to 500 μ m from the surface, the fracture surface exhibits sites, which due to external loads can act as internal stress concentration leading eventually to the formation of cracks.

4. Results of Low Cycle Fatigue Tests and Discussion

Low-cycle-fatigue tests took place on un-corroded (control specimens) and corroded specimens, after exposure to the salt spray chamber for 90 days. For each type of rebar (B400C, B450C and B500B) a free length of 6Φ was selected. Nominal diameter of 6Φ was chosen to simulate steel reinforcing bars in buildings when designing for high ductility class, according to the limits which are set in Eurocode 8 for seismic design of stirrups in reinforced concrete structures. The tests took place under strain control, and were executed by considering two different levels of imposed deformation, respectively equal to ± 2.5 % and ± 4.0 % with sinusoidal cycling frequency 2.0 Hz. The low cycle fatigue tests were performed on the servo-hydraulic MTS 250 kN machine. The number of cycles to failure, the dissipated energy, and the maximum tensile and compressive force per fatigue cycle of the steel bars were evaluated.

Fig. 5. a) Surface failure of 90 days corroded specimen with existence of MnS inclusions and voids. b) Surface failure with crack which was grown in the material structure.

From all the tables in Table 3 is summarized the effect of corrosion on the total dissipated energy density and the total life time of all categories of steel rebars. The observed appreciable reduction may represent a serious problem for the safety of constructions in seismically active areas. As can be seen from the Table 3, the energy storage capacity of the material and the total energy that can be dissipated by the material until failure, is highly dependent on the stain amplitude at which the specimens are subjected. During the seismic erection, the need for a sufficient energy storage capacity of the material is imperative. As expected, the degree of corrosion damage has a significant impact on number of cycles to failure. This shows that as strain levels are increased, corrosion has a smaller impact on the number of cycles to failure, as backed up by the dissipated energy.

In any case, the existence of damage (due to MnS inclusions, voids) inside the structure of steel rebars and especially their development over time of corrosion internally is serious responsible about their failure due to fatigue. It is also important to note that buckling from the first loading cycles creates increased tension on a single side of the rebar. The process is so strong as to produce rapid ductility exhaustion (hardening plateau) and therefore pits within this region (MnS inclusions) will propagate into cracks without any significant ductility signs in their crack path.

| | B4 | 50C- Φ 16 | reference | |] | | B4 | 50C-Φ | 16 90 0 | days corr | oded | |
|------------|----------------|------------------|----------------------|-------------------------------|----------|--------|----------------|------------|-----------|-------------------------|-------------------------------|---------------------|
| Sam ple | Free Length | strain [%] | Cycles to failure | Dissipated energy [MPa] | | Sample | Free Length | stra [% | ain 6] | Cycles to failure | Dissipated energy [MPa] | Mass loss [%] |
| 49 | | | 35 | 744.21 | | 36 | | | | 16 | 416.06 | 8.81 |
| 51 | 60 | +2 504 | 29 | 756.17 | | 40 | 60 | +2 | 5% | 18 | 470.93 | 94 |
| 52 | 04 | ±2,570 | 33 | 700.50 | | 23 | - ** | | ~~ F | 13 | 343.23 | 0.38 |
| 60 | | | 34 | 768.04 | | N | IFAN VA | LUE | | 10 | 410.07 | 0.30 |
| M | EAN VAL | UE | 33 | 697.74 | | 10 | | LUE | | 10 | 410.07 | 9.20 |
| 53 | | | 11 | 439.50 | | 39 | 4 | | | 8 | 374.1 | 9.34 |
| 54 | | | 11 | 556.56 | | 34 | - 6Φ | +4 (| 0% | 8 | 365.8 | 8.17 |
| 55 | 6Φ | ±4,0% | 11 | 560.37 | | 30 | | -1, | Ľ | 12 | 296.2 | 10.1 |
| 56 | | | 10 | 558.00 | | 26 | | | | 7 | 296.2 | 8.15 |
| M | EAN VAL | UE | 11 | 528.61 | | M | IEAN VA | LUE | | 9 | 333.08 | 8.94 |
| | В | 500B - Φ1 | 6 90days c | orroded | |] [| | B40 | 0C - Ф1 | 6 90days c | orroded | |
| 0 | | | Cycles | Dissipated | | 1 1 | | | | Cycles | Dissipated | Mass |
| Sam | Free | strain | to | energy | Mass | | Sample | Free | strain | to | energy | loss |
| ple | Length | [%] | failure | [MPa] | loss [%] | | | Length | [%] | failure | [MPa] | [%] |
| 34 | | | 19 | 475,8 | 8,9 |] [| 37 | | | 13 | 337,21 | 9,57 |
| 28 | 6Φ | ±2,5% | 18 | 480,9 | 9,65 | | 40 | 6Φ | ±2,5% | 15 | 360,62 | 9,6 |
| 31 | | | 17 | 438,7 | 9,95 | | 24 | | | 25 | 560,5 | 8,4 |
| | MEA | N VALUE | 18 | 465,13 | 9,5 | | | M | EAN | 17 | 419,4 | 9,19 |
| 29 | | | 1 | 347,4 | 8,48 | 4 - | 35 | VALUE | | 7 | 311.3 | 8 70 |
| 25 | 6Φ | ±4,0% | 0 | 296,1 | 9,71 | 4 - 1- | 31 | 6Ф | +4 0% | 7 | 318.4 | 9.65 |
| 30 | | | 7 | 317.5 | 8.65 | 1 1 | 28 | •• | - 1,070 | 7 | 327.4 | 9.2 |
| 39 | MEA | N VALUE | 6 | 327,02 | 8,89 | | | M VALUE | EAN | 7 | 319,03 | 9,21 |
| | | | | | _ | | | | | | | |
| | B5 | 00B - Φ1 | 5 reference | | | | | B400C | ς - Φ16 | 6 referenc | ce | |
| Sample | Free | strain | Cycles to | Dissipated energy | | Sample | Free | strai | in (| Cycles to failure | Dissipa | ated [MPa] |
| | Length | [%] | failure | [MPa] | | 49 | Lengen | + 1/0 | | 22 | 470 | 5 |
| 47 | | | 35 | 761,39 | | 52 | 1 | | | 24 | 505 | 6 |
| 49 | 60 | +2 504 | 31 | 732,2 | | 60 | - 6Φ | ±2,5 | % – | 24 | 550 | 5 |
| 60 | | 12,3% | 29 | 655,1 | | 61 | - | | | 23 | 610 | 54 |
| 61 | | | 30 | 727,62 | _ | M | EAN VAI | UE | | 21 | 522 3 | 4 |
| N | MEAN VA | LUE | 31 | 719,08 | _ | 52 | | | - | 10 | 515 | 5 |
| 52 | _ | | 11 | 325,97 | - | 54 | - | | | 8 | 502 | 4 |
| 54 | - 6Φ | ±4,0% | 11 | 435,93 | _ | 55 | 6Φ | ±4,0 | % – | 0 | 510 | 5 |
| 62 | - | | 10 | 387,32 | - | 63 | - | | - | 11 | 310, | 5 |
| 63 | AT AN XA | LUE | 11 | 411,74 | - | 0.5 | FAN VAT | UE | | 11 | 5/1,0 | 55 |
| | ILAN VA | LUE | 10 | 390,24 | | M | CAIN VAL | JUE | | | 484,4 | 10 |

Table 3. Low cycle fatigue results for non corroded and corroded specimens in three grades of $\Phi 16$ steel bars.

After studying the results of tests, all the EDX and SEM which were presented, lead to the following views:

1. Corrosion causes internal pitting of MnS particles, which follow their original particle congregation prior to pitting. The pitting has significant surface dimension and the damage extends in depth.

2. Upon loading these locations act as internal stress concentration leading eventually to the formation of cracks. However due to their proximity they force a multiple cracking phenomenon. As such crack coalescence will become critical with the number of loading cycles leading to fast crack growth. The direction of the crack appears to tend to expand towards the surface.

3. This rapid expansion of the crack produces brittle ridge-like fracture surface- negating any remaining ductility that had been left in the material. Yet pits which are not congregate in a similar way (single MnS particles) will produce some sort of quasi brittle LCF surface.

4. It is also important to note that from the first loading cycles buckling creates increased tension on a single side of the rebar. The process is so strong as to produce rapid ductility exhaustion (hardening plateau) and therefore pits within this region will propagate into cracks without any significant ductility signs in their crack path.

5. It is our conclusion that the fracture surface of the rebar is a mixture of more than 2 failure mechanisms which due to their nature produced in nature a mainly brittle type failure with limited signs of traditional LCF. It is also imperative to acknowledge that due to buckling

and buckling reversal the material's ductility especially at 4 % is particularly limited and it might be exhausted prior to the formation of the cracks. Concrete evidence of the sequence of events within such limited cycle duration are impossible to be extracted.

6. From a Fracture Mechanics perspective the case postulates void growth analysis according to Dugdale's theory.

The assessment of structure performance in older buildings which is based only on mathematical models (displacement–pushover method) might lead to unreliable and inappropriate decisions when the degradation of the strength and ductility properties of materials due to corrosion is not taken into consideration beforehand.

5. Conclusions

The mechanical behavior of high performance steel rebars B400c, B450c and B500b (with existence of martensite in the outer zone) under seismic loads in environment of corrosion needs to be studied further. A basic reason for the above view is the existence of MnS inclusions in some regions where MnS acts as internal stress concentration leading eventually to the formation of cracks. However due to their proximity they force to a multiple cracking phenomenon. Moreover, corrosive environment causes strong outer pits and also increasing the areas of MnS, this combination leads to unpredictable consequences for the structural integrity of the steel reinforcement over time.

References

- [1] G.M. Sheng, S.H. Gong // Acta Metallurgica Sinica (English Letters) 10 (1997) 51.
- [2] Y.H. Chai // Earthquake Engineering and Structural Dynamics 34 (2005) 83.
- [3] S.Y.M. Ma, V.V. Bertero, E.P. Popov, *Experimental and Analytical Studies on the Hysteretic Behavior of Reinforced Concrete Rectangular and T-Beams*. Earthquake Engineering Research Report (University of California, Berkeley, USA, 1976), Vol. 76(2).
- [4] T. Yoshaki, In: Proceedings of Academical Lectures of JAS (Tokyo, 1983), p. 606.
- [5] H. Shigeru, *Retrofitting of Reinforced Concrete Moment Resisting Frame*, Research report supervised by R. Park and H. Tanaka (1995).
- [6] G.G. Clementa, *Testing of selected metallic reinforcing bars of extending the service life of future concrete bridges*. Fin. report (Virginia Transport, Charlot, VA, Research Council, VTRC 03-A7, 2002).
- [7] H. Krawinkler // Earthquake Spectra 3 (1987) 27.
- [8] I. Kasiraj, J.T.P. Yao //Journal of the Structural Division (ASCE) 95 (1969) 1673.
- [9] G. Kodzhaspirov (Kodjaspirov), In: Proceedings of the 5th Europian Conference on advanced Materials, Processes and Applications (Maastrict, Netherland, 1997), Vol. 1, p. 673.
- [10] Ch. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, Alk. Apostolopoulos // Journal of Materials in Civil Engineering (ASCE) 28(2) (2016).
- [11] J.E. Castle, R. Ke // Corrosion Science **30**(1990) 409.
- [12] M.A. Baker, J.E. Castle // Corrosion Science 34 (4)(1993) 667.
- [13] B. Lin, R. Hu, Ch. Ye, Y. Li, Ch. Lin // Electrochimica Acta Journal 55(2010) 6542.
- [14] Project Rusteel, "Effects of Corrosion on Low-Cycle Fatigue (Seismic) Behavior of High Strength Steel Reinforcing Bars" RFS-PR-8017, 2009-2012.

Research Article

Journal of Applied Mechanical Engineering

Open Access

The Influence of Corrosion Damage on Low Cycle Fatigue Life of Reinforcing Steel Bars S400

Koulouris K¹, Konstantopoulos G¹, Apostolopoulos Alk², Matikas T² and Apostolopoulos Ch^{1*}

¹Department of Mechanical and Aeronautical Engineering, University of Patras, Greece ²Department of Material Science, University of Ioannina, Greece

Abstract

In this study the influence of corrosion and seismic load (low-cycle fatigue LCF) in the mechanical performance of reinforcing steel bars of S400 grade with 10 mm nominal diameter was investigated. There took place 140 tensile, LCF and salt spray tests which performed on reinforcing bars in different conditions. The results show that the corrosion level and surface conditions are the main parameters which affect to the low-cycle fatigue life of reinforcing bars. Moreover, through a non-linear regression analysis of the experimental data, a model of predicting the expectancy life of the corroded rebars was conducted.

This prediction was based on two models: the first model was about an imposed of (total) strain amplitudes (ε_a) and the second model on predicting the strength degradation per cycle of fatigue in correlation with the plastic strain amplitudes (ε_p). Both the experimental study and the prediction modeling conducted for the same steel grade S400 with and without ribs. The model prediction of non-linear regression analysis, show a good agreement with the observed experimental results and adequately confirmed the experimental results showing that from the first levels of corrosion, the degradation of their life expectancy was obvious as well the rebars without ribs (smoothed) which present more advanced mechanical behavior and life expectancy against to the respective ribbed rebars.

Keywords: Steel Reinforcement bar; Fatigue Behavior; Corrosion; Nonlinear Analysis; Low-Cycle Fatigue model

Introduction

It is well known that corrosion effect is an electrochemical nature phenomenon which constitutes one of the basic factors of degradation of reinforcing concrete structures. In past, lots of studies [1-5] have presented the negative circumstances of corrosion effect, such as the local decrease of cross section and the respective mass loss. Meanwhile, corrosion effect has an impact on the mechanical behavior of steel bar due to the reduction of strength properties, the ductility and the bonding between the concrete and the steel bar. The corrosive factor in correlation with the effect of seismic loads plays an important role in the mechanic performance of structures. Sheng and Gong [6] studied and showed that the effect of seismic loads can be simulated, in a laboratory, in low cycle fatigue conditions. This effect can induce a reduction of steel bar's loading ability as well as their failure.

Corrosion effect appears to begin with chlorides through the pores of concrete, through the action of capillary voids of water or a combination of them. An important percentage of chloride concentration, on corrosion effect, is about 0.4% of concrete's weight [7]. In case of corrosion effect, occurring through pits (chlorides), the tension rate of stress and also the concentration rate of stress increase and as a result the formulation and the development of micro cracking which, in combination with the fatigue, cause the material's failure. Although a significant number of researchers [8-10] presented the consequences of mechanical degradation of steel bar due to seismic loads and corrosion effect, the international design regulations of structures, except for the Portuguese and Spanish regulations [11,12], did not include similar technical requirements for the reinforcing steel bars. Moreover, special well known life expectancy predicting models of metal materials belong to Coffin-Manson [13,14] and Koh-Stephens [15]. Based on the above models, in this study there is an effort of predicting the life expectancy of steel bar S400. In more detail, based on the results of an extensive experimental study, in which steel bars in various seismic loads (Low Cycle Fatigue) were examined, before and after s everal p eriods of t ime e xposed t o a n a rtificial im posed of accelerated corrosion effect in salt spray chamber. Steel bars S400 with and without ribs have undergone some fatigue tests in monotonic sinusoidal loading of 0.5 Hz frequency in various deformation range values such as $\pm 1\%$, $\pm 2.5\%$, and $\pm 4\%$ [16]. S400 steel bar category, even though today has a limited usage, the last decades constituted the main material of many structures in Mediterranean countries (Greece – Italy - Turkey). Therefore, the potential for predicting the life expectancy of steel bars in already existing structures (of various level of corrosion) is really interesting fact for the engineer researchers because it contains useful information about the level of steel bars' mechanical performance and for the level of reliability of crucial structural elements of constructions (such as the columns).

Experimental Procedure

The experiments were conducted on S400 steel grade reinforcing steel, specially produced for the needs of the current investigation by a Greek steel mill. Chemical composition of steel S400, is shown on Table 1. S400 steel (widely known as StIII or BSt 420) has officially been withdrawn since the late 1990's from production, it still holds as the backbone of reinforced structures aging from 20 to 50 years. The material was delivered in the form of 10 mm nominal diameter ribbed bars according to Apostolopoulos and Pasialis [16] study. Specimens

*Corresponding author: Apostolopoulos Ch, Professor, Department of Mechanical and Aeronautical Engineering, University of Patras, Greece, Tel: 0030 2610969459; E-mail: charrisa@mech.upatras.gr

Received January 25, 2016; Accepted February 25, 2016; Published February 28, 2016

Citation: Koulouris K, Konstantopoulos G, Apostolopoulos Alk, Matikas T, Apostolopoulos Ch (2016) The Influence of Corrosion Damage on Low Cycle Fatigue Life of Reinforcing Steel Bars S400. J Appl Mech Eng 5: 200. doi:10.4172/2168-9873.1000200

Copyright: © 2016 Koulouris K, et al. This is an open-access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution License, which permits unrestricted use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original author and source are credited.

Citation: Koulouris K, Konstantopoulos G, Apostolopoulos Alk, Matikas T, Apostolopoulos Ch (2016) The Influence of Corrosion Damage on Low Cycle Fatigue Life of Reinforcing Steel Bars S400. J Appl Mech Eng 5: 200. doi:10.4172/2168-9873.1000200

with 170 mm total length and 60 mm in gauge length were cut for the LCF tests. The gauge length was equal to six times the nominal diameter of steel specimens. Prior to the tests, the specimens were pre-corroded using accelerated laboratory corrosion tests in salt spray environment. Salt spray tests were conducted according to the ASTM B117-94 specification. For the tests, a special apparatus, model SF 450 specially designed by C and W. Specialist Equipment Ltd. was used. The salt solution was prepared by dissolving 5 parts by mass of sodium chloride (NaCl) into 95 parts of distilled water. The duration times of exposure were 10, 20, 30, 45, 60 and 90 days. Upon completion, the specimens were washed with clean running water to remove the remaining salt deposits from their surfaces and then were dried. The oxide layer was removed using a bristle brush, according to the ASTM G1-90 specification. In order to make a more comprehensive study of the mechanical behavior of the steel, except of LCF tests, additionally tensile tests on ribbed bars were performed, before and after, corrosion. The mean value tensile test results (corroded and non-corroded) are shown in Figure 1 and Table 2. Table 3 presents the low cycle fatigue test results (in different amplitudes of deformation \pm 1, \pm 2.5, and \pm 4%).

Modeling low-cycle fatigue life of steel bar

It is well known that the low-cycle fatigue life of reinforcing bars without the effect of corrosion has been studied by several researchers. The current study examined the life prediction, based on Coffin-Manson's and Koh-Stephen's models, which are more popular among researchers. Coffin-Manson model relates the plastic strain amplitude (ε_p) to fatigue life.

 $\varepsilon_{\rm p} = \varepsilon'_f (2N_f)^c$, where $\varepsilon' f$ is the ductility coefficient i.e., the plastic fracture strain for a single load reversal, c is the ductility exponent and $2N_f$ is the number of half-cycles (load reversals) to failure. Koh-Stephen extended the Coffin-Manson's model for modeling the low-cycle fatigue life of materials based on the total strain amplitude (elastic strain + plastic strain) as described in the following equation.

 $\varepsilon_a = \varepsilon_f (2N_f)^{\alpha}$, where ε_f is the ductility coefficient i.e., the total fracture strain for a single load reversal, α is the ductility exponent and $2N_f$ is the number of half-cycles (load reversals) to failure.

Between these two models, Koh-Stephen's model is used for the analysis and the prediction of low-cycle fatigue life of reinforcing bars. Furthermore, the influence of corrosion on fatigue material constants ε f and α is also explored. The Koh-Stephen equation is fitted with the observed experimental data of each exposure time to calibrate the fatigue material constants (ε_f and α). In a similar way, using the Coffin-Manson model, the prediction of strength loss of hysteresis loops was conducted. The prediction of strength loss of hysteresis loops was is made by using a type expression, $\varepsilon_{pl} = \varepsilon_d (f_{SR})^{\alpha}$, where, ε_d and α are material constants and f_{SR} is the strength loss factor per cycle as measured in a fatigue test at a constant plastic strain amplitude of ε_{pl} . The results of Fatigue Life material and Strength loss material coefficients are shown in Tables 4 and 5.

Results and Discussion

Mass loss measurements for several periods of time exposed to salt spray chamber 10, 20, 30, 45, 60 and 90 days led to 1.58%, 2.50%, 3.77%, 5.18%, 7.23% and 8.48% percentage mass loss respectively. The results of mechanical tensile tests of ribbed bars are presented in Table 2. They show that the decrease of strength properties is (about) equivalent to mass loss decrease, opposite to the ductility properties where a dramatic decrease is presented in. It is known that corrosion of embedded steel

| C % | Mn % | S % | Р% | Si % | Ni % | Cr % | Cu % | ۷% | Mo % | N % |
|------|------|-------|-------|------|--------------|------|------|-------|-------|------|
| 0.35 | 0.94 | 0.026 | 0.013 | 0.26 | 0.26 0.10 | 0.16 | 0.42 | 0.002 | 0.023 | 0.01 |

Page 2 of 4

| | 0 days | 30 days | 90 days |
|------------------------|--------|---------|---------|
| Yield Stress [MPa] | 454,86 | 452,53 | 437,61 |
| Tensile Strength [MPa] | 695,12 | 695,29 | 674,93 |
| Plastic Strain Ag [%] | 15,53 | 12,88 | 9,00 |
| Total Strain Agt [%] | 19,73 | 15,33 | 10,53 |
| Energy Density [MPa] | 126,56 | 97,98 | 63,98 |

Table 2: Tensile test results

| Days of corrosion | Strain | Ribl | bed bars | Smoothed bars | | |
|-------------------|--------|----------------------|----------------------------|----------------------|----------------------------|--|
| | | Cycles to Failure | Dissipated Energy [MPa] | Cycles to Failure | Dissipated Energy [MPa] | |
| 0 | ± 1.0% | 1280 | 7103 | 1435 | 7420 | |
| | ± 2.5% | 40 | 1059 | 51 | 1334 | |
| | ± 4.0% | 11 | 537 | 12 | 579 | |
| 30 | ± 1.0% | 509 | 2902 | 750 | 3905 | |
| | ± 2.5% | 26 | 694 | 27 | 705 | |
| | ± 4.0% | 9 | 423 | 9 | 423 | |
| 90 | ± 1.0% | 349 | 1862 | 365 | 2040 | |
| | ± 2.5% | 24 | 587 | 24 | 626 | |
| | ± 2.5% | 7 | 272 | 7 | 344 | |

Table 3: Low cycle fatigue test results.

| Days of corrosion | Mass loss | Smoothed Bars | | | Ribbed Bars | | |
|-------------------|--------------|---------------|--------|----------------|-------------|--------|----------------|
| | | ٤f | α | R ² | ٤f | α | R ² |
| 0 | 0 | 0,10363 | -0,296 | 0,994 | 0,10405 | -0,314 | 0,986 |
| 10 | 1,58 | 0,11075 | -0,33 | 0,989 | 0,11103 | -0,351 | 0,952 |
| 20 | 2,5 | 0,10602 | -0,337 | 0,973 | 0,11388 | -0,367 | 0,985 |
| 30 | 3,77 | 0,10635 | -0,339 | 0,985 | 0,11531 | -0,372 | 0,981 |
| 45 | 5,18 | 0,09286 | -0,331 | 0,987 | 0,12121 | -0,391 | 0,975 |
| 60 | 7,23 | 0,11727 | -0,388 | 0,971 | 0,10321 | -0,361 | 0,998 |
| 90 | 8,48 | 0,11511 | -0,393 | 0,999 | 0,10389 | -0,363 | 0,998 |
| Mean* | | 0,10806 | -0,353 | | 0,11142 | -0,368 | |

*(not including 0 days of corrosion)

 Table 4: Fatigue life material coefficients.

bar initially (for mass loss rates 1,5% to 2%) has a positive impact on bonding between concrete and steel bar. As a consequence, the prediction of seismic loads behavior (low cycle fatigue) will have as a reference some experimental results with higher level percentage of mass loss. However, the analysis of experimental tests of low cycle fatigue results, through the statistical regression analyses showed that there are fatigue life prediction models for 0-10% mass loss.

Figures 2 and 3 present the curves of prediction model with dashed line. Table 3 represents the low cycle fatigue test results. In Table 4, the calibrated constants of fatigue material ε_{ρ} a in consequence of regression analysis are presented in. The results of modeling, show high convergence reliability (values of R²). The analysis of empirical constants (mean) ef and a of life prediction models reflects the influence of the corrosive factor in corrosion levels of concrete. For both types of steel (ribbed and smoothed), based on these mean values the prediction model was resulted from. The curves of the two prediction models are in a good agreement with the experiment results as they take into account the fatigue phenomena and corrosion damage. As it was expected, the corrosion affected negatively the life expectancy of steel specimens.

It is obvious, from Figures 2 and 3, that increasing exposure time, the life expectancy of specimen material is steadily decreased. From the first exposure times of specimens, in smaller strain amplitude (mainly in \pm 1%, \pm 2.5%), shorter life expectancy is recorded. On the contrary, in larger strain ranges (\pm 4%) Kashani's study results are confirmed [17], in which additional negative phenomena highlighted due to the effect of inelastic buckling.

| Days of | Sn | noothed ba | ars | Ribbed bars | | |
|-----------|----------------|------------|----------------|----------------|-------|----------------|
| corrosion | ٤ _d | α | R ² | ε _d | α | R ² |
| 0 | 0,01762 | 0,369 | 0,934 | 0,01693 | 0,411 | 0,979 |
| 10 | 0,01696 | 0,421 | 0,958 | 0,01617 | 0,444 | 0,981 |
| 20 | 0,01465 | 0,490 | 0,992 | 0,01455 | 0,507 | 0,978 |
| 30 | 0,01479 | 0,466 | 0,974 | 0,01383 | 0,516 | 0,981 |
| 45 | 0,01291 | 0,531 | 0,994 | 0,01353 | 0,477 | 0,972 |
| 60 | 0,01235 | 0,593 | 0,991 | 0,01314 | 0,554 | 0,973 |
| 90 | 0,01189 | 0,535 | 0,986 | 0,01241 | 0,521 | 0,972 |
| Mean* | 0,01392 | 0,506 | | 0,01394 | 0,503 | |

Table 5: Strength loss material coefficients.

Very interesting results came from exploring the roles of steel ribs. Comparing Figures 2 and 3, it is observed that for the same number of reversals $(2N_p)$, the maximum deformation of specimens without ribs are higher than the ribbed specimens. On the other hand, for a given range deformation (e.g. \pm 1.0%) the number of reversals of the ribbed bars is presented lower than the smoothed bars.

According to the modified Coffin-Manson's equation that is referred to terms of plastic deformation and the coefficient strength loss per cycle of fatigue [18], comes up a prediction model of strength loss which is related to loading cycles. In equation, $\varepsilon_{pl} = e_d (f_{SR})^{\alpha}$, e_{pl} is the plastic strain amplitude, f_{SR} is strength loss coefficient per cycle and εd and α , are the empirical coefficients which are based on the material. In this analysis, the f_{SR} measurement was calculated by deriving the total strength loss from the total number of failure cycles. The experimental procedure led to prediction modeling of strength loss per cycle fatigue at S400 steel with and without ribs. The diagrams of Figures 4 and 5 are related to this, showing the prediction curves (dashed lines). In the

following diagrams, (Figures 4 and 5) the modified Coffin-Manson equation is displayed fitted to the experimental data using non-linear regression analysis. The results of regression analyses are summarized in Table 5. Herein, it observed that the impact of corrosion causes a shift in curves, in ribbed and also in smoothed steel bars, as the value of strength loss factor increases. The increase of strength loss factor rate is combined with lower percentage increase of ε_{pl} (plastic strain). The dashed line represents a mean curve condition of corroded bars.

Conclusions

- 1. The effect of corrosion has significant impact on low-cycle fatigue behavior of \$400 reinforcing bar. As the duration of exposure increased the LCF life decreased and therefore the energy dissipation capacity of the bar under cyclic loading reduced.
- 2. The non-corroded bars show a ductile failure mechanism compare to corroded bars. This is also observed in case of smoothed compared to ribbed bars. However, as the strain amplitude increases the influence of ribs are reduced and the fracture of bars is mainly governed by the stress concentration of buckling phenomena.
- 3. The predictive models combine the effect of corrosion (concerning mass loss), the morphology of outer surface of rebars (ribbed -smoothed) and low-cycle fatigue degradation of S400 steel rebar. These results of prediction refer to mass loss rate less than 10% because after this rate, the strength bonding loss is too high. At these circumstances (mass loss > 10%) the study of mechanical performance and durability of RC structures serves no purpose.

References

1. Ma Y, Wang L, Zhang J, Xiang Y, Liu Y (2014) Bridge remaining strength prediction integrated with Bayesian network and in situ load testing J Bridge Eng 10: 1061.

Citation: Koulouris K, Konstantopoulos G, Apostolopoulos Alk, Matikas T, Apostolopoulos Ch (2016) The Influence of Corrosion Damage on Low Cycle Fatigue Life of Reinforcing Steel Bars S400. J Appl Mech Eng 5: 200. doi:10.4172/2168-9873.1000200

2. Apostolopoulos C.A, Papadakis VG (2008) Consequences of steel corrosion on the ductility properties of reinforcement bar. Construction and Building Materials 22: 2316-2324.

Page 4 of 4

- 3. Apostolopoulos C.A (2008) The influence of corrosion and cross section diameter on the mechanical properties of B500c steel. Journal of Materias Engineering and Performance 18: 190-195.
- Apostolopoulos C.A, Demis S, Papadakis VG (2013) Chloride-induced corrosion of steel reinforcement -mechanical performance and pit depth analysis. Constr Build Mater 38: 139-46.
- Zhang J, Gardoni P, Rosowsky D (2009) Stiffness degradation and time to cracking of cover concrete in reinforced concrete structures subject to corrosion. J Eng Mech 136: 209-19.
- 6. Sheng GM, Gong SH (1997) Investigation of low cycle fatigue behavior of building structural steel under earthquake loading. Acta Metallur Sin (Engl Lett) 10: 51-55.
- Shi X, Xie N, Fortune K, Gong J (2012) Durability of steel reinforced concrete in 7. chloride environments: An overview. J Constr Build Mater 30: 125-38.
- Apostolopoulos C.A (2007) Mechanical behavior of corroded reinforcing steel bars S500s tempcore under low cycle fatigue. Constr Build Mater 21: 1447-56.
- Apostolopoulos C.A, Papadopoulos M (2007) Tensile and low cycle fatigue 9 behavior of corroded reinforcing steel bars S400. J Constr. Build Mater 21: 855-64
- 10. Zhanga W, Songa X, GuaX, Li S (2012) Tensile and fatigue behavior of corroded rebars. J Constr Build Mat. 34 409-17.
- 11. (2000) UNE Norma Espanola experimental barras corrugadassidadebleacero caracteristicas especiales de ductilidad para armaduras de horigon armado UNE 36065 EX 2000.
- 12. (2008) LNEC Varoes de ac, A400 NR de ductilidade especial para armaduras de betao armado caracteristicas, ensaios e marcac, AO, LNEC E455-2008.
- 13. Manson SS (1953) Behavior of materials under conditions of thermal stress. Heat Transfer Symp University of Michigan Engineering Research Institute Ann Arbor MI: 9-75.
- 14. Coffin LF Jr (1954) A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal. Trans Am Soc Mech. Eng New York NY 76: 931-950.
- 15. Koh SK, Stephens RI (1991) Mean stress effects on low cycle fatigue for a high strength steel. Fatigue Fract Eng Mater Struct 14: 413-428.
- Apostolopoulos C.A, Pasialis VP (2010) Effects of corrosion and ribs on low 16. cycle fatigue behavior of reinforcing steel bars S400. Journal of Materials Engineering and Performance 19: 385-394.
- 17. Kashani MM (2015) Influence of inelastic buckling on low-cycle fatigue degradation of reinforcing bars. Construction and Building Materials 94: 644-655.
- 18. Kunnath SK (2009) Nonlinear uniaxial material model for reinforcing steel bars. Journal of Structural Engineering 135: 335-343.

OMICS International: Publication Benefits & Features

Unique features:

- Increased global visibility of articles through worldwide distribution and indexing
- Showcasing recent research output in a timely and updated manner Special issues on the current trends of scientific research

Special features:

- 700 Open Access Journals 50.000 Editorial team
- Rapid review process
- Quality and quick editorial, review and publication processing
- Indexing at PubMed (partial), Scopus, EBSCO, Index Copernicus, Google Scholar etc.
- Sharing Option: Social Networking Enabled
- Authors, Reviewers and Editors rewarded with online Scientific Credits Better discount for your subsequent articles
- Submit your manuscript at: http://www.omicsonline.org/submission

CHARACTERISTIC DEFECTS-CORROSION DAMAGE AND MECHANICAL BEHAVIOR OF DUAL PHASE REBAR

Ch. Apostolopoulos¹, Arg. Drakakaki^{1*}, Alk. Apostolopoulos², T. Matikas²,

A.I. Rudskoi³, G. Kodzhaspirov³

¹University of Patras, Panepistimioupolis Rion, 26500 Patras-Greece

²University of Ioannina, Ioannina, Greece

³Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Polytecnicheskaya 29, St. Petersburg, 195251, Russia

*e-mail: drakakaki@mech.upatras.gr

Abstract. The demands for constructions with high mechanical performance, located in seismic areas, expressed through EC2 and EC8- part3, were importantly satisfied mainly with the use of Tempcore dual phase steel bars. High mechanical performance of dual phase steel comes from the combination of the mechanical properties of each individual phase. However, several times have been reported problems concerning their structural cohesion.

In the present study four different technical classes (DP) of reinforcing steel bars were used: B500c, B450c, B400c and B500b. SEM and EDX analyses were used, focusing not only on the internal defects regions of the materials (before and after corrosion), but also on the external areas affected by pitting corrosion. Moreover, in terms of the experimental procedure, mechanical tensile tests were conducted, on both corroded and non corroded reinforcing steel bar specimens and the pertinent results are analyzed.

The conclusion from the present study is that both internal and external defects constitute a major problem for constructions, by diminishing their mechanical performance and resulting in their premature failure.

1. Introduction

During the last years, extended disasters were reported after powerful earthquakes. These facts raise speculations concerning not only the structural integrity and the performance of the constructions, but also the sufficiency of the technical characteristics and demands of the high strength steel bars used. The demand for constructions with high mechanical performance in earthquake prone areas of the EU was expressed through Eurocode 2 [1], Eurocode8- part3 [2]. These regulations demanded the use of high mechanical performance steel (high strength and ductility) category c. This demand was satisfied with the adoption of Tempcore dual phase steel bars, which occupy an increasing market share and with the micro-alloyed steel bars as well.

As it is widely known, dual phase high performance steel, which is made of scrap metal, shows an external high strength zone (martensitic phase) and a softer core (ferrite-perlite phase). Beyond these two obvious phases, there is a transition zone called bainite phase. The high mechanical performance of dual phase steel comes from the combination of the mechanical properties of each individual phase, where the increased strength properties are credited to the presence of the outer martensitic zone, and the increased ductility to the ferito-perlitic core. Due to the coexistence of the different phases, an assumption could be made, that the continuity and the coherence of the structure of the specific type of steel is taken for granted. However, this anticipation is not always satisfied, since given the variety of the phases, there are distinct areas

of different types of crystal structures and consequently different types of mechanical behavior on each phase of the material. Moreover, quite often, final products suffer from surface and internal defects, which deteriorate the final product quality. These defects occur at the early stages of the casting of the steel bars, as it was analyzed in study [7], which was presented at the 11th International Scientific and Technical Conference, which took place in Saint Petersburg in Russia on 2015. Similar information is given in studies [3-6].

Studies [8, 9] are related to internal micro cracks, micro voids and non-metallic sulfide compounds (MnS, FeS), which react selectively to the presence of chlorides (coastal environment) and contribute towards their fast and dangerous swelling.

Inclusions, voids, cracks and micro-cracks can be formed within steel microstructure during solidification of steel, as Thomas [3] refers. Sulfur and phosphorus are undesirable impurities in steel, since they may lead to low toughness, poor weld ability and so on. As it has been proved by various studies, such as [10], the size and the morphology of sulfides in steel may cause additional problems. Large sulfides usually result in poor mechanical properties, and non-spherical sulfides are responsible for certain anisotropic properties due to their non determined shape, resulting in the diminishment of the materials performance.

However, internal defects are not the only factor that affects the internal structure of steel. Another important and equally harmful factor is the surrounding environment. A typical example is the saline environment, which is rich in chlorides, that performs an intense action. There are various examples of European countries, which are located in coastal environment, that need to confront the intense erosive activity which usually begins in the form of pitting corrosion. Pitting corrosion is a localized degradation of the corrosion resistance of the metal, which initiates by the penetration of some aggressive anions, such as Cl- ions, through ruptures found at discrete sites on the passivized film layer. It is a highly localized form of corrosive attack that leads to the loss of material. Study [11] refers that in some cases, if left to continue, then pitting may increase to full wall thickness perforation.

According to [12], pitting may act as an initiator of another, much localized corrosion like crevice corrosion, shielded by corrosion products and inter-granular corrosion at grain boundary region. It also acts as a local stress raiser to environmentally induced cracking viz. SCC (stress corrosion cracking) and HIC (hydrogen induced cracking). Pitting corrosion is one of the main causes of the performance deterioration and structural failures of industrial systems.

Once pitting has been initiated, the growth of the pits will depend on the charge difference of the electric field strength between the regions within and around the pits. Metal dissolution within the pits produces excessive charge. Negatively charged Cl^- ions migrate from the surrounding area towards the pit cavity to induce the corresponding neutralization. The rate of Cl^- migration (or pit propagation) depends on several factors such as pit shape, surface roughness and salt films concentration. Paul and Biswas [12] mention that the combination of all these factors results in a more aggressive pit environment than the critical chemistry needed to encourage pitting growth. After pitting initiation, growth is controlled by the following electrochemical reactions.

Anodic reactions inside the pit:

Fe \leftrightarrow Fe₂+2e- (dissolution of iron) [12]. The electrons given up by the anode (inner wall of the pit) flow to the cathode (passivated surface outside the pit) where they are discharged with the following cathodic reaction:

 $O_2 + H_20 + 2e \rightarrow 2(OH)$ [12]. The effect of these reactions is that the electrolyte within the pit is enriched with the positively charged ions, in contrast to the surrounding electrolyte of the pit, which becomes negatively charged. The positively charged pit attracts the negatively charged Cl- ions, increasing the acidity of the electrolyte according to the following reaction

 $FeCl_2 + 2H_2O \leftrightarrow Fe(OH)_2 + 2HCL.$

The previous reaction produces HCl, which aggravates further dissolution of the metal,
producing more Fe++ within pit and hence excessive charge again by the above reaction. Consequently, the previously referred steps keep repeating, simulating pit growth to an autocatalytic process. Steel corrosion can be arisen from the exposure to corrosive media, such as sour gas or hydrogen sulfide (H₂S), carbon dioxide (CO₂) and free water. Frequently, relatively high operating temperatures and pressures get involved, which can further exacerbate the rate of corrosive attack. Furthermore, study [13] mentions that due to the possibility of the presence of a 'cocktail' of corrosive media, a simultaneous action of combined corrosion mechanisms may take place. The results of the experimental study, which was conducted by Apostolopoulos et al. [4], showed that for equal mass loss rates, due to corrosion process, among the embedded and the bare dual phase steel bar specimens, embedded specimens recorded higher mechanical degradation. This fact was associated with the higher surface damage which was observed due to pitting corrosion.

Various studies have been conducted by many researchers [5, 6, 7, 8, 14, 15, 16] on the detection of internal structural imperfections of the material and their development over time (under corrosion conditions). Avci et al. [17] in their study depict a sulfide area, as well as the surrounding dissolution mechanism of the material of the iron. This particular morphology, of protruding MnS at the center of a pit, is pretty common in the early stages of pit initiation and development. Notice also that MnS does not erode as fast as the surrounding Fe matrix during the initial stages of corrosion. The proposed mechanism of corrosion is depicted in Fig. 1. It is very likely that the adsorption of Cl- ions in and around the strained regions of a MnS–Fe interface triggers the anodic dissolution of Fe2+ ions. It is important to reemphasize here that Cl- ions are not involved in redox reactions, but catalyze the anodic processes by adsorbing on the surfaces around the MnS inclusions and by chasing away the conduction electrons of the strained matrix, which results in the anodic dissolution of iron from these regions as depicted in Fig. 1 [17].



Fig. 1. Corrosion mechanisms surrounding a MnS inclusion: refer to [17] for details.

The study that was conducted by Negheimish et al. [18] is worth noticing as well. In the frames of the specific study manganese sulfide [MnS] inclusions in steel rebar are examined, exposed to simulated concrete pore solution to understand their role in passive film, corrosion and pit propagation behavior. The results showed that MnS inclusions adversely affected the nature of passive film and accelerated corrosion and pit formation. Results of studies [6-7] refer to frequently occurring defects, the majority of which firstly appear during the casting procedure. This fact has an impact on the mechanical performance and the reliability of steel bars, since in many cases sulfide and microvoid areas act as stress concentration points or motivate micro cracks formation during the loading, a fact that has been mentioned in study [19] as well. The average stress concentration inside the inclusion is higher for more rigid inclusions. The properties which have been defined for the interface govern the average stress concentration around soft inclusions, but the stress concentration of the size effect of the inclusion on the level of the stress concentration reveals a critical size of the inclusion where the stress concentration does not increase with the growth of the inclusion for a given applied

load and boundary conditions. However, during the violent loading, recycles may cause coalescences of critical importance for the steel, due to their proximity, forcing a multiple cracking phenomenon. This phenomenon has also been described in [20]. Moreover, according to [4, 6, 7, 15], corrosive environment also causes not only surface damage assisted by pits, but also damage within the outer surface, due to sulfide existence on the martensite area. This fact results in the extension of the damage in depth. According to the same study, rapid depletion of the ductility, or even failure, may occur in high strength and ductility dual phase steel bars, due to the combination of interior and exterior damage phenomena under strong stresses.

The main purpose of this study is to describe and to evaluate the influence of corrosion on dual phase steel bars and to estimate the degradation of its mechanical properties and performance, which is the result of the cooperation of the internal and the external damage, under those hazardous circumstances. What is also analyzed is the fact that induced damage is not owed only to internal defects, but also to the detriments resulting from the prevailing environment conditions, which are responsible for the development of the external damage.

2. Experimental procedure

The materials used in the present study were four different technical classes (DP) of reinforced concrete steel bars, namely B500c, B450c, B400c and B500b, coming from European factories, which were produced by the same steel manufacturer using the "tempcore" method. The chemical composition, which is approximately the same for the four different steel bar categories, is presented in Table 1.

| 1 | <u> </u> |
|----------|----------------------------|
| | B500c, B450c, B400c, B500b |
| C, % | 0.22 |
| P, % | 0.050 |
| S, % | 0.050 |
| Cu, % | 0.80 |
| N, % | 0.012 |

Table 1. Chemical composition of B500c, B450c, B400c and B500b steel bar categories.

In Fig. 2 are shown representative optical micrographs of a DP-steel B500c (Φ 12), produced in this work, that were etched revealing the martensitic skin, the transition zone and the ferritic -perlitic core, upon immersion in a Nital solution 2 %. In the microstructures shown in Fig. 2, the bright grains are the ferrite phase and the dark ones are the martensite. At their transition zone, bainite phase can be recognized. At the same time, SEM and EDX analyses were used for the analysis of the fracture surfaces, focusing not only on the internal defects regions of the materials (before and after corrosion), but also on the external areas affected by pitting corrosion. Moreover, in terms of the experimental procedure, mechanical tensile tests were conducted, on both corroded and non corroded reinforcing steel bar specimens. The pertinent results are analyzed.



Fig. 2. Representative optical micrographs of a DP-steel B500c, etched, revealing the different phases discrimination, upon immersion in a Nital solution 2 %.

Half of the B500c specimens used have a 10mm diameter. The rest specimens have a 12 mm diameter and 510mm length each. All the steel specimens of Φ 10 and Φ 12 were taken from different sources. This process was followed not only for bare specimens but also for embedded, which were prepared in cylindrical shape with peripheral concrete cover equal to 10 mm, compressive strength equal to 20 MPa and C16/20 class of concrete.

As far as the rest three categories (B400c, B450c and B500b) are concerned, the specimens used had a nominal diameter of 16mm and 1m length. Besides these, two reference specimens, with 10 mm diameter, which belong in B500c steel bar category, were mechanically tested.

2.1. Artificial Corrosion and the Mechanical Tests of the specimens. The specimens used, (directly exposed to the corrosive medium) were inserted in a laboratory salt-spray exposure chamber, in accordance to the ASTM B117-94 [21] specification. The exposure of the bare and the embedded specimens to the corrosive medium was direct and was defined for the different periods of 15, 30, 45, 60, 75 and 90 days for the bare and of 30, 60 and 90 days for the embedded respectively.

The ASTM B117 [21] specification covers every aspect of the apparatus configuration, procedure and conditions required to create and maintain a salt spray (fog) testing environment. The selection of such a procedure for corroding the specimens, relies on the fact that the salt spray environment lies qualitatively closer to the natural coastal (rich in chlorides) conditions than any other accelerated laboratory corrosion test. In principle, the testing apparatus consists of a closed chamber in which a salted solution atomized by means of a nozzle, produces a corrosive environment of dense saline fog. The salt solution was prepared by dissolving 5 parts by mass of sodium chloride (NaCl) into 95 parts of distilled water (pH range 6.5-7.2). The temperature inside the salt spray chamber was maintained at $35 \,^{\circ}C$ (+1.1–1.7) $^{\circ}C$. The corrosion procedure was carried out at a cycle time of 3 hours resulting in 8 wet-dry cycles per day.

At each testing date specimens were removed from the salt spray chamber, washed with clean running water to remove any salt deposits from their surfaces and air-dried. The corrosion products were removed from the surface of the specimens by means of a wire brush, according to ASTM G1 specification [22]. The specimens were then weighted and the mass loss due to corrosion exposure was calculated with the use of equation (1):

 $\Delta m = [(m_0 - m_c)/m_0] * 100 \%,$

(1)

where, m_0 is the mass of non-corroded specimens and mc the reduced mass of the corroded specimen. Both reference specimens (before corrosion) and specimens exposed to corrosion for different periods were subjected to tensile mechanical tests.

The tensile tests were performed according to the ISO/FDIS 15630-1 specification [23], using a servo-hydraulic MTS 250KN machine with a constant elongation rate of 2 mm/min. Each bar was cut to the tensile testing length of 510 mm, according to the standard. The mechanical properties, yield strength Rp, ultimate strength Rm, and uniform elongation Agt, were determined.

3. Results and Discussion

Results mainly refer to the most representative and significant cases of the mechanical behavior of the specimens, coming from the four different dual phase steel bar categories. A few specimens were additionally submitted to cross and longitudinal sections so as to properly formulate, after grinding and careful polishing, certain plates in the demanded geometry.

The preparation of the slide specimens for SEM analyses was performed as follows: Grinding and polishing of the samples were carried out on a Minimet TM grinder Polisher machine (Buehler ltd.). After normal grinding of the sample surfaces with SiC paper, diamond and SiO₂ polishing compounds were used for producing stress free surfaces. Scanning electron microphotographs recorded with field emission scanning electron microscope (ZEISS, SUPRA

35VP) operating at 15 and 30 keV accelerating voltage. The microscope is equipped with backscattered electron detector and x-ray microanalysis system (QUANTA 200, BRUKER AXS) in order to get the appropriate information's from the surface structure of the samples.

Similar SEM-EDX analyses were performed on fracture surfaces (corroded and noncorroded), with the use of X rays, after rigorous polishing. For B500c dual phase steel bars, Φ 12 diameter, the findings (before corrosion) revealed the existence of microcracks and microvoids in the material. These findings were detected locally and are characterized as internal defects of the materials. Moreover, through X rays diffusion, the appearance of pores was obvious at the external martensitic surface and at the same area high sulfide concentration was noticed. This fact increased the requirements for damage expansion at the inner area of the external surface (skin). Given the sensitivity of the sulfides to corrosion, in these areas, more attention is paid to items such as copper content, which are factors that should be attributed to the quality of the scrap metal used. From certain images of the specimens that were placed under treatment, was found that within 50 microns from the outer surface develops an area with elongated "dividing" undulations, which seems to obey on the shaping of the steel in steel bar, with Mn, Cu and Si (Figs. 3 and 4).



Fig. 3. Surface layer of 50 µm thickness, with elongated "dividing" undulations, rich in MnS, Si and Fe oxides.



Fig. 4. Surface layer of 50 μm thickness, with elongated "dividing" undulations, rich in MnS, Si and Fe oxides.

Such a phenomenon is considered to be quite common on the external surface, even before corrosion. Moreover, it should be noted that at these areas a native intergranular corrosion can be detected, even before the artificial corrosion of the specimens in the salt spray chamber. These phenomena, in combination with the extended sulfides (Mns, FeS) development in the outer zone of the material, constitute, without a doubt, a characteristic tendency of the material to corrosion (Fig. 5).



Fig. 5. Extended sulfide development in the outer area of the material.

Characteristic defects (oxides and sulfides), as well as intergranular corrosion phenomena, not only constitute very serious degradation factors for the material but they also have impact on its mechanical performance.

On non corroded steel bars B500c category, $\Phi 12$ diameter, which were subjected to tensile tests up to the neck appearance (before failure), several cross sectional areas at different depths were examined, via SEM optical processing. At those areas, several voids, inclusions and sulfides were revealed. Figure 6 shows a spot series (inclusions, sulfides) and voids which surround the granular groups and can affect the mechanical behavior of the limit load cases.

Figure 6 focuses on the martensitic area in 350 µm depth.

In Fig. 7 is presented an impressive microphotograph, where the grey spots are turning into polygonal patterns, each of which is surrounding grains groups.



Fig. 6. Voids and inclusions in the martensitic zone.



Fig. 7. Voids surrounding grains groups.

Figures 8 and 9 derive from EDX process, which shows the existence of either visible or not visible sulfides as well as the dispersed copper (Cu), which is possibly owed to the scrap provenance of the material.



Fig. 9. Stoichiometry in 350 µm depth.

Figure 10, which has been taken from [6] study that processes on the same rebar group, presents a SEM analysis of a longitudinal cut in the fracture region in a non - corroded B450C specimen after tensile test.

Certain results of the present experimental procedure, which were published in [6] and constitute a part of an ongoing study conducted by prof. Apostolopoulos prove that both defects

and voids have been obviously extended and oriented to the direction of the (growing) external applied load. The deviation from horizontality at 13-15 degrees is caused by the development of shear stresses (shear deformation is dominant) in the failure location of the specimen. Furthermore, at those areas, voids were more frequent. Certain of the voids, located near the fracture surface, were elongated in the tensile direction. The development of the particularly intense deformations in the fracture area clearly contributes to the elongation and coalescence of interior holes. On the fracture surfaces porosity and inclusions were recorded. In general, these two types of defects appear to have a significant impact on failure, since throughout the entire length they have their negative imprint. This information has already been mentioned in [6].





Figure 11 is taken from $\Phi 10$ specimen, in 770 µm depth, where the martensitic zone ends and the transition zone (bainite) begins. At the area where the three metallurgical phases (martensite, ferrite and perlite) coexist, voids and sulfides detection was confirmed. Similar findings were recorded in ferritic-perlitic area, at 2500 µm depth.



Fig. 11. Intense presence of sulfides on the transition zone of a $\Phi 10$ specimen, in 770 μ m depth.

Certain important findings concerning a longitudinal section of a non corroded B500c steel bar, $\Phi 10$ diameter are presented in Figs. 12a-c. The elongated inclusion (2300 µm length) which has been detected in the martensite-bainite interface (transition zone) is characterized by the intense presence of sulfides, oxides and voids, which from one point of view have no "mechanical performance". On the other hand, it constitutes a region, which in presence of chloride ions is responsible for the destruction of the surrounding iron (Fe).



Fig. 12. (a). An important finding on a longitudinal section of a non corroded B500c steel bar with 10 mm diameter, (b). Intense presence of sulfides, (c). FeS and MnS identification through EDX image processing.

Moreover, it is believed that the coexistence and the continuance of the material between the phases of the martensite and the core (interface limits) is sustained and coherent. However, from a metallurgical point of view, it is not true. Reality lies in the fact that the interface is not coherent in the boundaries, between the ferritic-perlitic zones, as it is a region of different crystal types with subsequently different mechanical properties. Figs. 12a-b, 13, 14, and 15 confirm this view. Under laboratory investigation on the mechanical behavior of the transition zone, a Φ 8 B500c steel bar sample was recorded (the martensitic percentage was calculated at 24 %), after the imposition of eccentric compressive load pointed at the martensitic skin of a cross section on the kinematic behavior of the gauge. In reference to this fact, Figs 13, 14, and 15 present various point of views, such as the surface of the slip area and the lower level of the core. Rupture of the two phases and slide lines can also be observed.



Fig. 13. Veeco Device shows the detachment between Martensite–Core (about 400 μm).



Fig. 14. (a, b). The area where the external martensitic skin slips towards the core is indicative.

Further cross sections and focus (via EDX analysis) on the interface of the martensite and the transition zone (bainite) revealed silicon and iron oxides, as well as sulfides derived from the production process of the material. The extension of these findings, constitute possible threats for steel mechanical degradation. Mechanical degradation is owed to the fact that the previously referred oxides and sulfides cannot receive any load and for this reason they constitute potential sites for stress concentration development. This fact has been described in recent studies [10, 24, 25, 26].



Fig. 15. (a, b). The presence of concentric cracks peripheral to the degraded part of the martensitic skin.

It is well known that many researchers have reported the ductile failure mode of dual phase steels with major reports in studies [27, 28]. Studies [29, 30] attributed the failure to void formations resulting from the fracture of martensite elements and the detachment from the interface of the martensitic and ferritic-perlitic zone. Steinbrunner and Krauss [31] conducted a micro mechanical study so as to investigate the process of failure in dual phase steels and observed three mechanisms of void formation, namely, the detachment of interfaces, the fracture of martensite and the individual withdrawal of the martensite. Kang and Kwon [32] studied the fracture behavior of steel structure (in medium carbon steels) and observed that the ferrite-martensite interface decohesion was the predominant mode of the void nucleation and growth, where martensite structure was the lath type. Nam and Bae [16] showed that the overwhelming of the reports show that most of the voids that lead to fracture, were formed in the core- martensite interface, despite the initially cracked martensite. Ahmed et al. [8] mention 3 ways of void formation in grains: martensite cracking, detachment of the ferrite-martensite interface and detachment of the interface. They associate the failure mode with the percentage of martensite Vm content, the void formation results in detachments on the ferrite-martensite interface, while the other two mechanisms appear in higher rates of martensite (Vm more than 32 %). As far as the degradation of B500c steel bar category is concerned, it is thought to be owed to the detachment noticed between the different phases, instigated by the existence of the defects.

For the investigation of the mechanical behavior of the $\Phi 10$ B500c non-corroded specimens, five tensile tests were conducted, according to the standard, in a servo hydraulic MTS-100kN test system. The cross head speed of the automatic controller of the machine was 2mm/min and the tests took place at room temperature. During the most of these tensile loadings, a "knee" was observed at the elastic region. At the same time, elastic modulus reduction was recorded. A typical example is illustrated in Fig. 16, where the gradually deteriorating response of the material after corrosion is presented.



Fig. 16. Stress-strain curve of non-corroded specimen, $\Phi 10$, B500c category, with the appearance of a "knee", in comparison with a corresponding corroded specimen.

The initial Young's modulus E1, appears to take different values E2 and E3, in each case (non corroded and corroded respectively), in respect to the loads which are gradually imposed to the material. As a result, the relevant value of yield strength point corresponds to an increased strain.

The occurrence of a "knee" in the elastic region of the reference specimens, led to further tests. The tensile tests of the non-corroded (reference) rod B500c Φ 10, were performed until the necking initialization. Afterwards, several cross sections of 10mm each were cut successively along the bar's length. After numbering the samples, as shown in Fig. 17 and Fig. 18a, they were tested with the non-destructive method of ultrasound C-Scan, see Fig. 18b.



Fig. 17. Sample mapping.



Fig. 18. Ultrasound inspection of samples.

Ultrasound examination was performed so as to detect and evaluate any internal discontinuities in the structure of the bar. The examination showed that the samples with numbers 1-6, 9-12 demonstrated a structural defect in the interface of martensitic and feritoperlitic cortex, as shown in Fig. 19.



Fig. 19. Ultrasonic C-scan results.

However, the occurrence of "knee" in the elastic region along with the results (qualitative nature) of ultrasound process raised serious "hinds" regarding the non-consistent bonding of the martensitic cortex and the core, which led to further investigation. So, as to eliminate the possibility of structural defect in ferritic perlitic core of B500c, three mechanical tests were performed in the non- corroded specimens that had previously been lathed till they reached a 4 mm diameter, a point at which only the core remained. At this point, the results would allow us to know if there is an integral or an imperfect adhesion between the bainite and martensite phases. Figure 20 depicts a lathed specimen and Figure 21 presents its respective stress-strain diagram after a tensile test. In none of the three diagrams of the lathed specimens, did a "knee" occur in the elastic region.



Fig. 20. Lathed specimen till core remains.



Fig. 21. A respective stress-strain diagram after a tensile test.

Excluding structural defect in the core of the material, the interest was focused on the examination of the fracture surface on the interface of the martensitic skin and the core, using Scanning Electron Micrographs analyses. Figures 22a,b clearly show a localized detachment in the interface of the martensite and the internal core of the pre-corroded material.



Fig. 22. (a, b). A detachment of the corroded martensitic skin can satisfactorily explain the formation of the "knee" in the elastic region. Focus on the boundary between the martensite and the core of the cross section.

In Fig. 22, the crack is located in a distance of approximately 700 μ m from the external surface of the steel bar. This distance coincides with the average thickness of the martensitic cortex in dual-phase steel B500c, with a nominal 10 mm diameter. Taking these results into account, it can be suggested that the mechanical performance of certain series of steel specimens was not reliable.

Further tensile tests were conducted as well. Results given from B400c category, $\Phi 16$ (with a nominal 16 mm diameter), dual phase steel bars also show local irregularities close to the yield stress point and in the elastoplastic area. It should be noted that for the specific category, martensite constitutes the 27.50 % of the cross sectional area.

Conclusively, it appears that mechanisms like debonding and decohesion may initiate in several locations and in some of them lead to local detachment of the two metallurgical phases (Fig. 22).

These findings constituted the trigger for further investigation and several additional tensile tests as well. Within one of these tests in a non-corroded (reference) B500c Φ 10 specimen, ultrasonic examination was performed, so as to detect and evaluate any internal discontinuities in the structure of the bar (Figs. 17, 18 and 19). The examination results showed that the areas located closer to the "neck" formation presented more structural defects in the interface of martensitic and ferritoperlitic cortex.

Similar bilinear behavior was also performed by the Φ 12, B500c dual phase steel bar specimen series, which was elastoplastically loaded up to a 3 % deformation, during both loading and unloading (Fig. 23).



Fig. 23. Stress-strain curves for Φ 12 non-corroded specimens, during tensile tests and unloading, with the "knee" appearance in both loadings.

Through the "knees" appearance, which resulted from the loads, a drop in the elasticity modulus was observed as well. This drop was in respect with the gradually imposed loads. It can be easily noticed that the strain corresponding to the yield point, appears particularly increased until the threshold of the yield strength of the material. The "knee" formation is probably owed to the production mode of the material.

During the tensile tests that were performed on corroded specimens, similar things were recorded as well. Figure 24 presents the stress-strain test of a corroded specimen, where the "knee" appearance is obvious. The gradual decline of the recorded stress, under which the "knee" formation occurs, appears to be associated with the degree of corrosion of the material. This phenomenon may be attributed to the corrosive agent that is responsible for both the gradual "softening" of the martensitic zone, due to the ageing that corrosion provokes, and for the development of pitting corrosion on the surface, which increases with regard to the degree of corrosion. The synergy of these two functions seems to be acting as a factor for further degradation of the material, given the fact that damage appears to be constantly spreading.



Fig. 24. Stress-strain curve for a Φ 12 specimen, after 45 days of corrosion, during tensile test, with the "knee" appearance.

A worth-referring study, which deals with the "knee" appearance and the local detachment of the martensitic zone, is [33], from Masafumi Azuma. In that study, an effort was made to examine the response of each phase (martensite, feritic-perlitic) to the loading imposed. According to the noticed behavior, martensite particles and ferrite grains present different strains even though the strain given is the same. To be more precise, strain in the martensite phase is much lower than the one in ferrite, although martensite particles deform plastically. It appears that the wide diversification is related to the shape and the distribution of the martensite particles in the ferrite matrix. A typical example is the low strain expressed by the ferrite grains, which are surrounded by the particles that comes in contrast with the high deformation of the isolated ferrite grains. The equiaxed martensite particles record lower deformation. According to [33], the strains are averaged at each strain.

The four more characteristic types of void formations are presented in Fig. 25:

- void initiated by cracking of a martensite particle,
- void initiation by decohesion at the interface between ferrite and martensite and coalescence of two voids formed at the end of martensite particles,
- void initiation by decohesion at the interface between ferrite and martensite and growth of a void formed at the end of a martensite particle and
- void formation by decohesion at the ferrite/ferrite grain boundary.

Through this depiction, it can be easily understood that the interaction among the existing internal and external defects is not a rare phenomenon, on the contrary, it is usually inevitable. This interaction is considered to be responsible for many failure scenaria of the material, as it can also be proved by the laws of Applied Fracture Mechanics.



Fig. 25. Illustration of the four more characteristic types of void formation mechanisms between martensite particles in dual phase steels [33].

Namely, pitting, chloride and sulfide presence on the steel bars is considered to be very critical, since their interaction and their simultaneous action results in notches or cavities formation, or even in combined pitting. This interaction increases with corrosion exposure, leading to the initiation of corrosion paths formation (Fig. 26). Moreover, due to the increasing imposed deformation, there is a critical point at which crack growth and strain cannot continue. This is the point at which the hardening capacity is exhausted and final failure takes place.



Fig. 26. Formation of corrosion paths.

Elaborating the external surface of dual phase steel bar and more specifically the quantification of the artificial corrosion damage, various measurements needed to be taken concerning not only the conventional term of mean mass loss, but also the mean and the maximum pit depth, as well as the mean and the maximum pit area.

For this reason, two specimen series (B500c, Φ 12, 510 mm length, dual phase steel bar category) were prepared. In the first specimen group 18 bare specimens were included. In the second group 12 embedded specimens were included. The latter were constructed in cylindrical shape, with peripheral concrete cover 10 mm and C16/20 class of cement. Three specimens of each group were used as reference- non corroded cases. All the rest were inserted in the salt spray chamber for different exposure periods. For each exposure period, three specimens of each group were examined. Bare specimens were organized to 6 exposure periods (0, 15, 30, 60, 75, 90 days) and the embedded ones were organized to 4 exposure periods (30, 60, 90 days). After the completion of each predetermined period, the specimens were exported from the chamber and they were cleaned according to the pertinent standards. Mass loss was measured

for each specimen, and all the steel surfaces were meticulously examined, considering pitting corrosion, before the execution of the tensile tests. The results concerning mass loss and pitting measurements as well as the mechanical properties, or in other words the quantification of the artificial damage of both bare and embedded B500c steel bar categories Φ 12 diameter, are presented in Tables 2,3.

Mass loss of bare steel bar specimens, constantly increases up to 12.48 % for a corrosion duration up to 90 days. Maximum pit depths values increase as well. On the contrary, pitting areas do not vary significantly. It is worth referring that pitting measurements in bare specimens demonstrate a uniform type of corrosion, in contrast to the corresponding results for the embedded case, where pitting corrosion is the dominant.

It should also be explained that for pit depth measurements, what was taken into consideration was the deduction between the initiation and the ending point of each pit, as well as the uniform reduction of the nominal diameter, which is owed to uniform corrosion. Consequently, a pit depth measurement in the present study equals to the sum of those two lengths.

Table 2. Pitting measurements and mechanical properties on embedded specimens, B500c category, Φ 12 steel bar diameter, C16/20 type of concrete.

| | | Pitting measurements | | | | Mechanical properties | | | |
|---------------------------|-----------------|-----------------------------|-------------------------|---|-------------------------------------|-----------------------|--------------|-----------|-------------|
| Exposure Time, Days | Mass Loss, % | Mean Pit Depth, µm | Max Pit Depth, µm | Mean Pit Area, mm ² | Max Pit Area, mm ² | (Rp), MPa | (Rm), MPa | Agt, % | (U), MPa |
| 0 | 0 | - | - | - | - | 561,43 | 654,13 | 9.36 | 58.63 |
| 30 | 0.48 | 143 | 230 | 0.899 | 3.244 | 558.53 | 651.92 | 9.24 | 55.82 |
| 60 | 0.50 | 176 | 303 | 0.837 | 3.274 | 557, 41 | 650,08 | 8.74 | 52.50 |
| 90 | 0.65 | 172 | 393 | 0.919 | 3.448 | 556.90 | 647,90 | 8.35 | 50.12 |

Table 3. Pitting measurements and mechanical properties of bare steel bars B500c category, Φ 12 diameter.

| | | Pitting measurements | | | Mechanical properties | | | | |
|---------------------------|-----------------|-----------------------------|----------------------------|---|-------------------------------------|--------------|--------------|-----------|-------------|
| Exposure Time, Days | Mass Loss, % | Mean Pit Depth, µm | Max Pit Depth, µm | Mean Pit Area, mm ² | Max Pit Area, mm ² | (Rp), MPa | (Rm), MPa | Agt, % | (U), MPa |
| 0 | 0 | - | - | - | - | 561.43 | 654.13 | 9.36 | 58.63 |
| 15 | 2.53 | 213 | 275 | 0.924 | 1.971 | 537.64 | 635.49 | 8.23 | 51.36 |
| 30 | 6.69 | 283 | 400 | 1.155 | 2.239 | 506.61 | 595.62 | 7.14 | 38.65 |
| 60 | 9.47 | 285 | 365 | 1.278 | 2.472 | 490.53 | 572.78 | 6.08 | 34.17 |
| 75 | 11.42 | 321 | 525 | 1.3635 | 3.04 | 467.80 | 548.11 | 5.54 | 29.48 |
| 90 | 12.48 | 350 | 548 | 1.18 | 2.209 | 453.29 | 530.99 | 4.85 | 25.17 |

On the contrary, mass loss of embedded steel bars, does not significantly vary between 30 and 60 days of corrosion (0.48 %-0.50 %). Something similar happens to the maximum areas affected by this factor as well. However, pitting maximum depth is steadily increasing. Maximum pit depth is equal to 393 μ m for 0.65 % mass loss of the embedded specimens, while the same pit depth is reported for more than 10 % mass loss of the bare specimens. This fact confirms the assessment for pitting corrosion on the embedded specimens.

Moreover, certain further conclusions were made concerning pitting development: This particular behavior is associated with both the proximal pitting fusion phenomena and their further development see: Figs. 27a,b. Certain brief conclusions are given below: • It is a common phenomenon for two close pits to extent to a larger one.

• Another case is the appearance of a localized damage due to concentrated pits along with localized corrosion

• There are different shapes of pits, such as shallow and extended, or deep and narrow with steep pit walls, or even pits that contain inner pits.

• Usually, the pit is located on the base of the rib, where a higher stress concentration will occur during loading.



Fig. 27. (a, b). Various pitting shapes, (shallow, deep, sharp) constitute possible stress concentration positions.

Figure 28 graphically presents the change of the pitting factor (max pit depth/ mean pit depth) in reference to the mass loss, in red color for the embedded specimens and in blue color for the bare specimens, until 90 days of corrosion. It can be concluded that for mass loss about 0.65 % maximum pit depth value is about 400 μ m for embedded specimens. The same diagram shows that for mass loss lower than 0.50 %, pitting factor value is about 1.60. The same pitting factor value corresponds to 12 % mass loss for the bare specimens.



Fig. 28. Change of the pitting factor of theB500c, Φ 12, bare and embedded specimens in reference to mass loss (%).

On the other hand, for bare specimens it can be concluded that for mass loss about 2.5 %, pitting factor values range from 1.20 to 1.30. For mass loss about 10 % a range from 1.30 to 1.40 is recorded, while for mass loss about 12.50 % the values increase to a range from 1.35 to 1.60.

Conclusively, pitting factor values, which were taken from embedded specimens with low mass loss percentages (about 0.65 %) can depict in a very realistic way the corrosion effect on steel. Through these results, the importance of the external pitting factor on a critical failure mechanism is obvious, revealing the urgency of thorough study of its initiation and expansion.

Finally, SEM and EDX analyses, which revealed a gradual reduction of the adhesion between the two phases due to their imminent separation, strengthened our thoughts: see Figs. 29a,b.

The multiple responses of the phases of the material are owed to the differences between the metallurgical structures and the different strain hardening and strain rate sensitivity. The combined damage on the martensitic phase, due to corrosion factor, which was aided by external pits and internal defects close to the surface, is depicted in Fig. 30. Finally, in Fig. 31 is given a dual phase steel bar model, coming from Finite Element Analysis, using ANSYS Code, in reference conditions (Fig. 31a) and in corrosion conditions after pitting affection (Fig. 31b).



Fig. 29. (a, b) SEM-EDX analyses on the fracture surface of a specimen, after tensile loading.



Fig. 30. Depiction of the internal and the external damage mechanism developed on dual phase steel bars after corrosion



Fig. 31. Depiction of a finite element model (a) in reference conditions and (b) after corrosion affection.

The phases of the steel bar are discrete (martensite, transition zone and the core) and are presented in different colors. Given the figures, it is also easy to understand that the major damage on the corroded steel bar is located on the martensite layer and is not only a simple pitting result, but also the result of the combined action between pits and existing defects and their deterioration due to the harsh conditions, which quite often results in a coalescence among them. Last but not least, intense damage can also be noticed on the interface of the phases, resulting in their separation due to the loss of their adhesion. The source of this kind of damage is the existence of voids and sulfides and their swelling under corrosion conditions. The finite element model presented in Fig. 31 constitutes the first procedure of an ongoing study, which tends to analyze the mechanical behavior of the dual phase steel bars, under defects and pitting affection. At this point it should be mentioned that external damage, caused by pitting corrosion, can be estimated by measuring the number of pits per unit area and by extended study of the surface, using optical instruments. On the contrary, for the estimation of the internal imperfections and defects, several intersections should take place in order to collect the data demanded to approach the real situation.

4. Conclusions

Making an effort to conclude the previously referred findings, what can be pointed out is that structural problems coming from the production process is a frequent phenomenon for dual phase steel bars, which is mainly related to microcracks, microvoids and sulfides presence.

- Pitting presence, which is owed to the various aggressive factors that exist in any corrosive environment, results in the damage deterioration both superficially and deeply
- During stress, sulfide areas and microvoids, may act as stress concentrating factors for the various dual phase steel bar categories, affecting not only their ductility, but also their strength, which is a factor that makes them occasionally unreliable.
- Moreover, phenomena like "knee" formation in the elastic region of the specimens, in combination with the corrosion level, constitute an important diminishing factor of dual phase steel bars, as far as their strength is concerned.
- The combination of internal and external defects on dual phase steel makes it a material characterized by an unpredictable mechanical behavior and this is because due to the coalescence of the defects, mechanical performance is diminished, resulting in the premature failure of the material.

Acknowledgments

It should be referred that certain of the experimental results presented in the current study, constitute a part of our work for the European program RUSTEEL.

References

- [1] Eurocode 2, Design of concrete structures, European Committee for Standardization (Brussels, Belgium, 2004).
- [2] Eurocode 8, Design of structures for earthquake resistance, European Committee for Standardization (Brussels, Belgium, 2004).
- [3] G. Thomas, In: XXIV National Steelmaking Symposium (Morelia, Mich, Mexico, 2003), Vol. 26-28, p. 138.
- [4] C.A. Apostolopoulos, S. Demis, V.G.Papadakis // Construction and Building Materials 38 (2013) 139.
- [5] C.A. Apostolopoulos, T. Matikas, G. Kodzhaspirov, G. Diamantogiannis, A. Apostolopoulos, In: 10th International Conference "Advanced Metallic Materials and Technology" (Saint Petersburg, Russia, 2013).
- [6] C.A. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, A.C. Apostolopoulos // *Journal of Materials in Civil Engineering* **28** (2015) 2.
- [7] C.A. Apostolopoulos, A. Drakakaki, G. Kodzhaspirov, In: *11th International Scientific and Technical Conference* (Saint Petersburg, Russia, 2015).
- [8] E. Ahmad, T. Manzoon, Ali Kanwar Liaqat, J.I. Akhter// ASM International 9 (2000) 306.
- [9] C.A. Apostolopoulos, C.A Rodopoulos // International Journal of Structural Integrity 1 (2010) 1.
- [10] Z. Liu, Y. Kobayashi, M. Kuwabara, K. Nagai // Materials Transactions 48 (2007) 12.
- [11] L.L. Shreir, R.A. Jarman, G.T. Burnstein, *Corrosion: Metal/Environment Reactions* (Butterworth -Heinemann, Elsevier, 1994).

- [12] S. Paul, I. Biswas // Journal of Innovations in Corrosion and Materials Science 5 (2015) 10.
- [13] P. Roffley, E.H. Davies // Engineering Failure Analysis 44 (2014) 148.
- [14] C.A. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis, G.E. Kodzhaspirov, *Nanotechnologies of Functional Materials* (Saint Petersburg, Russia, 2012).
- [15] C.A. Apostolopoulos, G. Diamantogiannis // Applied Mechanical Engineering 1 (2012) 5.
- [16] W.J. Nam, C.M. Bae // Journal of Material Science 34 (1999) 5661.
- [17] R. Avci, B.H. Davis, M.L. Wolfenden, I.B. Beech, K. Lucas, D. Paul // Corrosion Science 76 (2013) 267.
- [18] A.A. Negheimish, A. Alhozaimy, R.R. Hussain, R. Al-Zaid, J.K. Singh, D.D.N. Singh // NACE International 70 (2014) 1.
- [19] L. Zhang, B.G. Thomas, In: XXIV National Steelmaking Symposium (Morelia, Mich, Mexico, 2003).
- [20] P. Juvonen, *Effects of non-metallic inclusions on fatigue properties of calcium treated steels.* PhD Dissertation (Helsinki University of Technology, Espoo, Finland, 2004).
- [21] ASTM B 117-94, Standard practice for operating salt (fog) testing apparatus, Section 3: Metal test methods and analytical procedures (West Conshohocken, Philadelphia, USA, 1995).
- [22] ASTM G1, Standard practice for preparing, cleaning and evaluating corrosion test specimens (2011).
- [23] ISO/FDIS 15630-1, International Standard. Steel for the reinforcement and prestressing of concrete-test methods. Part 1: Reinforcing bars, wire rod and wire (Geneva, Switzerland, 2002).
- [24] A. Belyakov, Y. Kimura, K. Tsuzaki // Acta Materialia 54 (2006) 2521.
- [25] A.W. Gjonnes, Effect of Sulfide Inclusions in Austenitic Stainless Steel on the Initiation of Pitting in Base Metal and Heat Affected Zone after Welding, PhD Dissertation (Department of Materials Science and Engineering, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway, 2012).
- [26] Dr. Mohammad, R. Allazadeh // white paper steel-grips.com (2015) [http://steel-grips.com/articles/2015/sg15006.pdf]
- [27] M.S. Rashid, In: Society Automotive Engineers Congress (Detroit, 1977).
- [28] M.S. Rashid, E.B. Cpeek, In: *Metallic Materials ASTM STP 647.Americal Society for Testing and Materials* (Philadelphia, 1978), p.174.
- [29] T. Gladman, *The physical metallurgy of microalloyed steels* (The Institute of Materials, The University Press, Cambridge, London, 1997).
- [30] N.K. Balliger, In: *Advances* in the *Physical Metallurgy* and *Applications* of *Steels*, Book 284 (The Metals Society London, 1982).
- [31] D.L. Steinbrunner, G. Krauss // Metallurgical Transactions A 9 (1988) 579.
- [32] S. Kang, H. Kwon // Metallurgical Transactions A 18 (1987) 1587.
- [33] M. Azuma, *Structural control of void formation in dual phase steels*, PhD Dissertation (Department of Wind Energy, Technical University of Denmark, Denmark, 2013).