

T.C.
İNÖNÜ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

PASLANMAYA MARUZ BIRAKILMIŞ BETONARME ÇERÇEVELERİN
ÇEVİRİMSSEL YÜKLEME ETKİSİ ALTINDA YAPISAL DAVRANIŞLARININ
DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ

Ahmet İhsan TURAN

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Tez Danışmanı: Doç. Dr. Yaşar AYZ

MART 2024

**T.C
İNÖNÜ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**PASLANMAYA MARUZ BIRAKILMIŞ BETONARME ÇERÇEVELERİN
ÇEVİRİMSSEL YÜKLEME ETKİSİ ALTINDA YAPISAL DAVRANIŞLARININ
DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

**Ahmet İhsan TURAN
(36193621025)**

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

**Tez Danışmanı: Doç. Dr. Yaşar AYAZ
Eş Danışman: Prof. Dr. Hakan YALÇINER**

MART 2024

TEŞEKKÜR VE ÖNSÖZ

Lisansüstü çalışmamın tüm aşamalarında akademik bilgi ve tecrübesinden, çözüm odaklı bakış açısından ve özgün fikirlerinden yararlandığım, çok değerli danışman hocam Sayın Doç. Dr. Yaşar AYAZ’a, eş danışman hocam Sayın Prof. Dr. Hakan YALÇINER’e ve Sayın Doç. Dr. Atila KUMBASAROĞLU’na

Bu çalışma, İnönü Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi (BAP) tarafından desteklenen “Korozyona Maruz Kalmış Betonarme Çerçevelerin Sismik Performans Seviyelerinin Tahmin Edilebilmesi İçin Ampirik Modellerin Geliştirilmesi” başlıklı FBA-2021-2483 kodlu proje kapsamında gerçekleştirilmiştir. Bu nedenle İnönü Üniversitesi Rektörlüğü ile Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimine,

Bilgi, fikir ve tecrübeleri ile önemli katkılar sağlayan tez izleme komitesi üyeleri Sayın Prof. Dr. Mehmet Burhan KARAKOÇ’a ve Sayın Prof. Dr. Şemsettin TEMİZ’e teşekkür ederim. Tez savunma sınavıma katılarak, görüş ve yorumlarını esirgemeyen Sayın Doç. Dr. Mehmet Fatih ŞAHAN’a,

Tez çalışmam süresince deneysel çalışmalarında yardımlarıyla katkıda bulunan, değerli vakitlerini benden esirgemeyen başta mesai arkadaşım Arş. Gör. Alper ÇELİK’e, Umytjan YANGİBAYEV’e, Abdul Samet BİNALİ’ye, Melih Şakir POLAT’a, Akif Berke ÖZTÜRK’e, Abdulkadir TÜRKOĞLU’na, Yusuf Alptekin Polat’a, Ömer Faruk PALAZ’a,

Bir an olsun desteklerini esirgemeyen canım aileme tüm kalbimle teşekkür ediyorum. Ve son olarak bu tez çalışmasının başarıya ulaşmasında gösterdiği her türlü destek ve anlayış için sevgili eşim Merve TURAN’a

teşekkür ederim.

ONUR SÖZÜ

Doktora tezi olarak sunduğum “**Paslanmaya Maruz Bırakılmış Betonarme Çerçevelerin Çevrimsel Yükleme Etkisi Altında Yapısal Davranışlarının DeneySEL Olarak İncelenmesi**” başlıklı bu çalışmanın bilimsel ahlak ve geleneklere aykırı düşecek bir yardıma başvurmaksızın tarafımdan yazıldığına ve yararlandığım bütün kaynakların hem metin içinde hem de kaynakçada yöntemine uygun biçimde gösterilenlerden oluştuğunu belirtir, bunu onurumla doğrularım.

Ahmet İhsan TURAN



İÇİNDEKİLER

TEŞEKKÜR VE ÖNSÖZ	i
ONUR SÖZÜ	ii
İÇİNDEKİLER.....	iii
ÇİZELGELER DİZİNİ.....	v
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	vi
SEMBOLLER VE KISALTMALAR	x
ÖZET.....	xi
ABSTRACT	xii
1. GİRİŞ.....	1
1.1 Tezin Amacı ve Kapsamı.....	1
1.2 Korozyon	3
1.2.1 Korozyon mekanizması	12
1.2.2 Korozyon çeşitleri	14
1.2.3 Korozyon ölçüm yöntemleri	15
1.3 Donatı Korozyonunun Betonarme Yapılar Üzerindeki Etkisi	18
1.4 Betonarme Elemanların Doğrusal Olmayan Davranışı	23
1.4.1 Moment – eğrilik ilişkisi	25
1.4.2 Plastik mafsalları	27
1.4.3 Plastik mafsalları uzunluğu modelleri	29
1.4.4 Eğrilik – dönme ilişkisi	32
1.4.5 Betonarme elemanda deplasman bileşenleri	34
1.4.5.1 Eğilme deformasyonu	34
1.4.5.2 Kırma deformasyonu	35
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	47
2.1 Çevrimsel Yükleme Protokolleri	47
2.2 Korozyonlu Donatının Mekanik Özellikleri	49
2.3 Birincil Çatlak Genişliklerini Tahmin Etmeye Yönelik Modeller	52
2.4 Gerçek Korozyon Oranını Tahmin Etmeye Yönelik Geliştirilen Modeller	62
2.5 Korozyonlu Betonarme Kolonlar ve Geliştirilen Modeller	64
2.6 Betonarme Elemanlarda Kolon-Kiriş Birleşim Bölgeleri.....	71
2.7 Korozyona Maruz Kalmış Betonarme Çerçeveler İçin Geliştirilen Modeller	73
2.8 Kesit Analizi Üzerine Gerçekleştirilen Çalışmalar.....	75
3. MATERYAL VE YÖNTEM	77
3.1 Deneysel Çalışma	77
3.2 Numunelerin Kesit Özellikleri.....	77
3.3 Numunelerin Üretimi.....	78
3.3.1 Donatı kafesinin hazırlanması	78
3.3.2 Beton üretimi	80
3.4 Malzeme Deneyleri.....	81
3.4.1 Beton mekanik özellikleri.....	81
3.4.2 Donatı mekanik özellikleri	82
3.5 Deney Düzenekleri.....	83
3.5.1 Yükleme düzenekleri	83
3.5.2 Ölçüm düzenekleri.....	87
3.6 Hızlandırılmış Korozyon Yöntemi	91
4. ARAŞTIRMA BULGULARI	98
4.1 Gerçek Korozyon Oranları	98
4.1.1 Korozyon sonrası birincil çatlak genişliği değerleri.....	103
4.2 Yük-Deplasman İlişkileri.....	112

4.2.1 Akma ve nihai yük değerlerinin mevcut modeller kullanılarak doğrulanması	117
4.2.2 Akma ve nihai yük değerlerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen modeller.....	121
4.3 Süneklik Oranları.....	122
4.3.1 Süneklik oranlarının mevcut modeller kullanılarak doğrulanması	124
4.3.2 Süneklik oranını tahmin etmeye yönelik geliştirilen model.....	126
4.4 Enerji Yutma Kapasiteleri	126
4.4.1 Enerji tüketme kapasitelerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen model	130
4.5 Rijitlik Azalması	130
4.5.1 Rijitlik bozulma değerlerinin mevcut modeller kullanılarak doğrulanması	132
4.6 Hasar ve Çatlak Mekanizmaları.....	132
4.6.1 Hasar durumları	133
4.6.1.1 Plastik mafsallık bölgesi	138
4.6.1.2 Kritik kesme çatlakları açılımları.....	149
4.7 Moment – Eğrilik ilişkisi.....	150
4.8 Donatı Birim Şekil Değiştirme Değerleri	159
5. ANALİTİK ÇALIŞMA	162
5.1 Beton Modeli (Sargılı-Sargısız).....	162
5.2 Donatı Modeli	166
5.3 Analitik Çalışma Sonuçları.....	171
6. SONUÇ VE ÖNERİLER	175
KAYNAKLAR.....	177
ÖZGEÇMİŞ	185

ÇİZELGELER DİZİNİ

Çizelge 1.1 : Son 50 yılda yaşanan yıkıcı depremler.	1
Çizelge 1.2 : TS 500 (2000) standardında önerilen en az beton örtüsü kalınlıkları.	4
Çizelge 1.3 : BS 8110 (1997) yönetmeliği pas payı için önerilen sınır değerleri.	4
Çizelge 1.4 : ACI 301 (1997) yönetmeliğine göre pas payı değerleri.	5
Çizelge 1.5 : ENV 206 (1992) kodunda belirtilen sınır değerleri.	5
Çizelge 1.6 : Açık deniz yapıları için ACI 357 (2007) sınır değerleri.	7
Çizelge 1.7 : Deniz suyu haricinde klorürün sebep olduğu korozyon.	8
Çizelge 1.8 : Deniz suyundan kaynaklanan klorürlerin sebep olduğu korozyon.	9
Çizelge 1.9 : Klorür sınır değerleri (Liu ve diğ, 2018).	9
Çizelge 1.10 : Betonda karbonatlaşmayı etkileyen faktörler (Jedidi ve diğ, 2020).	11
Çizelge 1.11 : Karbonatlaşma etkisi çevre sınıflar (TS EN 206-1, 2002).	12
Çizelge 1.12 : Korozyon potansiyel değerleri.	17
Çizelge 1.13 : Depremlerde tespit edilen basınç dayanımları.	22
Çizelge 1.14 : Depremler sonrası hasarlı yapılarda korozyon durum tespiti.	23
Çizelge 1.15 : Plastik mafsal boyu modelleri.	31
Çizelge 2.1 : Çevre koşulları ve izin verilen çatlak genişliği sınırları.	53
Çizelge 2.2 : Gerçekleştirilen çalışmaların özeti.	65
Çizelge 3.1 : Yükleme deneyi adımları.	86
Çizelge 3.2 : Ölçüm, yükleme ve veri toplama sisteminde kullanılan cihazlar.	90
Çizelge 3.3 : Ölçüm düzeneği numaralandırma detayı.	91
Çizelge 4.1 : Denklem 3.5 ve 3.9'a göre tanımlanan korozyon oranları.	101
Çizelge 4.2 : Deneysel sonuçlar.	117
Çizelge 4.3 : Deplasman ve enerji bazlı süneklik oranları.	124
Çizelge 4.4 : Hasar mod ve biçimleri.	133
Çizelge 4.5 : Hasar tanımları.	133
Çizelge 4.6 : RCFR numunesi kolon mafsal durumları.	139
Çizelge 4.7 : RCFR numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.	140
Çizelge 4.8 : RCF ₁ numunesi kolon mafsal durumları.	141
Çizelge 4.9 : RCF ₁ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.	142
Çizelge 4.10 : RCF ₂ numunesi kolon mafsal durumları.	143
Çizelge 4.11 : RCF ₂ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.	144
Çizelge 4.12 : RCF ₃ numunesi kolon mafsal durumları.	145
Çizelge 4.13 : RCF ₃ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.	146
Çizelge 4.14 : RCF ₄ numunesi kolon mafsal durumları.	147
Çizelge 4.15 : RCF ₄ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.	148
Çizelge 4.16 : Kritik kesme çatlağı açıları.	150
Çizelge 5.1 : Ortalama korozyon çatlak genişlikleri.	165
Çizelge 5.2 : C1 Kolon Donatıların mekanik özellikleri.	167
Çizelge 5.2 (devam) : C1 Kolon Donatıların mekanik özellikleri	168
Çizelge 5.3 : C2 Kolon Donatıların mekanik özellikleri.	168
Çizelge 5.4 : Kesit analizi sonuçları.	173
Çizelge 5.5 : Deneysel ve kesit analizi sonuçlarının karşılaştırılması.	174

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1.1 : Çevresel etkiler ve betonda meydana gelen bozulmalar.....	6
Şekil 1.2 : Deniz ortamındaki betonarme elemanın maruz kaldığı kimyasal ve fiziksel bozulmalar.....	6
Şekil 1.3 : Korozyon ve beton geçirirmliliği arasındaki ilişki.....	7
Şekil 1.4 : Klorür korozyon mekanizması (Yiğiter, 2008).....	8
Şekil 1.5 : Karbonatlaşma durumu (Possan ve diğ, 2017).	10
Şekil 1.6 : Karbonatlaşma ve korozyon hızının bağıl nem ile değişimi (Yiğiter, 2008).....	11
Şekil 1.7 : Betonarme donatısının elektro-kimyasal korozyonu (Baradan ve diğ, 2002). ..	13
Şekil 1.8 : Korozyon ürünleri (Jaffer ve diğ. 2009).	14
Şekil 1.9 : Çukurlaşma korozyon tipleri (ASTM G46, 2005).	15
Şekil 1.10 : Elektrokimyasal ölçüm yöntemlerinin prensipleri a) Açık devre potansiyeli izleme, b) Polarizasyon direnci, c) Galvano statik darbe yöntemi, d) Özdirenç yöntemi, e) Elektrokimyasal ölçüm (Zaki ve diğ, 2015).	16
Şekil 1.11 : Elektrokimyasal ölçüm yöntemlerinin prensipleri a) Ultrasonik darbe hızı izleme, b) Darbe yankısı, c) Akustik emisyon (Zaki ve diğ, 2015).	16
Şekil 1.12 : Donatı korozyonu yapısal etkileri (Cairns ve diğ, 2006).	18
Şekil 1.13 : Boyuna donatıda burkulma ve etriyelerin açılması.	19
Şekil 1.14 : Donatılarda burkulma ve kopma durumu.	20
Şekil 1.15 : Burkulmanın moment-eğrilik ilişkisine etkisi (Bae, 2005)	20
Şekil 1.16 : Hasarlı betonarme yapılarda gözlenen donatı korozyonları (Kumbasaroğlu ve diğ, 2023).	21
Şekil 1.17 : Mafsallaşma oluşması muhtemel bölgeler.....	24
Şekil 1.18 : Betonarme çerçeve hasar mekanizmaları.	24
Şekil 1.19 : Eğilme etkisi altında betonarme bir kesit (Celep, 2008)	25
Şekil 1.20 : Whitney gerilme dağılımı (Konish ve Whitney, 1975).	26
Şekil 1.21 : Gerçek gerilme dağılımı.	26
Şekil 1.22 : Eğrilik değerlerinin ölçümü.	27
Şekil 1.23 : Sürekli kirişe ait ve plastik mafsal ilişkisi (Celep, 2007)	28
Şekil 1.24 : Çerçeve elemanlarda model tipleri (Deierlein vd. 2010).	29
Şekil 1.25 : Deneysel veriler (Bae, 2005)	30
Şekil 1.26 : Nihai momente bağlı eğrilik diyagramı: a) Eğrilik momenti diyagramı, b) Eğrilik diyagramı ve idealleştirme, c) Eş değer eğrilik diyagramı, d) Deplasman bileşenleri (Wei ve diğ, 2022).	32
Şekil 1.27 : Plastik mafsal boyunun tanımı (Park ve Paulay, 1975).	33
Şekil 1.28 : Kolonda yatay yük etkisi altında elastik deformasyonlar (Chan, 2018).	34
Şekil 1.29 : Kolonda yatay yük etkisi altında plastik deformasyonlar (Chan, 2018).	34
Şekil 1.30 : Betonarme kolon kesme hasarı.	35
Şekil 1.31 : Priestley ve diğ. (1994) tarafından geliştirilen kesme modeli.	38
Şekil 1.32 : Yanal yük – kesme yer değiştirmesi ilişkisi (Sezen, 2002).	40
Şekil 1.33 : Kesme kapasitesi – süneklik ilişkisi (Sezen ve Moehle, 2004).	41
Şekil 1.34 : Yanal yük - kesme yer değiştirmesi ilişkisi (Patwardhan, 2005).	42
Şekil 1.35 : Kesme dayanımında meydana gelen bozulma (ATC 32, 1996).	46
Şekil 2.1 : Çevrimsel yükleme için deplasman protokolü (ACI 374.2R, 2013).	47
Şekil 2.2 : Yükleme için deplasman protokolü (FEMA 461, 2007).	48
Şekil 2.3 : Yük ve deplasman kontrollü yükleme protokolü (Chend ve diğ. 2022).	48
Şekil 2.4 : Yükleme protokolü (ACI T1.1R, 2001).	49

Şekil 2.5 : Korozyon ürünü ve radyal genişleme ilişkisi (Du ve diğ, 2006)	52
Şekil 2.6 : Çatlak genişliği ve korozyon oranı arasındaki ilişki (Benenato ve diğ. 2022)..	54
Şekil 2.7 : Deney sonrası betonarme kirişlerin çatlak dağılımı a) ön yüzey, b) çekme bölgesi, c) arka yüzey, d) basınç bölgesi Vidal ve diğ. (2004).	56
Şekil 2.8 : Deney sonrası çatlak genişlikleri a) ön yüzey, b) çekme bölgesi, c) arka yüzey, d) basınç bölgesi (Zhang ve diğ, 2010).	57
Şekil 2.9 : Deney sonrası çatlak genişlikleri (Khan ve diğ, 2014).	58
Şekil 2.10 : Betonun silindir olarak idealleştirilmesi.	60
Şekil 2.11 : Deney düzeneği (Bohner ve diğ, 2010).	61
Şekil 2.12 : Donatı korozyonu şematik gösterimi (Bohner ve diğ, 2010).....	61
Şekil 2.13 : Pas payı tabakası çatlama süreleri.	62
Şekil 2.14 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Ma ve diğ, 2012).....	66
Şekil 2.15 : Yük - deplasman ilişkisi (Ma ve diğ, 2012).	66
Şekil 2.16 : Deney numunesi (a) Kesit boyutları, (b) Yükleme protokolü (Meda ve diğ, 2014).....	67
Şekil 2.17 : Yük deplasman eğrisi (Meda ve diğ, 2014).	67
Şekil 2.18 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Guo ve diğ, 2015).....	68
Şekil 2.19 : Yük-deplasman eğrileri (Guo ve diğ, 2015).	68
Şekil 2.20 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Yalçın ve Kumbasaroğlu 2020).	69
Şekil 2.21 : Yük deplasman eğrileri (Yalçın ve Kumbasaroğlu 2020).	69
Şekil 2.22 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Çelik ve diğ, 2021).....	70
Şekil 2.23 : Yük-deplasman eğrileri (Çelik ve diğ, 2021).	71
Şekil 2.24 : Çerçeve sistem birleşim tipleri.	72
Şekil 2.25 : Kesme transfer mekanizmaları (a) Şerit mekanizması (b) Kafes mekanizması (Au ve diğ, 2005).....	72
Şekil 2.26 : Kesit özellikleri Liu ve diğ. (2017).....	74
Şekil 2.27 : Yük - ötelenme oranı eğrileri Liu ve diğ. (2017).....	74
Şekil 2.28 : Kesit özellikleri (Nagender ve diğ, 2022).....	75
Şekil 2.29 : Yük-deplasman eğrisi (Nagender ve diğ, 2022).	75
Şekil 3.1 : Deney numuneleri.....	77
Şekil 3.2 : Betonarme çerçeve kesit özellikleri.....	78
Şekil 3.3 : Donatı kafesinin oluşturulması.	79
Şekil 3.4 : Temel donatılarının yalıtım işlemi.....	79
Şekil 3.5 : Numunelerin üretilmesi (a) Beton dökümü, (b) Kür işlemi, (c) Deney numuneleri.	80
Şekil 3.6 : Beton deneyleri (a) Küp numune basınç deneyi, (b) Silindir numune basınç deneyi, (c) Çekme dayanımının belirlenmesi, d) Çekme deneyi sonrası numune görüntüsü.	81
Şekil 3.7 : Donatı mekanik özellikleri.....	83
Şekil 3.8 : Deney düzeneğinin kurulumu (a) Bulon yuvalarının hazırlanması, (b) Yanal yükleme bulonlarının hazırlanması.	84
Şekil 3.9 : Deney yükleme ve ölçüm düzeneği.	85
Şekil 3.10 : Çevrimsel yükleme deneylerinde kullanılan yükleme protokolü.	86
Şekil 3.11 : Birim şekil değiştirme ölçerler uygulama bölgeleri.	87
Şekil 3.12 : Birim şekil değiştirme ölçerinin uygulama aşaması a) Birim şekil değiştirme ölçer, b) Yapıştırıcı, c) Kaplama malzemesi, d) Donatı yüzey pürüzsüzleştirme.	88

Şekil 3.13 : Ölçüm düzeneği şematik gösterim.....	89
Şekil 3.14 : Potansiyometreler a) 50 mm, b) 100 mm.	89
Şekil 3.15 : Potansiyometre düzeneği.	89
Şekil 3.16 : Yükleme ölçüm aletleri a) El pompası, b) Hidrolik piston, c) Yük hücresi. ...	90
Şekil 3.17 : Veri toplama cihazı.	90
Şekil 3.18 : Potansiyometrelerin konumları.....	91
Şekil 3.19 : Bakır kablolar.	92
Şekil 3.20 : Betonarme paslandırma havuzu demir ve kalıp işleri.....	93
Şekil 3.21 : Betonarme paslandırma havuzu beton dökümü.	93
Şekil 3.22 : Betonarme paslandırma havuzu yalıtım işleri a) Çift bileşenli izolasyon uygulaması, b) membran uygulanması.....	94
Şekil 3.23 : Hızlandırılmış korozyon yöntemi: (a) test düzeneği; (b) şematik görüntü.	95
Şekil 3.24 : Hızlandırılmış korozyon devre elemanları a) RS232 kablo, b) Krokodil uçlu kablo, c) ayarlanabilir güç kaynağı, d) multimetre.....	95
Şekil 4.1 : Betonarme çerçevelerin taşınması.	98
Şekil 4.2 : Korozyon süreci tamamlanan numuneler: (a) RCF ₁ (b) RCF ₂ (c) RCF ₃ , (d) RCF ₄	98
Şekil 4.3 : Deney numunelerinin kırılması.	99
Şekil 4.4 : Mekanik ve kimyasal temizleme işlemi.....	100
Şekil 4.5 : Donatıların tartılması.	101
Şekil 4.6 : Denklem 3.5 ve 3.9'a göre hesaplanan korozyon oranları.	102
Şekil 4.7 : Kolon boyunca kesit alanındaki azalmalar.	102
Şekil 4.8 : Korozyon seviyelerinin dağılımı: (a) Denklem 3.5 ve 3.9'a göre korozyon oranları, b) Boyuna donatıların korozyon oranı, c) Etriyelerin korozyon oranı.....	103
Şekil 4.9 : Çatlak genişliklerinin ölçümü: (a) Korozyon ürünlü yüzey, (b) Yüzeyin temizlenmesi, (c) Örnek çatlak ölçümü, (d) Çatlakların haritalandırılması.	104
Şekil 4.10 : RCF ₁ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	105
Şekil 4.11 : RCF ₁ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	106
Şekil 4.12 : RCF ₂ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	107
Şekil 4.13 : RCF ₂ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	108
Şekil 4.14 : RCF ₃ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	109
Şekil 4.15 : RCF ₃ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	110
Şekil 4.16 : RCF ₄ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	111
Şekil 4.17 : RCF ₄ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.....	112
Şekil 4.18 : Ötelenme oranı (Elwood ve Moehle, 2004).....	113
Şekil 4.19 : Betonarme kolonları için histerik çevrim grafikleri a) RCF _R , b) RCF ₁ , c) RCF ₂ , d) RCF ₃ , e) RCF _R	116
Şekil 4.20 : Numunelerin yük – deplasman zarf eğrilerinin karşılaştırılması.....	116
Şekil 4.21 : Ma ve diğ. (2012) modeli kullanılarak tahmin edilen değerlerin deneysel verilere oranı: a) F _u b) F _y	119
Şekil 4.22 : Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020) modeli kullanılarak tahmin edilen değerlerin deneysel verilere oranı: a) F _u b) F _y	120
Şekil 4.23 : Liu ve diğ. (2017) modeli kullanılarak tahmin edilen F _u değerinin deneysel F _u değerine oranı.	120
Şekil 4.24 : Liu ve diğ. (2017) modeli kullanılarak tahmin edilen Δ _u değerinin deneysel Δ _u değerine oranı.	121
Şekil 4.25 : Süneklik oranı (Park ve diğ. 2022).	122
Şekil 4.26 : Ma ve diğ. (2012), Yang ve diğ. (2016), Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020) süneklik modelleri kullanılarak tahmin edilen oranın deneysel olarak elde edilen enerji bazlı süneklik değerine oranı.....	126

Şekil 4.27 : Şematik diyagramda dağıtılan enerji.	127
Şekil 4.28 : Betonarme numunelerdeki enerji tüketim eğrisi.....	128
Şekil 4.29 : Yang ve diğ. (2016) ve Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020) enerji kapasitesi modelleri kullanılarak tahmin edilen oranın deneysel olarak elde edilen enerji kapasitesi değerlerine oranı.	129
Şekil 4.30 : Liu ve diğ. (2017) enerji kapasitesi modeli kullanılarak tahmin edilen oranın deneysel olarak elde edilen enerji kapasitesi değerine oranı.	130
Şekil 4.31 : Referans numuneye göre elde edilen normalize rijitlik azalım eğrileri.	131
Şekil 4.32 : Yalçın ve diğ. (2020) rijitlik modeline göre hesaplanan teorik rijitlik değerlerinin deneysel verilere oranı.	132
Şekil 4.33 : RCF _R çerçevesi hasar durumu.....	134
Şekil 4.34 : RCF ₁ çerçevesi hasar durumu.....	135
Şekil 4.35 : RCF ₁ numunesi donatı burkulması.	135
Şekil 4.36 : RCF ₂ çerçevesi hasar durumu.....	136
Şekil 4.37 : RCF ₃ çerçevesi hasar durumu.....	137
Şekil 4.38 : RCF ₄ çerçevesi hasar durumu.	138
Şekil 4.39 : Kritik kesme açısının gösterimi.	149
Şekil 4.40 : RCF _R numunesi Moment-Eğrilik ilişkisi.....	152
Şekil 4.41 : RCF ₁ numunesi C1 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.	153
Şekil 4.42 : RCF ₂ numunesi C1 Moment-Eğrilik ilişkisi.....	154
Şekil 4.43 : RCF ₃ numunesi C1 Moment-Eğrilik ilişkisi.....	155
Şekil 4.44 : RCF ₄ numunesi C1 Moment-Eğrilik ilişkisi.....	156
Şekil 4.45 : RCF ₁ numunesi C2 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.	157
Şekil 4.46 : RCF ₂ numunesi C2 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.	158
Şekil 4.47 : RCF ₃ numunesi C2 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.	159
Şekil 4.48 : Numunelerin birim şekil değiştirme - zaman ilişkisi a) RCF _R , b) RCF ₁ , c) RCF ₂ , d) RCF ₃ , e) RCF ₄	161
Şekil 4.49 : RCF _R ve RCF ₄ numunelerinin karşılaştırılması.	161
Şekil 5.1 : Mander beton modeli (DBYBHY, 2007).	162
Şekil 5.2 : Sargılı ve sargısız beton modelleri.....	166
Şekil 5.3 : Donatı ve kolon kesit detayları	169
Şekil 5.4 : Sargılı ve sargısız beton modeli.....	169
Şekil 5.5 : Donatı modeli.	170
Şekil 5.6 : Moment-Eğrilik analiz çözümlemesi.....	170
Şekil 5.7 : Moment - eğrilik ilişkisi (a) Sol kolonlar, (b) Sağ kolonlar.	171
Şekil 5.8 : Eksenel yük - moment etkileşim diyagramı.	172

SEMBOLLER VE KISALTMALAR

ABYYHY	: Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik
ACI	: Amerikan Beton Enstitüsü
TBDY	: Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği
GSMH	: Gayri Safi Milli Hasıla
BS	: British Standards
JIS	: Japanese Industrial Standard
CS	: Construction Standard
EN	: European Norm
M_y	: Akma momenti
M_u	: Nihai moment değeri
Ø_y	: Akma momentine karşılık gelen eğrilik değeri
Ø_u	: Nihai moment değerine karşılık gelen eğrilik değeri
µ_E	: Enerji bazlı süneklik oranı
µ_D	: Deplasman bazlı süneklik oranı
E_u	: Enerji tüketme kapasitesi
CL_L	: Boyuna donatı ortalama korozyon oranı
CL_S	: Etriyelerin ortama korozyon oranı
W_{cr}	: Çatlak genişliği
F_y	: Akma dayanımı
F_u	: Nihai dayanım
K	: Rijitlik
A_s	: Donatı alanı
ε_y	: Donatı Akma birim şekil değiştirmesi
ε_{sh}	: Donatı pekleşme birim şekil değiştirmesi
ε_u	: Donatı kopma birim şekil değiştirmesi
E	: Elastisite modülü
Δ_y	: Akma dayanıma karşılık gelen yer değiştirme
Δ_u	: Maksimum yükün %85'ine karşılık gelen yer değiştirme
D_b	: Donatı çapı

ÖZET

Doktora Tezi

PASLANMAYA MARUZ BIRAKILMIŞ BETONARME ÇERÇEVELERİN ÇEVİRİMSSEL YÜKLEME ETKİSİ ALTINDA YAPISAL DAVRANIŞLARININ DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Ahmet İhsan TURAN

İnönü Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

185+xii sayfa

2024

Danışman: Doç. Dr. Yaşar AYZ

Betonarme yapılarda çeşitli çevresel etkiler sonucu donatı korozyonu meydana gelmektedir. Korozyon, yapıların tasarım aşamasında hedeflenen performans seviyelerinden uzaklaşmasına sebep olarak betonarme yapıların kullanım sürelerini azaltmaktadır. Donatı korozyonunun betonarme çerçeveler üzerindeki etkilerini incelemek amacıyla gerçekleştirilen tez çalışması kapsamında 5 adet betonarme çerçeve numunesi üretilmiştir. Betonarme çerçevelerin paslandırma süreci hızlandırılmış korozyon yöntemi kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Gerçek korozyon oranları yükleme deneylerinin ardından betondan çıkarılan donatıların kimyasal ve mekanik temizleme işlemleri sonrası gerçekleştirilen gravimetrik çalışma ile elde edilmiştir. Korozyona maruz kalmış elemanlar üzerinde gerçekleştirilen çalışmalar incelendiğinde araştırmacıların farklı korozyon oranlarını (etriye korozyon oranı, boyuna donatı korozyon oranı, maksimum korozyon oranı, ortalama korozyon oranı vb.) dikkate aldığı görülmektedir. Bu durum korozyona maruz kalmış elemanlar kullanılarak elde edilen modellerin doğrulanmasında çelişkili sonuçlara sebep olmaktadır. Bu bağlamda tez çalışmasında donatı (etriye ve boyuna donatının kombinasyonu) ve eleman bazında (kolon ve kiriş elemanlarının kombinasyonu) korozyon oranları dikkate alınarak toplamda 13 farklı korozyon oranı elde edilmiştir. Literatürde yer alan kolon ve çerçeve çalışmalarından geliştirilen deneysel modeller dikkate alınarak deney numunelerinin akma dayanımı, süneklik oranı, rijitlik bozulması ve enerji tüketme kapasitesi değerleri tahmin edilmiştir. Deneysel çalışmaya ait sonuçlardan, betonarme çerçeve numunelerinde korozyon oranının artmasıyla birlikte akma dayanımı, rijitlik değerleri ve enerji yutma kapasitelerinin azaldığı tespit edilmiştir. Mevcut çalışmada enerji bazlı ve gerçek korozyon oranları dikkate alınarak elde edilen süneklik oranları ile literatürde yer alan yer değiştirme bazlı ve teorik korozyon oranının dikkate alınması ile elde edilen veriler arasında çelişkilerin olduğu ortaya konulmuştur.

Anahtar Kelimeler: Betonarme çerçeve, Hızlandırılmış Korozyon Deneyi, Korozyon, Deprem

ABSTRACT

Phd. Thesis

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE STRUCTURAL BEHAVIOR OF REINFORCED CONCRETE FRAMES EXPOSED TO CORROSION UNDER THE EFFECT OF CYCLE LOADING

Ahmet İhsan TURAN

Inonu University
Graduate School of Nature and Applied Sciences
Department of Civil Engineering

185+xii page

2024

Supervisor: Doç. Dr. Yaşar AYZ

Reinforcement bar corrosion occurs in reinforced concrete structures as a result of various environmental effects. Corrosion causes the structures to move away from the performance levels targeted during the design phase and reduces the service life of reinforced concrete structures. Within the scope of the thesis study carried out to investigate the effects of reinforcement corrosion on reinforced concrete frames, 5 reinforced concrete frame specimens were constructed. The corrosion process of reinforced concrete frames was carried out using accelerated corrosion method. The actual corrosion ratio were obtained by gravimetric study after chemical and mechanical cleaning of the reinforcement extracting from the concrete after the loading tests. When the studies carried out on corroded specimens are analyzed, it is seen that researchers consider different corrosion ratio (stirrup corrosion ratio, longitudinal reinforcement corrosion ratio, maximum corrosion ratio, average corrosion ratio, etc.). This situation causes contradictory results in the verification of the models obtained by using corroded specimens. In this context, a total of 13 different corrosion ratio were obtained by considering corrosion ratio on reinforcement (combination of stirrups and longitudinal reinforcement) and specimen basis (combination of column and beam elements). The yield strength, ductility ratio, stiffness degradation and energy dissipation capacity values of the specimens were estimated by considering the experimental models developed from the column and frame studies in the literature. From the results of the experimental study, it was determined that the yield strength, stiffness values and energy absorption capacities of reinforced concrete frame specimens decreased with increasing corrosion rate. In the present study, it was revealed that there are contradictions between the ductility ratios obtained by considering energy-based and actual corrosion ratio and the data obtained by considering displacement-based and theoretical corrosion ratio in the literature.

Keywords: Accelerated Corrosion Test, Corrosion, Earthquake Reinforced concrete frame,

1. GİRİŞ

1.1 Tezin Amacı ve Kapsamı

Türkiye’de son 50 yılda yaşanan yıkıcı depremler binlerce can ve mal kaybına sebep olmuştur (Çizelge 1.1.). Yaşanan bu depremlerin ardından afet bölgelerinde yapılan aleltil ve gözlemsel incelemeler sonucu oluşturulan teknik raporlarda/yayınlarda betonarme yapıların ağır hasar alması veya toptan göçmesi yetersiz beton basınç dayanımı, donatı korozyonu, tasarım hataları, işçilik kusurları ve zemin ile ilgili durumlar çerçevesinde açıklanmıştır.

Çizelge 1.1 : Son 50 yılda yaşanan yıkıcı depremler.

Tarih	Büüklük	Konum	Can Kaybı	Hasarlı Bina
30.10.1983	6.9 Ms	Erzurum – Kars	1155	3241
5.05.1986	5.9 Ms	Doğañehir (Malatya)	7	824
13.03.1992	6.6 M _w	Erzincan	653	8057
6.11.1992	6 M _w	Doğānbey (İzmir)	-	55
17.08.1999	7.6 M _w	Gölcük (İzmit)	17480	73342
12.11.1999	7.1 M _w	Düzce (Bolu)	763	35519
6.06.2000	6 M _w	Orta (Çankırı)	1	1766
15.12.2000	6 M _w	Sultandağı (Afyon)	6	547
3.02.2002	6.5 M _w	Sultandağı (Afyon)	44	622
27.01.2003	6 M _w	Pülümür (Tunceli)	1	50
1.05.2003	6.3 M _w	Merkez (Bingöl)	176	6000
25.03.2004	5.6 Ms	Aşkale(Erzurum)	9	1280
8.08.2019	6 M _w	Bozkurt (Denizli)	-	976
24.01.2020	6.8 M _w	Sivrice (Elâzığ)	41	6270
30.10.2020	6.6 M _w	Seferihisar (İzmir)	117	618
6.02.2023	7.6 M _w	Elbistan (Kahramanmaraş)		
6.02.2023	6.6 M _w	Nurdağı (Gaziantep)	50.000+	220.000+
6.02.2023	7.7 M _w	Pazarcık (Kahramanmaraş)		
20.02.2023	6.4 M _w	Yayladağı (Hatay)		

Türkiye’de TYBYY (1947), YBYYH (1953), ABYYHY (1961), ABYYHY (1968), ABYYHY (1975), ABYYHY (1998), DBYBHY (2007) ve yürürlükte olan Türkiye Bina Deprem Yönetmeliğı (TBDY) 2018 olmak üzere, deprem yönetmelikleri toplamda 8 kez revize edilmiştir. Meydana gelen depremlerden sonra elde edilen bulgular, malzeme

teknolojilerinde yaşanan gelişmeler ve gerçekleştirilen akademik çalışmalar yönetmeliklerin güncellenmesine katkıda bulunmuştur. Deprem yönetmeliklerinin güncellenmesiyle birlikte betonarme yapıların hesap tasarım ilkeleri (Deprem yüklerinin hesabı, taşıyıcı elemanların kesit boyutlarında sınırlamalar, kapasite oranları vb.) ve yapının inşasında kullanımına izin verilen malzeme (beton ve donatı) özelliklerine çeşitli öneriler/kısıtlamalar getirilmiştir. Donatı dikkate alındığında ABYYHY (1975)'te nervürsüz donatının kullanımına karşı herhangi bir kısıtlama mevcut değildir. Fakat nervürlü donatı kullanımı ABYYHY (1998)'de zorunlu hale getirilmiştir. DBYBHY (2007)'de ise etriye, çiroz ve döşeme donatıları dışında nervürsüz donatı kullanımı yasaklanmıştır. Beton özelinde bu durum incelenecek olursa da betonarme yapılarda kullanılmasına izin verilen en düşük basınç dayanımı ABYYHY (1975)'de C14 beton sınıfı (3. ve 4. deprem bölgesi) ve C18 beton sınıfı (1. ve 2. Deprem bölgesi), ABYYHY (1998)'de C16 beton sınıfı (3. ve 4. deprem bölgesi) ve C20 beton sınıfı (1. ve 2. Deprem bölgesi), DBYBYH (2007)'de C20 beton sınıfı ve güncel yönetmelik olan TBDY (2018)'de tüm yapılarda en az C25 beton sınıfı kullanılması zorunlu hale getirilmiştir. Yönetmeliklerin beton basınç dayanımı için zorunlu kıldığı sınır değerler kontrol mekanizmasının eksikliğinden dolayı imalatlara yansımamıştır. Özellikle 2000 yılı ve öncesi hazır beton kullanımının yaygınlaşmadığı dönemde inşa edilmiş düşük beton basınç dayanımına sahip betonarme yapılarda donatı korozyonuna sıklıkla rastlanılmaktadır.

Donatı korozyonu sonucu meydana gelen kesit kayıpları donatı ile betonun arasındaki aderans kuvvetinde azalmaları meydana getirerek tasarım aşamasında hedeflenen yeterli süneklik, yeterli rijitlik ve yeterli dayanım gibi yapının deprem yükleri altında gerekli sınır şartlarına etki eden performans seviyelerinden uzaklaşmasına sebep olmaktadır.

Korozyona maruz kalmış betonarme yapılarda belirtilen bu yapısal parametrelerin deneysel veya analitik yöntemler kullanılarak belirlenmesi hem can hem de mal kayıplarının önüne geçilmesi açısından büyük öneme sahiptir.

Tez çalışması kapsamında üretilen 5 adet betonarme çerçeve numunesinin korozyon etkisiyle değişen performans durumunun belirlenmesi amacıyla hızlandırılmış korozyon sürecinin ardından çevrimsel yükleme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen yükleme deneylerinden elde edilen yük, deplasman ve birim şekil değiştirme verileri ışığında betonarme çerçevelerin yük-deplasman ilişkisi, moment-eğrilik ilişkisi, rijitlik bozulmaları, süneklik oranları, enerji tüketme kapasiteleri ve birim şekil değiştirme-zaman grafikleri oluşturulmuştur. Çalışma sonucunda betonarme çerçevelerin gerçek korozyon oranına bağlı

olarak süneklik, enerji tüketme, akma ve nihai yük değerlerini tahmin etmeye yönelik deneysel modeller geliştirilmiştir.

Deneysel çalışmaya ek olarak XTRACT (2007) programında gerçekleştirilen kesit analizleri gerçekleştirilmiştir. Yapılan kesit analizinde korozyon sonucu beton ve donatı mekanik özelliklerinde meydana gelen bozulmaların etkisi mevcut literatürde yer alan modeller kullanılarak analizlere yansıtılmıştır.

1.2 Korozyon

Doğada bulunan metaller mineral formlarına dönme eğilimindedir. Bir başka değişle metaller termodinamik açıdan kararsız halde olup düşük enerjili kararlı hallerine dönme eğilimindedir (Jones 1996). Betonarme yapılar da korozyon mekanizması hem yapısal sorunlara yol açmakta hem de dolaylı yollardan ek maliyetlere sebep olmaktadır. Örneğin korozyondan kaynaklı harcamalar 1998 yılı için ABD’de GSMH’nın %6.3’lk kısmına Koch ve diğ. (2005), in’de ise 2018 yılı için ise GSMH’nın %3.34’lk kısmına eşit olduğu belirtilmiştir (Hou ve diğ, 2017). Batı Avrupa lkeleri dikkate alındığında ise yalnızca betonarme taşıyıcı sisteme sahip altyapı elemanlarının onarımı için yaklaşık 5 milyar € harcanmıştır (Markeset ve diğ, 2006). Bu maliyetler ülkeleri korozyona karşı önlem alma noktasına getirmiştir. Bu bağlamda İtalya’da 2020-2024 yıllarını kapsayan dönemi korozyon kaynaklı hasarların onarımı amaçlı 730 milyon € bütçe ayrılmıştır (Perluigi, 2018).

Betona gömülü olmayan yalın halde donatı, atmosfer ortamında korozyona karşı dirençsiz halledir. Yönetmeliklere göre uygun şekilde tasarlanmış betonarme yapılar da ise çevresel etki durumlarına göre önerilen uygun pas payı kullanımı ve betonun karakteristik yüksek alkali ortam özelliği sayesinde donatı yüzeyinde oluşan pasif tabaka donatıyı korozyona karşı dirençli duruma getirmektedir. Bu bağlamda betonarme donatısında meydana gelmesi muhtemel korozyon risklerinin önüne geçmek veya kontrol altında tutmak amacıyla betonarme yapılar da pas payı, beton bileşenindeki klorür sınır değeri ve çatlak genişliği konularında yönetmeliklerce birtakım sınırlamalar getirilmiştir. Örneğin betonarme yapılar da pas payı tabakası için önerilen sınır değerleri izelge 1.2-1.6’dan görüleceği üzere çeşitli yönetmeliklerde tanımlanmıştır (ACI ENV 206, 1992; BS 8110, 1997; ACI 357, 1997; TS 500, 2000).

TS500, (2000) yönetmeliğinde pas payı tabakası için tanımlanan değerler eleman tipi ve çevresel etki durumlarına göre değişmektedir. TS500, (2000) yönetmeliğinde verilen

değerlerden anlaşılacağı üzere ortam koşulları ve eleman tipinden bağımsız olarak en düşük pas payı tabakası 15 mm olarak belirtilmiştir.

Çizelge 1.2 : TS 500 (2000) standardında önerilen en az beton örtüsü kalınlıkları.

Yapı Elemanı	Pas payı (mm)
Zeminle doğrudan ilişkide olan	> 50
Hava koşullarına açık kolon ve kirişlerde	> 25
Yapı içinde hava koşullarına açık olmayan kolon ve kirişlerde	> 20
Perde duvar ve döşemelerde	> 15
Kabuk ve katlanmış plaklarda	> 15

BS 8110 (1997), yönetmeliğinde betonarme yapılarda ortam koşulları dikkate alınarak kullanılması önerilen pas payı sınır değerleri tanımlanmıştır. Çizelge 1.3 dikkate alındığı BS 8110 (1997) yönetmeliğinin pas payı değerleri ile birlikte beton basınç dayanımı ve su/çimento oranı için de öneriler sunduğu görülmektedir.

Çizelge 1.3 : BS 8110 (1997) yönetmeliği pas payı için önerilen sınır değerleri.

Tanımlama	Paspayı Değeri				
Beton Basınç Dayanımı (MPa)	30	35	40	45	50
Su/Çimento Oranı	0.65	0.65	0.55	0.50	0.45
Minimum Çimento İçeriği (kg/m³)	275	300	325	350	400
Çevresel Etki Durumu Tanımı	Orta derece				
	Dış hava koşullarından veya sert koşullardan korunan beton yüzey.	25	20	20	20
	Orta derece				
	Yağmur veya dondan korunan beton yüzey ve su altındaki beton veya etkilenmeyen toprağın bitişiğindeki beton.		35	30	25
	İleri derece				
	Yağmura maruz kalan beton yüzey ve Islatma ve kurutma.			40	30
	Çok ileri derece				
	Deniz suyu spreğine maruz kalan beton Veya buzun tuzla eritilmesi veya dondurulması.			50	40

ACI yönetmeliği tarafından önerilen pas payı değerleri yapının zemin durumunu dikkate alarak oluşturulmuştur.

Çizelge 1.4 : ACI 301 (1997) yönetmeliğine göre pas payı değerleri.

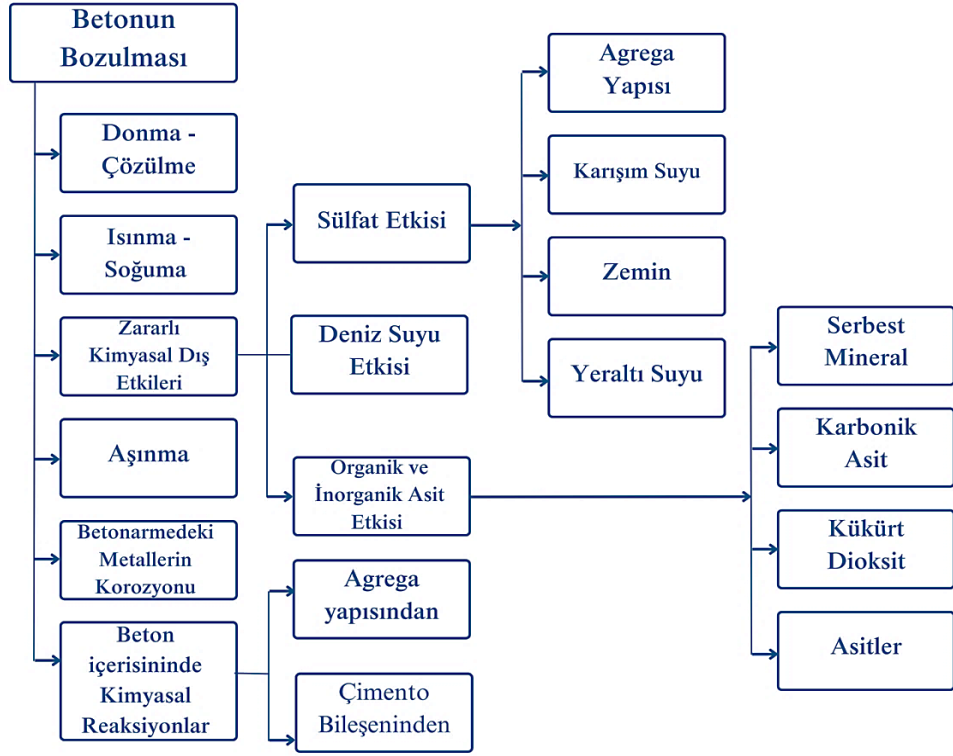
Yapı Tipi	Minimum Paspayı (mm)	Tanımlama
Temel betonu	75	
Olumsuz hava koşullarına maruz kalan veya zeminle temas halinde olan yüzeyler	50	19 mm donatıdan küçük
	38	16 mm donatıdan büyük
Hava koşullarına maruz kalmayan veya zeminle temas halinde olmayan yüzeyler.	38	Kiriş ve kolonlar
	19	35 mm'den küçük donatıya sahip döşeme ve perde duvarlar
	38	43 – 57 mm arasında donatıya sahip döşeme ve perde duvarlar

ENV 206 (1992) yönetmeliğinde olumsuz çevre koşulları dikkate alınarak su/çimento oranı, minimum beton dozajı, beton sınıfı ve pas payı tabakası derinliği için uygulanması önerilen detaylar sunulmuştur.

Çizelge 1.5 : ENV 206 (1992) kodunda belirtilen sınır değerleri.

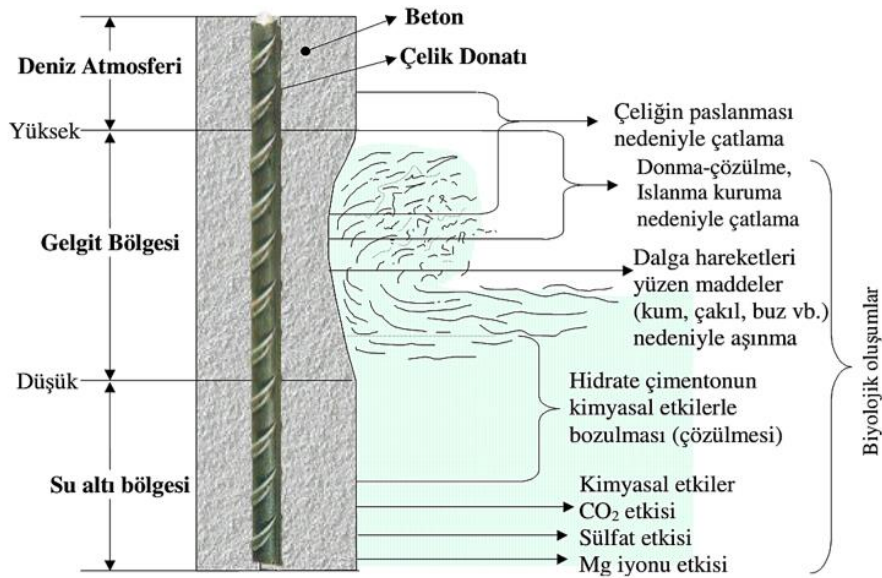
Etkin durum koşulları	Maksimum W/C oranı	Minimum Beton Dozajı (kg/m ³)	Minimum Paspayı (mm)	Beton Sınıfı
Kuru ortam	0.65	260	15	C30/37
Buzlu	0.60	280	20	C30/37
Nemli ortam	0.55	280	25	C35/40
Buz çözücü tuzlar	0.50	300	40	C35/40
Buzlu	0.55	300	40	C35/45
Deniz suyu	0.50	300	40	C35/45
Zararlı kimyasallar	Düşük	280	25	
	Orta	300	30	
	Yüksek	300	40	

Normal çevre şartları altında betonarme yapılarda donatı korozyonunun oluşması oldukça zor olsa da Şekil 1.1'de belirtilen olumsuz çevre koşulları etkisi altında betonun malzeme mekanik özelliklerinde meydana gelen bozulmalar dolaylı yollardan donatı korozyonuna zemin hazırlamaktadır.



Şekil 1.1 : Çevresel etkiler ve betonda meydana gelen bozulmalar (Baradan ve Aydın, 2013)

Deniz ortamı pH değerinin 7.5-8.4 arasında değiştiği bilinmektedir. Şekil 1.2’den görüldüğü üzere deniz ortamında bulunan betonarme yapı elemanı fiziksel ve kimyasal etkilere maruz kalmaktadır. Bu etkiler başlıca sülfat, karbonik asit, klorür korozyonu ve donma çözülme etkisi olarak sıralanabilir. Meydana gelen hasarların en yoğun olduğu bölgenin ise gelgit bölgesinde olduğu söylenebilir.



Şekil 1.2 : Deniz ortamındaki betonarme elemanın maruz kaldığı kimyasal ve fiziksel bozulmalar (Baradan ve diğ., 2010)

ACI 357 (2007)'de olumsuz deniz etkilerine maruz betonarme yapılar için (Deniz üzerindeki köprüler, deniz suyu taşıma boruları, petrol sondaj yapıları vb.) yapının konumlandırıldığı bölgenin karakteristik özelliklerine göre minimum beton basınç dayanımı ve maksimum su/çimento oranı tanımlanmıştır.

Çizelge 1.6 : Açık deniz yapıları için ACI 357 (2007) sınır değerleri.

Pas payı Öngermeli Donatı	Normal Donatı	Minimum Beton Basınç Dayanımı (28 günlük)	Maksimum W/C oranı	Etki Bölgesi
75	50	35	0.40	Hava ortamı
90	65	35	0.40	Sıçrama bölgesi
75	50	35	0.45	Suya gömülü

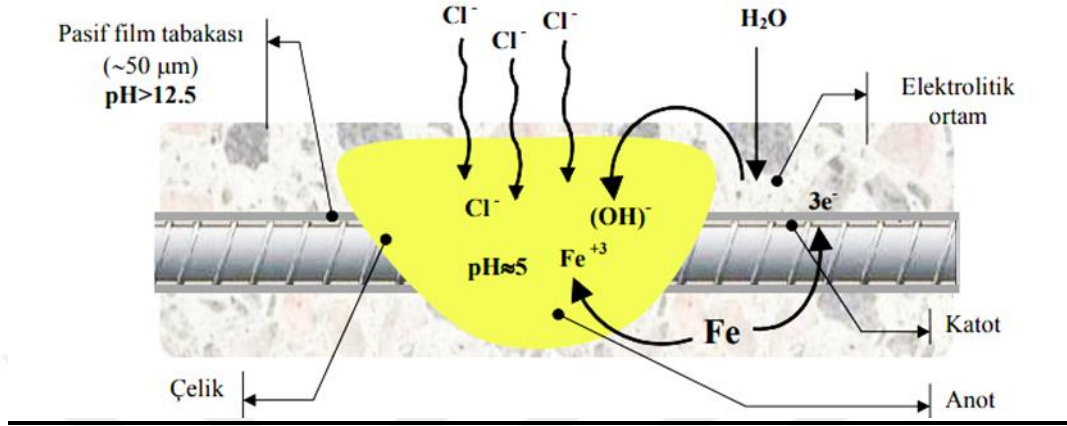
Korozyon riski dikkate alınarak inşa edilecek betonarme elemanda kullanılacak beton tasarımında özellikle periyodik olarak ıslanma kuruma etkilerine maruz kalan kıyı yapıları, köprü ayakları, barajlar, su kanalları vb. yapılarda beton basınç dayanımına ek olarak betonun geçirimlilik konusu da büyük önem taşımaktadır. Şekil 1.2'de betonda geçirimliliği etkileyen faktörler ve meydana gelen bozulma durumları gösterilmektedir.



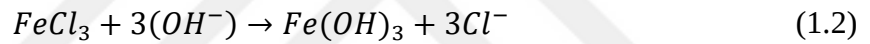
Şekil 1.3 : Korozyon ve beton geçirimliliği arasındaki ilişki.

Klorür iyonunun deniz ortamındaki varlığı betonarme yapılarda donatı korozyonu açısından risk teşkil etmektedir. Klorür iyonu sahip olduğu moleküler yapı sebebiyle donatı yüzeyindeki pasif tabakaya zarar vererek korozyonu hızlandırabilir (Xiong ve diğ, 2019). Pas payı tabakasının kalınlığının artmasıyla birlikte klorür geçirimliliği azalmaktadır. Şekil 1.3'de yer alan görselden anlaşılacağı üzere genel olarak klorür iyonlarının nüfuz etmesi yayılı bir şekilden ziyade noktasal şekillerde olmaktadır. Bu durum donatıda çukurlaşma tipi

korozyonun oluşmasına sebep olmaktadır. Klorür iyonlarının meydana getirdiği bu mekanizma sonucu oluşan reaksiyonlar Denklem 1.1 ve 1.2’de gösterilmektedir. Bu tepkimeler sonucunda Demir (III) Klorür ve Demir (III) Oksit-Hidroksit meydana gelmektedir.



Şekil 1.4 : Klorür korozyon mekanizması (Yiğiter, 2008).



TS EN 206-1 standartlarında klorürün sebep olduğu korozyon deniz suyundan kaynaklanan ve deniz suyu haricinde klorür kaynaklı olmak üzere iki sınıfta tanımlanmıştır. Bu tanımlamalara uygun olarak belirtilen sınır değerler Çizelge 1.7-1.8’de verilmiştir.

Çizelge 1.7 : Deniz suyu haricinde klorürün sebep olduğu korozyon.

Etki Sınıfı	Ortam	Örnek	En büyük S/Ç oranı	En düşük Dayanım	En düşük çimento içeriği (kg/m³)
XD1	Orta dereceli nemli	Hava ile taşınan klorürlere maruz beton yüzeyleri	0.55	C30/37	300
XD2	Islak arasıra kuru	Yüzme havuzları klorürleri içeren endüstriyel sulara maruz betonlar	0.55	C30/37	300
XD3	Döngülü ıslak ve kuru	Klorürleri ihtiva eden serpintilere maruz köprü kısımları. Kaldırımlar ve otopark döşemeleri	0.45	C35/45	320

Çizelge 1.8 : Deniz suyundan kaynaklanan klorürlerin sebep olduğu korozyon.

Etki Sınıfı	Ortam	Örnek	En büyük S/Ç oranı	En düşük Dayanım	En düşük çimento içeriği (kg/m ³)
XS1	Hava ile taşınan tuzlara maruz, fakat deniz suyu ile doğrudan temas etmeyen	Sahilde veya sahile yakın bulunan yapılar	0.50	C30/37	300
XS2	Sürekli olarak su içerisinde	Deniz yapılarının bölümleri	0.45	C35/45	320
XS3	Gelgit, dalga ve serpinti bölgeleri	Deniz yapılarının bölümleri	0.45	C35/45	340

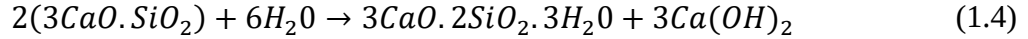
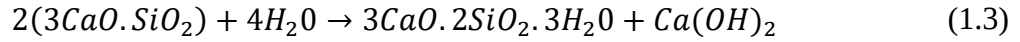
Ek olarak klorür ile ilgili sınır durumlar birçok yönetmelikte yer almaktadır (Çizelge 1.9).

Çizelge 1.9 : Klorür sınır değerleri (Liu ve diğ, 2018).

Yönetmelik/Standart	Uygulandığı Beton İçeriği	Sınır Değeri (%)
BS 882 (1983)	Portland çimentosu ile üretilmiş betonarme eleman	0.06
	Öngermeli beton ve ısı ile kürlenmiş betonarme	0.02
BS 882 (1992)	Öngermeli beton ve ısı ile kürlenmiş betonarme	0.01
EN 12620 (2002)	Sülfata dirençli Portland çimentosu kullanılan betonarme yapılar	0.03
	Betonarme yapılar	0.05
JIS A 5308 (2009)	Betonarme yapılar	0.04
CS3 (2013)	Sülfata dirençli Portland çimentosu kullanılan betonarme yapılar	0.03
	Betonarme yapılar	0.05
JGJ 52 (2006)	Betonarme yapılar	0.06
JGJ 206 (2010)	Deniz kumu kullanılan betonarme yapılar	0.03

Betonun yüksek alkali özelliği; klinker ve beton bünyesindeki suyun kimyasal reaksiyonu sonucu meydana gelir. Ek olarak çimentonun reaksiyonları sonucu bazik ortamın oluşmasını sağlayan ürünler de oluşmaktadır. Beton bünyesindeki yüksek alkali ortamın çimentonun

hidratasyonu sonucu ortaya çıkan başlıca iki kaynağı vardır. Bunlar Denklem 1.3 ve 1.4’de gösterilen C_3S ve C_2S karma oksitlerin hidratasyonudur.



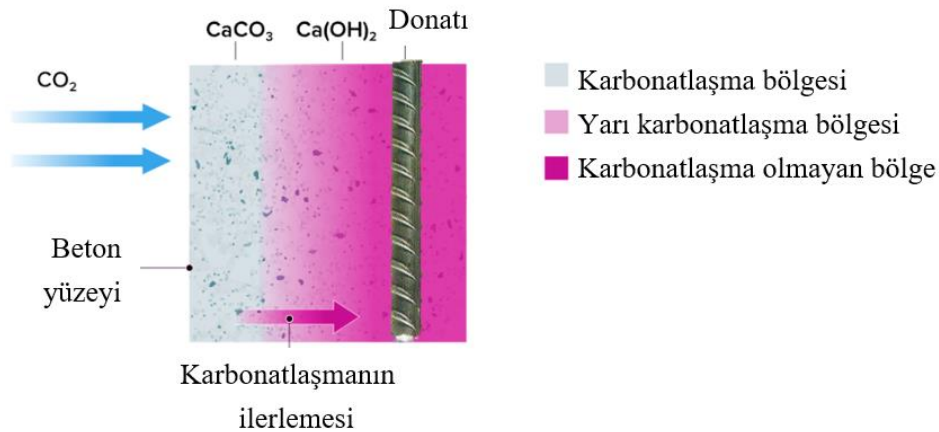
Ortaya çıkan bir diğer kaynak ise çimentonun içeriğine göre oranı değişen serbest kireçtir (Denklem 1.5).



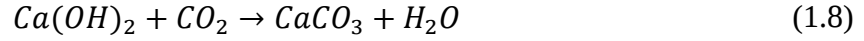
Gerçekleşen reaksiyonlar sonucu ortamın pH seviyesi yaklaşık olarak 12.0 ile 13.8 arasında olmaktadır. Şekil 1.1’de belirtilen olumsuz çevresel koşullarına ek olarak betonarme yapılarda donatıyı korozyona karşı koruyucu pasif tabakanın bozulmasına sebep bir diğer durum ise karbonatlaşma reaksiyonudur (Şekil 1.5). Karbonatlaşma olayı; beton içerisindeki çimentonun hidratasyonu ile meydana gelen ve donatı yüzeyindeki düşük enerjiye sahip kararlı düzeydeki pasif tabakanın oluşmasını sağlayan $Ca(OH)_2$ ’nin (kalsiyum hidroksit), ortamda bulunan veya difüzyon yoluyla betona nüfuz eden CO_2 ile gireceği reaksiyon sonucu $CaCO_3$ ’e dönüşmesidir. Denklem 1.6’da karbonik asit, denklem 1.7’de sülfürik asit tepkimeleri görülmektedir.



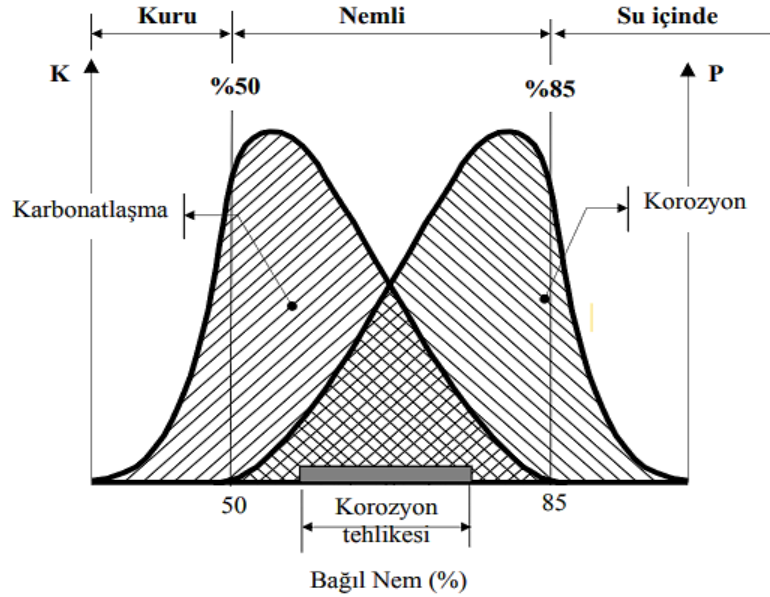
Oluşan karbonik ve sülfürik asitler hidrate olmuş çimentonun içeriğindeki bileşenleri nötrleştirirler. Karbonatlaşma reaksiyonu denklem 1.8’de görülmektedir.



Şekil 1.5 : Karbonatlaşma durumu (Possan ve diğ, 2017).



Şekil 1.6'dan karbonatlaşmanın sebep olduğu korozyon durumunun ortam koşullarıyla ilişkisi görülmektedir. Korozyon tehlikesinin maksimum olduğu bölgenin bağıl nem yüzdesinin %60-75 oranlarında olduğu görülmektedir. Herhangi bir nemli ortam koşullarına maruz kalmayan betonarme elemanda iyon akışını sağlayacak ortam oluşamayacağından dolayı herhangi bir korozyon durumunun görülme olasılığı da düşüktür.



Şekil 1.6 : Karbonatlaşma ve korozyon hızının bağıl nem ile değişimi (Yiğiter, 2008).

Betonarme elemanda karbonatlaşma olayı su/çimento oranı, çimentonun kullanım miktarı, beton dökümünden sonra uygulanan kürleme şartları, ortam nem durumu ve CO₂ miktarına bağlı olarak değişmektedir. Bu etkilerin karbonatlaşma mekanizmasını nasıl etkilediği çizelge 1.10'da açıklanmaktadır.

Çizelge 1.10 : Betonda karbonatlaşmayı etkileyen faktörler (Jedidi ve diğ, 2020).

Faktör	Etki
S/Ç oranı	Su/Çimento oranının düşük olması sonucu karbonatlaşma hızı düşük seviyelerde olmaktadır
Çimento dozajı	Çimento dozajı arttıkça karbonatlaşma hızını azalmaktadır
Kür koşulları	Kür süresinin artması karbonatlaşma hızını azalmaktadır
Nem	Ortam neminin %40-%80 arasında olduğu durumlar karbonatlaşma hızı için optimum koşullardır
Sıcaklık	Sıcaklık ile karbonatlaşma hızı doğru orantılı artış göstermektedir
CO ₂ yoğunluğu	CO ₂ yoğunluğunun artması karbonatlaşma hızı artırmaktadır

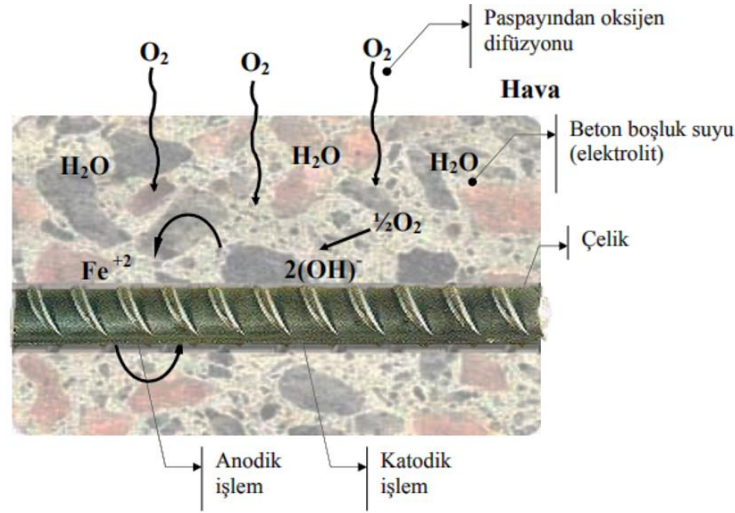
TS EN 206-1 standartlarında karbonatlaşmanın sebep olduğu korozyon için Çizelge 1.11’de yer alan çevre sınıfları tanımlanmıştır. Çizelge 1.11’de verilen değerler, betonarme yapının 50 yıl servis süresine sahip olacağı dikkate alınarak belirlenmiştir. Ek olarak bu değerler EN 197-1 standartlarına uygun şekilde CEM I tipi çimento ve 20 mm - 32mm arasında tane büyüklüğüne sahip agregalar ile yapılmış betonlarda geçerlidir.

Çizelge 1.11 : Karbonatlaşma etkisi çevre sınıflar (TS EN 206-1, 2002).

Etki Sınıfı	Ortam	Örnek	En büyük S/Ç oranı	En düşük Dayanım	En düşük çimento içeriği (kg/m ³)
XC1	Kuru veya sürekli ıslak	Çok düşük rutubetli havaya sahip binaların iç kısımlarındaki beton	0.65	C20/25	260
XC2	Islak arasında kuru	Suyla uzun süreli temas halinde olan beton yüzeyler	0.60	C25/30	280
XC3	Orta derecede nemli	Orta derecede veya yüksek rutubetli havaya sahip binaların iç kısımlarındaki betonlar	0.55	C30/37	280
XC4	Döngülü ıslak ve kuru	XC2 etki sınıfı dışındaki su temasına maruz beton yüzeyler	0.50	C30/37	300

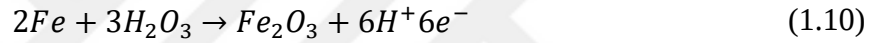
1.2.1 Korozyon mekanizması

Korozyon mekanizması genel olarak iki sınıfta açıklanabilir. Bunlar kimyasal etkiyle meydana getirdiği doğrudan korozyon ve çevresel etkiler sonucu meydana gelen elektrokimyasal korozyondur. Bu korozyon tipleri sonucu donatıda mekanik ve kimyasal bozulmalar meydana gelmektedir. Korozyon oluşum mekanizması oksidasyon (yükseltgenme) ve redüksiyon (indirgenme) reaksiyonlarının eşzamanlı olarak gerçekleşmesi ile meydana gelmektedir. Yükseltgenme yani katot reaksiyonu donatının elektron kaybetmesi, indirgenme yani anot reaksiyonu ise atomdan ayrılan elektronun harcanması olarak tanımlanabilir. Elektron akışı genel olarak anottan katoda doğru olmasından dolayı anottan ayrılarak katoda bağlanan elektronlar zamanla donatıya zarar verir. Şekil 1.7’de şematik olarak gösterilen bu anot ve katot reaksiyonları denklem 1.9-1.15’de belirtilmektedir.



Şekil 1.7 : Betonarme donatısının elektro-kimyasal korozyonu (Baradan ve diğ, 2002).

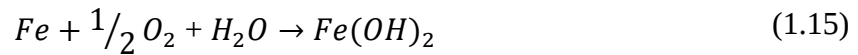
Anodik reaksiyonlar :



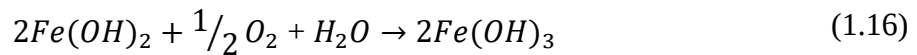
Katodik reaksiyonlar :



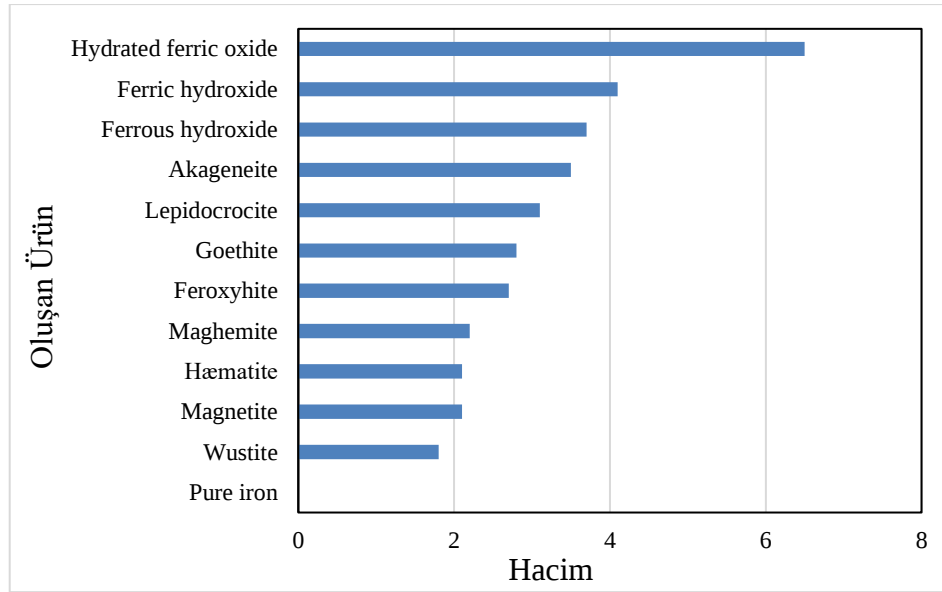
Toplam Reaksiyon :



Korozyon reaksiyonları sonucu meydana gelen $Fe(OH)_2$ mevcut ortamda yeterli düzeyde O_2 bulunması durumunda tekrar oksitlenerek $Fe(OH)_3$ yani pas ürününe dönüşmektedir.



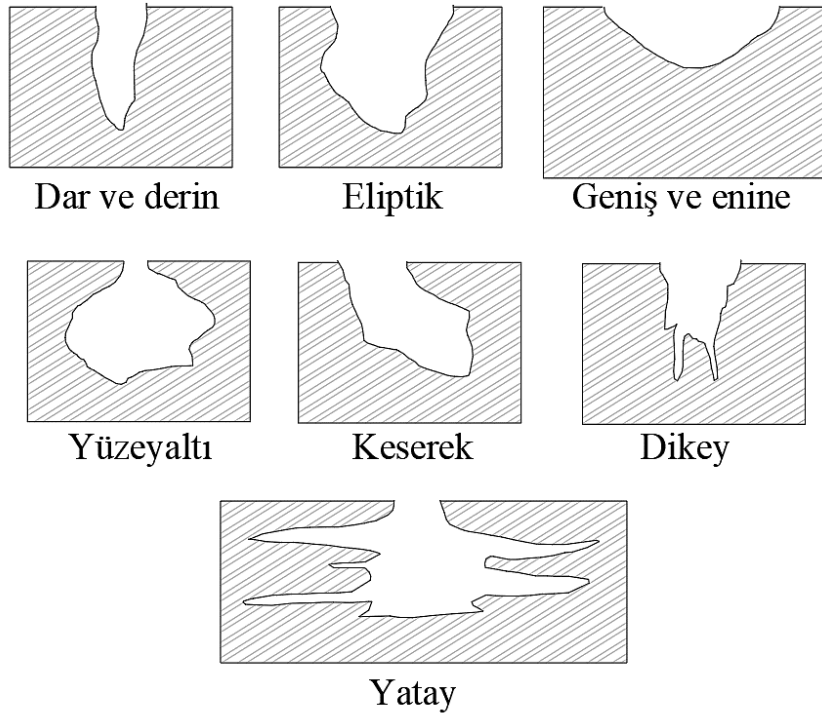
Demir hidroksitleri ve oksitleri (korozyon ürünleri) donatıdan daha fazla hacim kaplar. Hacimdeki bu artış oranı, reaksiyonlarla oluşan demir hidroksit veya oksidin türüne bağlıdır. Şekil 1.8'de donatı korozyon reaksiyonları sonucu meydana gelen korozyon ürünlerinin korozyonsuz donatıya göre meydana getirdiği hacim oranları gösterilmektedir.



Şekil 1.8 : Korozyon ürünleri (Jaffer ve diğ. 2009).

1.2.2 Korozyon çeşitleri

Donatıda meydana gelen korozyon bulunduğu çevresel ortamın zararlı etki durumuna göre farklı fiziksel şekillerde görülebilmektedir. Bu korozyon çeşitleri: homojen, çukurlaşma, galvanik, çatlak, gerilim ve mikrobiyolojik korozyon olarak sıralanabilir. Betonarme elemanlarda görülen donatı korozyonu ise genel olarak homojen ve çukurlaşma tipi korozyondur. Çukurlaşma korozyonu temel olarak beton içine klorür iyonlarının nüfuz etmesiyle oluşmaktadır. Karbonatlaşma reaksiyonları ise genellikle homojen korozyona sebep olmaktadır. Çukurlaşma korozyonu sonucu meydana gelen hacimsel genişleme homojen korozyon sonucu meydana gelen hacimsel genişlemeye göre daha düşük seviyededir. Belirtilen bu sebepten dolayı çukur korozyonu sonucu pas payı tabakasının ayrılma eğilimi homojen korozyona göre daha düşüktür. Şekil 1.9’da ASTM-G46, (2005)’e göre çukurlaşma korozyonunun derecelendirilmesi amacıyla tanımlanan görsel gösterilmektedir.

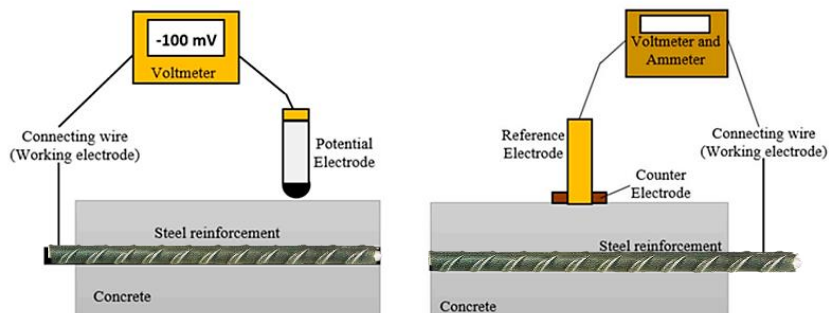


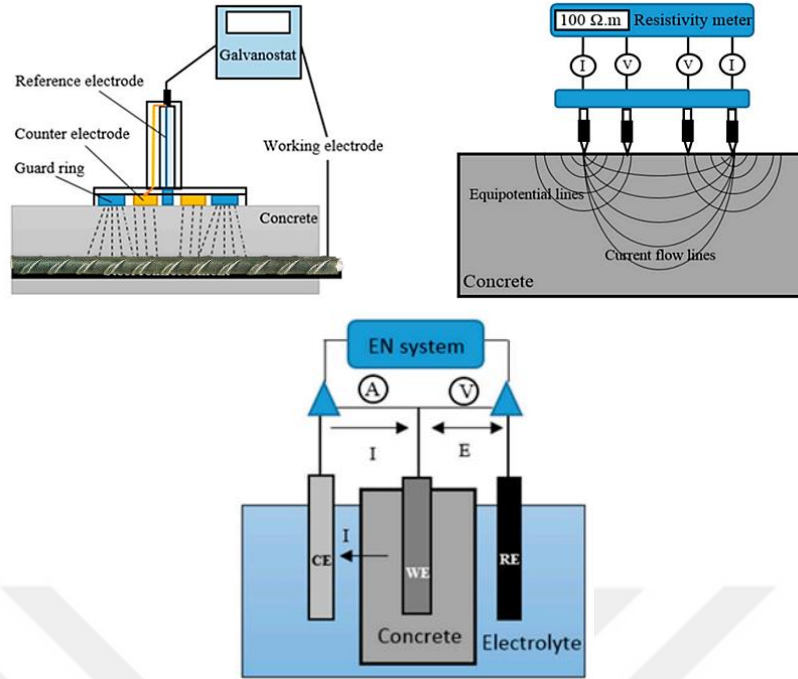
Şekil 1.9 : Çukurlaşma korozyon tipleri (ASTM G46, 2005).

Homojen korozyon genel olarak beton içerisine hem klorür iyonlarının nüfuz etmesi hem de karbonatlaşma reaksiyonlarının gerçekleşmesi ile ilgilidir. Gerçekleşen reaksiyonlar sonucu donatı yüzeyinde meydana gelen bileşikler hacimce genişlemeler meydana getirmektedir. Bu durum korozyon sonucu donatı kesit alanında meydana gelecek büyük kayıplardan önce beton pas payı tabakasının çatlamasına ve dökülmesine sebep olmaktadır.

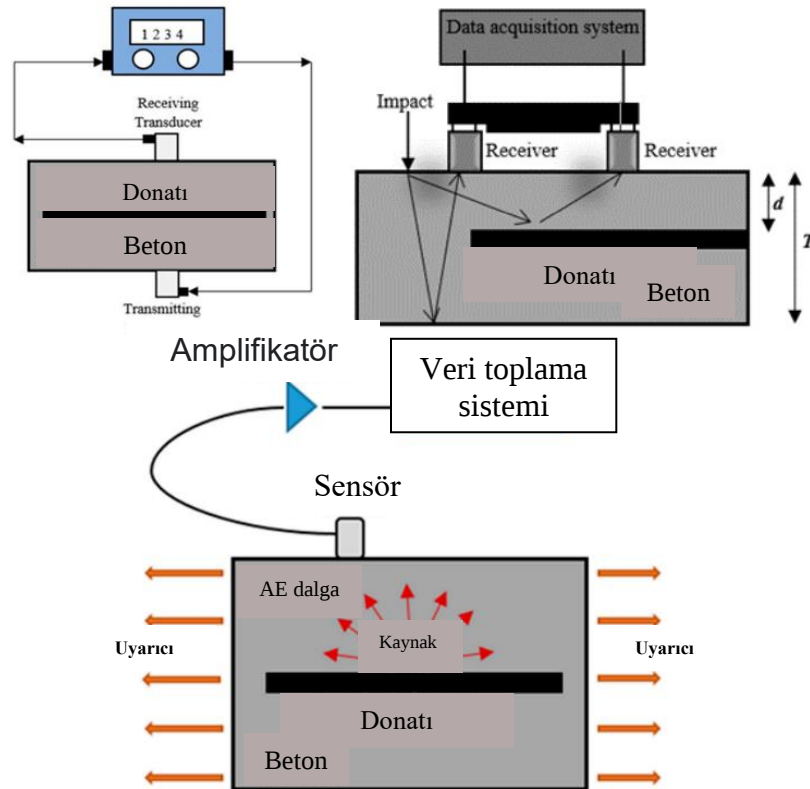
1.2.3 Korozyon ölçüm yöntemleri

Betonarme donatısında meydana gelen korozyonu tahribatsız olarak tespit etmeye yönelik bir çok ölçüm yöntemi vardır. Tahribatsız korozyon ölçüm yöntemleri genel olarak görsel inceleme, elektrokimyasal, akustik, elektromanyetik, optik ölçüm ve kızılötesi olarak altı kategoriye ayrılabilir (Zaki ve diğ, 2015).





Şekil 1.10 : Elektrokimyasal ölçüm yöntemlerinin prensipleri a) Açık devre potansiyeli izleme, b) Polarizasyon direnci, c) Galvano statik darbe yöntemi, d) Özdirenç yöntemi, e) Elektrokimyasal ölçüm (Zaki ve diğ, 2015).



Şekil 1.11 : Elektrokimyasal ölçüm yöntemlerinin prensipleri a) Ultrasonik darbe hızı izleme, b) Darbe yankısı, c) Akustik emisyon (Zaki ve diğ, 2015).

Çevresel etkiler sonucu betonarme donatısında meydana gelen korozyon oranının belirlenmesi, hem korozyonu önleme amacıyla seçilecek yöntemin hem de literatürde yer alan modeller kullanılarak yapının mevcut performans seviyesini belirlenmede büyük öneme sahiptir. Genel olarak korozyon aletsel ve gözlemsel süreçler sonucu tespit edilmektedir. Kullanılan yöntemlerin başında ağırlık kaybı yöntemi, lineer polarizasyon ve yarı hücre potansiyeli yöntemi gelmektedir. Betonarme yapıda korozyon oranının tespit edilmesi amacıyla kullanılan yöntemlerden biri olan ağırlık kaybı yönteminde korozyona maruz bırakılacak donatının korozyon süreci öncesi ve sonrası kütleleri kayıt altına alınmaktadır. Meydana gelen kütle kaybından korozyon hızı hesaplanabilmektedir.

$$\Delta W = \frac{I \times t \times A_w}{n \times F} \quad (1.17)$$

$$Korozyon \text{ hızı} = \frac{\Delta W}{At} \quad (1.18)$$

Denklem 1.17’de ΔW kütle kaybını (mg), A metalin yüzey alanını (cm^2) t ise uygulanan zamanı (saat) belirtmektedir. n : Demir atom değeri (genelde oluşan pas $\text{Fe}(\text{OH})_2$ olduğundan 2 ya da 3), F : Faraday sabiti (96.500 coulomb).

Çizelge 1.12 : Korozyon potansiyel değerleri.

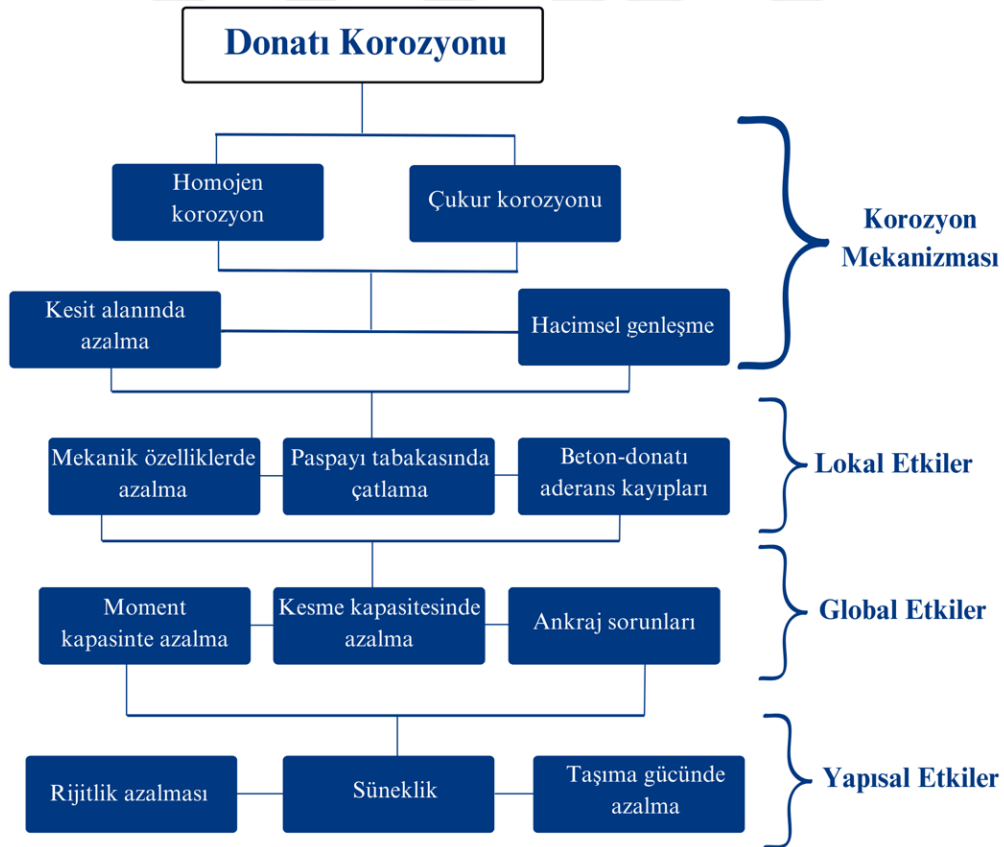
Yarı – hücre potansiyel değerleri CSE (SCE)	Korozyon olasılığı
$E < -350 \text{ mV} (-270 \text{ mV})$	% 90 güvenirlikle donatının korozyona uğrama olasılığı vardır
$- 350 \text{ mV} < E < -200 \text{ mV} (-120 \text{ mV})$	Belirsizlik vardır, kesin bir şey söylenemez
$- 200 \text{ mV} < E$	% 90 güvenirlikle korozyon yoktur

Eşdeğer akım yoğunluğu genellikle korozyon hızı olarak ifade edilir. Eşdeğer akım yoğunluğu, birim anot yüzey alanından geçen akım şiddeti korozyon hızını verir. Özellikle katodik koruma hesaplarında korozyon hızı birimi olarak anot akım yoğunluğunun (mA/m^2) veya ($\mu\text{A}/\text{cm}^2$) olarak kullanılması tercih edilir. Birim metal yüzeyinden, birim zamanda geçen akım miktarı doğrudan korozyon hızını verir. Elektrokimyada korozyon hızı ($\mu\text{A}/\text{cm}^2$) olarak verilir. $1 \text{ mA}/\text{cm}^2 = 10 \text{ A}/\text{m}^2$ dir. Elektrotlarda yürüyen kimyasal reaksiyonların hızı geçen akımdan daha küçük olması halinde polarizasyon olayı meydana gelir. Anot ve katot polarizasyonları hücreden geçen akım yoğunluklarına bağlı olarak artar. Denge halinde bir korozyon potansiyeli (E_{corr}) ve buna karşılık gelen bir korozyon akımı (I_{corr}) oluşur. Yarı

Hücre Potansiyeli Yöntemi Amerikan Ulusal Standartları ASTM C876 (1999) tarafından geliştirilen yarı hücre potansiyeli yöntemi betonarme yapılarda kullanılması önerilen bir yöntemdir. Bu yöntemde ölçülen potansiyel değeri sadece korozyon mekanizmasının aktivitesinin olasılığını belirtme amacıyla kullanılmaktadır.

1.3 Donatı Korozyonunun Betonarme Yapılar Üzerindeki Etkisi

Hizmet ömrü boyunca birçok çevresel etkiye maruz kalan betonarme yapılarda korozyon mekanizmasının oluşumu O_2 konsantrasyonu, nem yüzdesi ve beton direnci gibi temel unsurlara ek olarak ortam sıcaklığı, su/çimento oranı, pas payı derinliği ve klor konsantrasyonuna bağlı olarak değişkenlik göstermektedir. Gözlenen en yaygın çevresel etkiler Bölüm 1.2’de açıklanan karbonatlaşma ile klorür penetrasyonu olarak sayılabilir ve bu etkiler sonucunda donatı korozyonu meydana gelmektedir. Donatı korozyonu sonucu betonarme yapılarda meydana gelen bozulmalar Şekil 1.12’den görüldüğü üzere malzeme özelliklerinde meydana gelen lokal etkiler, eleman bazında meydana gelen global etkiler ve sistem bazında meydana gelen yapısal etkiler olarak açıklanabilir.



Şekil 1.12 : Donatı korozyonu yapısal etkileri (Cairns ve diğ, 2006).

Donatı korozyonu esas olarak betonarme yapıların süneklik, rijitlik, mukavemet ve deplasman yapabilme yeteneğini azaltarak tasarım aşamasında hedeflenen sismik performans taleplerinden uzaklaşılmasına sebep olmaktadır. Ayrıca, beton pas payı tabakasının dökülmesi ve etriyenin sargılama etkisinin azalması, boyuna donatıların burkulmasına neden olarak eksenel taşıma gücünde azalmaları beraberinde getirmektedir. Bu durum mevcut tez çalışmasından da görüldüğü üzere (Şekil 1.13) artan ötelenme oranı ve eksenel yük ile birleşerek boyuna donatılarda kopmalara dahi sebep olabilmektedir.

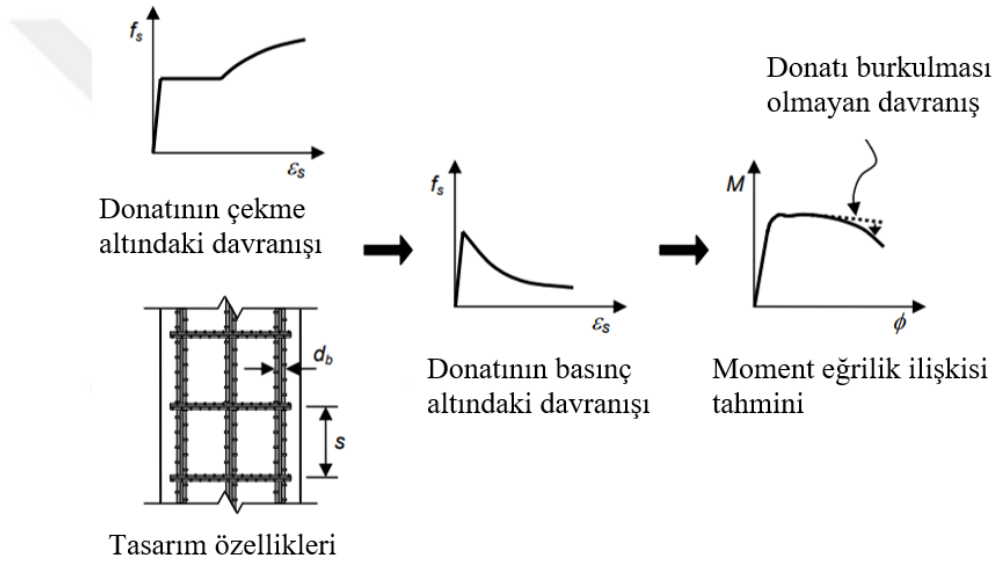


Şekil 1.13 : Boyuna donatıda burkulma ve etriyelerin açılması.

Boyuna donatıda meydana gelen burkulma (Şekil 1.14) davranışı korozyona uğramış betonarme elemanların kademeli olarak gevrek davranış sergilemesine neden olmaktadır. Donatının burkulma davranışını incelemek amacıyla gerçekleştirilmiş birçok çalışma mevcuttur (Mander ve diğ, 1984; Scribner 1986; Papia ve diğ, 1988; Papia ve Russo 1989; Mau ve El-Mabsout 1989; Mau 1990; Monti ve Nuti 1992; Bayrak ve Sheikh 2001). Fakat korozyonlu donatılar üzerinde gerçekleştirilen çalışmalar sınırlı düzeydedir. Donatının basınç ve çekme yükleri etkisi altındaki davranışı gerçekte farklılık göstermektedir. Bu fark basınç etkisinde burkulma meydana gelen donatıdaki burkulma sonrası yanıl deformasyonlardan kaynaklandığı düşünülmektedir. Şekil 1.15'den görüleceği üzere donatının burkulma davranışı genel olarak, donatı mekanik özelliklerine donatı detaylandırmasına ve betonarme elemanın kesit özelliklerine bağlıdır.



Şekil 1.14 : Donatılarda burkulma ve kopma durumu.



Şekil 1.15 : Burkulmanın moment-eğrilik ilişkisine etkisi (Bae, 2005)

Yaşanan depremlerin ardından gerçekleştirilen saha çalışmalarından elde edilen aletsel ve gözlemsel incelemeler betonarme yapıların hasar görmesinin ana sebeplerinden birinin de korozyon olduğunu vurgulamıştır. Çizelge 1.13’de yaşanan depremlerin ardından saha incelemeleri sonucu karot numunesi alarak veya beton çekici ile elde edilen beton basınç dayanımları, Çizelge 1.14’de tespit edilen korozyon durumları gösterilmektedir. Şekil 1.16’da Kahramanmaraş depremleri sonrası Kumbasaroğlu ve diğ. (2023) tarafından Malatya ilinde gerçekleştirilen saha çalışmasında gerçekleştirilen incelemelerde gözlenen korozyonlu yapılar gösterilmektedir.



Şekil 1.16 : Hasarlı betonarme yapılarda gözlenen donatı korozyonları (Kumbasaroğlu ve diğ, 2023).

Çizelge 1.13 : Depremlerde tespit edilen basınç dayanımları.

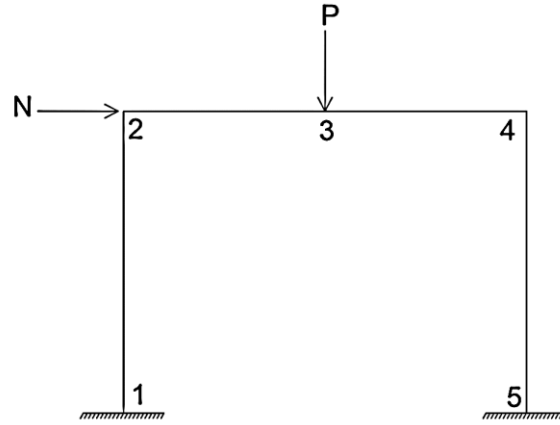
Deprem	Büyüklik	Beton Basınç Dayanımı (MPa)	Tespit Yöntemi	Yazar
1992 Erzincan Depremi	6.8 M_S	10	Beton test çekici	(Erdik ve diğ, 1992)
1995 Dinar Depremi	6.1 M_S	9	Beton test çekici	(Tezcan ve İpek, 1996)
1998 Adana Ceyhan Depremi	6.2 M_S	5.73-10.35	Beton test çekici	(Çağatay, 2004)
2002 Sultandağı Depremi	6.5 M_w	10-13.5	Beton test çekici	(Sengel ve Doğan, 2013)
2011 Simav Depremi	5.9 M_w	7	Karot numunesi	(Çaycı ve diğ, 2012)
2011 Van Depremi	7.2 M_w	8	Beton test çekici	(Erdil ve diğ, 2016)
2020 Sivrice Depremi	6.8 M_w	6-12	Karot numunesi	(THBB, 2020)
2020 İzmir Depremi	7.0 M_w	5.5-16.5	Karot numunesi	(THBB, 2020)

Çizelge 1.14 : Depremler sonrası hasarlı yapılarda korozyon durum tespiti.

Deprem	Büyükölük	Donatı Korozyonu	Yazar
2019 Silivri Depremi	5.8 M _w	Nervürlü boyuna ve sargı donatılarında korozyon	(Dogan, 2019)
1999 Gölcük Depremi	7.8 M _w	Nervürlsüz boyuna ve sargı donatılarında korozyon	(Dogan, 2000; Koç, 2012)
2011 Van Depremi	7.2 M _w	Nervürlsüz boyuna ve etriye donatılarında korozyon	(Yazgan ve diğ., 2016)
2011 Simav Depremi	5.9 M _w	Nervürlsüz boyuna ve etriye donatılarında korozyon	(İnel ve diğ., 2013)
1998 Adana Ceyhan Depremi	6.2 M _s	Nervürlsüz boyuna ve etriye donatılarında korozyon	(Taşkın, 2012)
1995 Dinar Depremi	6.1 M _s	Nervürlsüz boyuna ve etriye donatılarında korozyon	(Wasti ve diğ., 1995)
2003 Bingöl Depremi	6.4 M _w	Nervürlsüz boyuna ve etriye donatılarında korozyon	(Kaplan ve diğ., 2004; Binici, 2007)
2004 Sumatra Depremi	9.3 M _w	Nervürlsüz boyuna ve sargı donatılarında korozyon	(Mondal ve diğ., 2008)
2011 Tohoku-Oki	9.0 M _w	Nervürlü boyuna ve sargı donatılarında korozyon	(Akiyama ve diğ., 2011)

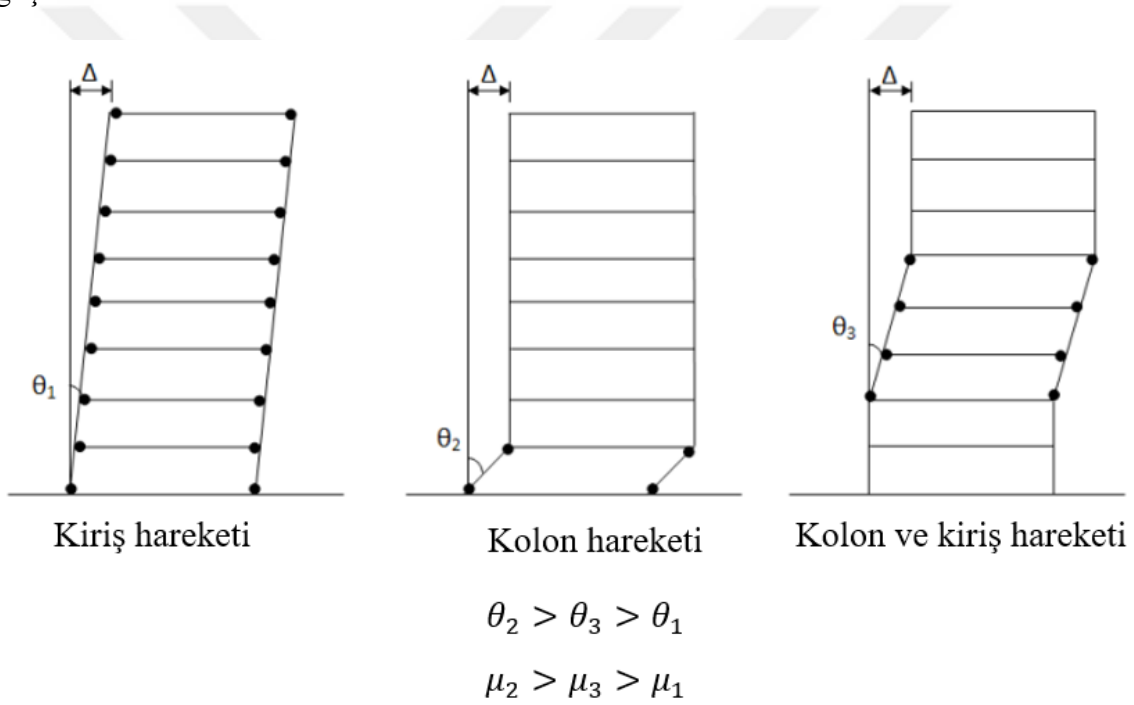
1.4 Betonarme Elemanların Doğrusal Olmayan Davranışı

Sismik yük etkilerine maruz kalan betonarme elemanlarda artan yük etkisiyle akma momentine ulaşan kesitlerde plastik şekil değıştirmeler meydana gelmektedir. Doğrusal olmayan bu şekil değıştirmelerin elemanda plastik mafsal olarak adlandırılan kesitlerde toplandığı varsayımı yapılmaktadır. Betonarme elemanlarda plastik mafsal bölgesinin performansı elemanın yük ve deplasman yapabilme kapasitesi bakımından büyük öneme sahiptir. Betonarme yapılarda taşıyıcı elemanların yük (yatay, eksenel) etkileri altında elastik olmayan şekil değıştirmeler ile belirli sınırlarda enerji tüketmelerine izin verilmektedir. Plastik mafsallar uygulanan kuvvet noktasında, kuvvetin etkidiğı düğüm noktasında veya mesnet bölgesinde oluşabilmektedir. Şekil 1.17’de görülen 2 boyutlu çerçevede N ile belirtilen yatay ve P ile belirtilen eksenel yük etkisi altında plastik mafsal oluşması muhtemel noktalar 1, 2, 3, 4 ve 5 ile belirtilmiştir.



Şekil 1.17 : Mafsallaşma oluşması muhtemel bölgeler.

Yanal ve eksenel yük etkilerinden davranış açısından hangi yükün baskın olacağı çerçevenin göçme mekanizmasını belirlemektedir.



Şekil 1.18 : Betonarme çerçeve hasar mekanizmaları.

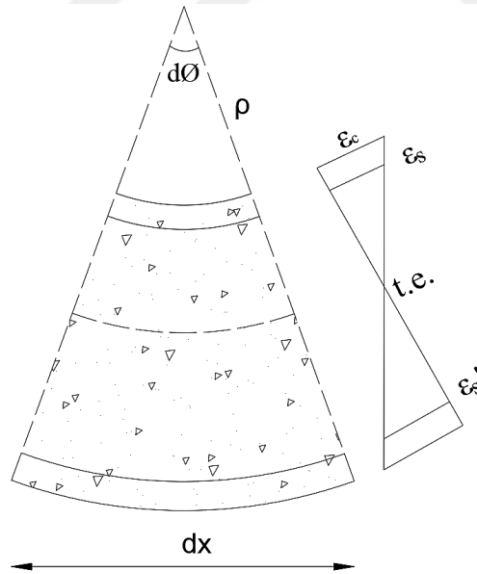
Kiriş tipi hasar mekanizması elastik olmayan deformasyonları tüm yapıya aktarmasından dolayı yapının performans seviyesi açısından kolon tipi hasar mekanizmasına göre tercih edilmektedir. Kolon tipi salınım mekanizması zayıf katların deformasyonu nedeniyle yapıda ek P-delta etkilerinin oluşmasına sebep olabilmektedir. Kolon tipi mekanizmanın gerektirdiği yüksek süneklik taleplerinin betonarme yapıda karşılanmasının zor olması göçmelere sebep olabilmektedir. Bir diğer mekanizma tipi ise bir veya birkaç katın kiriş ve kolon tipi mekanizma sonucu elastik olmayan deformasyonlara maruz kaldığı birleşim tipi hasar mekanizmasıdır. Bu mekanizmada bölgesel rijitlik kayıpları yapı performans

seviyesini olumsuz etkimektedir. Birleşim mekanizmasındaki kolonların süneklik talebi kolon mekanizmasından daha düşük fakat kiriş mekanizmasındaki kolonlardan daha yüksek düzeydedir.

1.4.1 Moment – eğrilik ilişkisi

Eğilme ve ilave aksenal yükler etkisindeki kesit davranışı moment-eğrilik ilişkisinden belirlenebilir (Canbay ve diğ, 2010). Bu kapsamda betonarme taşıyıcı bir elemanın moment-eğrilik davranışının tahmin edilmesinde en temel gereklilik, onu oluşturan bileşenlerin karakteristik davranışının bilinmesi ve çözümlemelere aktarılmasıdır (Srikanth ve diğ, 2007). Betonarme elemanın en dış lifine etkiyen normal kuvvetin betonun çekme dayanımına eşit veya büyük olması pas payı tabakasında çatlakların oluşmasına sebep olmaktadır. Beton pas payı tabakasının dökülmesiyle birlikte kesitte meydana gelen azalma kesitin eğilme rijitliğini azaltmaktadır. Elastik sınırın ardından plastik şekil değiştirmelerle birlikte betonarme eleman moment taşıma gücüne ulaşır.

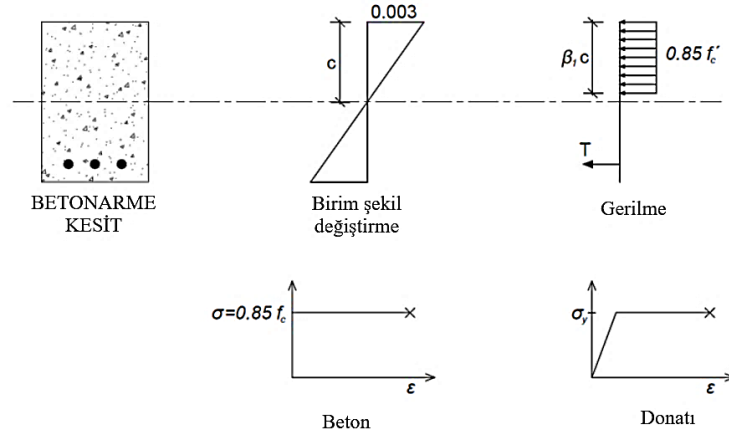
Birim boyda meydana gelen dönme açısı olarak tanımlanan eğrilik, ölçümü gerçekleştirilen iki kesit arasındaki dönme açısından veya kesitteki birim şekil değiştirmelerden elde edilebilir (Şekil 1.19).



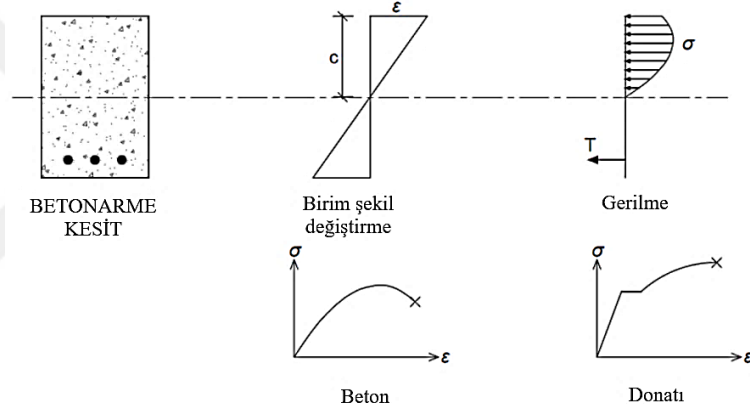
Şekil 1.19 : Eğilme etkisi altında betonarme bir kesit (Celep, 2008)

Betonarme yapıların moment taşıma gücü hesabında dikkate alınan beton ve donatı modelleri basit bir malzeme modelini varsayar. Beton için Whitney gerilme dağılımı ve donatı için elasto-plastik davranış yönetmeliklerde yaygın olarak yer almaktadır. Ancak

betonun gerçek davranışı Şekil 1.20’de görüldüğü gibi doğrusal değildir ve idealleştirilmiş gerilme – birim şekil değiştirme ilişkisiyle açıklanmaktadır.



Şekil 1.20 : Whitney gerilme dağılımı (Konish ve Whitney, 1975).

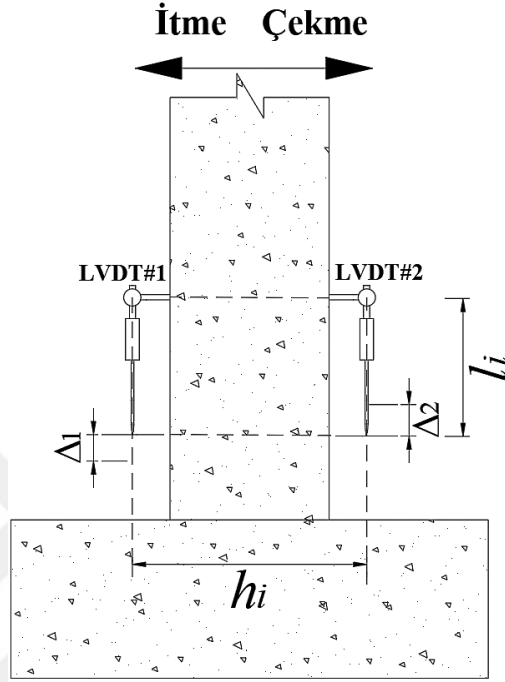


Şekil 1.21 : Gerçek gerilme dağılımı.

Betonarme bir elemanda süneklik oranları hesaplanırken, akma ve nihai deplasman değerlerinin bilinmesi gerekmektedir. Elasto-plastik davranış gösteren bir sistemde akma deformasyonları elde edilen yük deplasman grafiğinden kolaylıkla bulunabilirken sistemin plastik davranış göstermesi durumunda akma anındaki deplasmanı tespit etmek için farklı yöntemler gerekebilmektedir. Çalışma kapsamında deneysel olarak eğrilik değeri Şekil 1.22’de gösterildiği üzere betonarme çerçeve numunesinin kolonlarının düşey eksenine paralel olarak monte edilmiş yer değiştirme ölçerler ile hesaplanmıştır. Yükleme deneylerinden önce Şekil 1.22’de gösterilen l_i ve h_i değerleri kayıt altına alınmıştır. Ölçüm verilerinde düzlem kesitin eğilmeden sonra düzlem kaldığı varsayımı yapılmıştır. Eğrilik ve dönme değerlerinin hesabında Denklem 1.19 ve 1.20 kullanılmaktadır. Denklem 1.19 ve 1.20 de sırasıyla θ_i dönme açısını ve ϕ_i ise eğrilik değerini temsil etmektedir.

$$\theta_i = \frac{\Delta_1 + \Delta_2}{h_i} \quad (1.19)$$

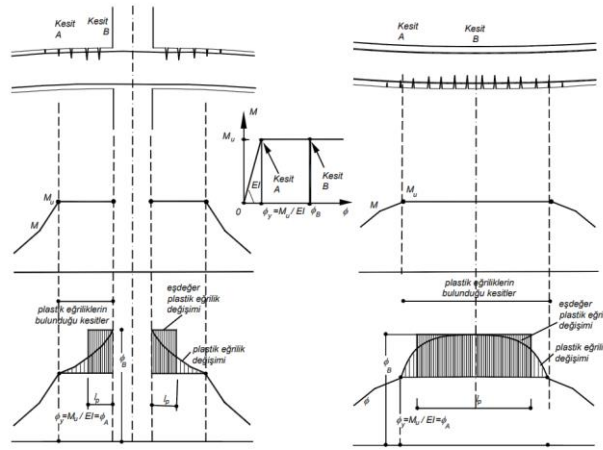
$$\phi_i = \frac{\theta_i}{l_i} \quad (1.20)$$



Şekil 1.22 : Eğrilik değerlerinin ölçümü.

1.4.2 Plastik mafsalsal

Betonarme kolonlarda plastik mafsalların moment değerinin maksimum olduğu bölgelerde oluşması beklenmektedir. Kolona etkiyen yükler ile artan deplasman değerleri maksimum moment değerinin olduğu bölgede hasarlar oluşmaktadır. Plastik mafsalsal bölgelerinde meydana gelen plastik eğriliklerin sabit olduğu varsayılmaktadır. Plastik mafsalların oluşumu kesit tipine bağlı olarak farklı bölgelerde oluşum gösterebilir. Şekil 1.23’de gösterilen kiriş kesitlerinde eğrilik ve mafsalsal boyunun ilişkisi gösterilmektedir. Plastik şekil değiştirmelerin yoğunlaştığı mesnet veya birleşim bölgelerinde, eşdeğer plastik eğrilikler tanımlanmaktadır.



Şekil 1.23 : Sürekli kirişe ait ve plastik mafsallı ilişkisi (Celep, 2007)

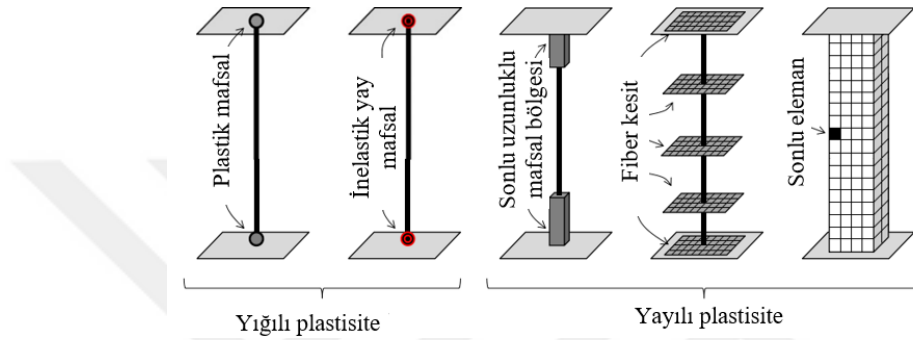
Şekil 1.23 incelendiğinde kesitin A noktasındaki moment değeri M_u değerine erişmiş ve akma eğriliği meydana gelmiştir. Birleşim bölgesinden uzaklaşılmasıyla birlikte moment değerleri azalmaktadır. Bu kesitlerde elastik eğrilik değeri denklem 1.21 şeklinde elde edilmektedir.

$$\phi = M/EI \quad (1.21)$$

Kesitin kolon yüzeyine yakın olan bölgelerinde moment değeri sabit kalırken elastik ötesi eğrilikler oluşmaktadır. Plastik mafsallı kavramında kesitte plastik şekil değiştirmelerin yoğunlaştığı bölgeler maksimum moment bölgelerine eşdeğer olmaktadır. Ek olarak plastik mafsallı bölgesinde dönmeler sabit moment etkisi altında gerçekleşmektedir.

Yayıllı plastik mafsallı varsayımında betonarme kesitleri, çekirdek betonda sargılı beton modeli, kabuk betonda sargısız beton modeli ve donatının modellenerek fiber elemanlara ayrılmasından oluşmaktadır. Betonarme elemanın gerçek davranışı incelendiği zaman çekme gerilmeleri ve plastisitenin yayılmasına neden olan kesme kuvvetinin etkisiyle yer değiştirme değerlerinin hesaplanan değerden daha yüksek olduğu bilinmektedir. Bu durum dikkate alınarak betonarme elemanların deprem yükleri etkisindeki doğrusal olmayan davranışının modellenmesi için birçok yaklaşım vardır. Bu yaklaşımlar mikro ve makro model olarak sınıflandırılmaktadır. Makro modellemede Şekil 1.24'de gösterilen fiber (yayıllı plastik davranış modeli) ve plastik mafsallı yığıllı plastik davranış modeli yaygın olarak kullanılmaktadır (TBDY, 2018; PEER/ATC 72, 2010; ASCE 41-17). Yığıllı plastik mafsallı kavramında elemanda elastik sınır içinde kalan şekil değiştirmelerin elemanın tamamında doğrusal olarak dağılım gösterdiği, elastik ötesi şekil değiştirmelerin ise plastik mafsallı bölgesi olarak tanımlanan bölgede toplandığı kabulü yapılmaktadır. Yayıllı plastik

mafsal modelinde ise elastik ötesi şekil değiştirmelerin elemanın bir bölgesinde yoğunlaşmadığı kesit boyunca dağılım gösterdiği varsayılmaktadır. Bu yaklaşımda sonlu uzunluklu mafsal bölgesi, fiber kesit ve sonlu eleman olmak üzere tanımlanan modeller vardır. Gerçekleştirilecek analizlerde yayılı plastik modelini dikkate almak yığılı plastik mafsal modeline göre daha karmaşıktır. TBDY 2018’de yığılı plastik mafsal boyuna izin verilmektedir. TBDY 2018’de plastik mafsal boyu olarak adlandırılan plastik şekil değiştirme bölgesinin uzunluğu, çalışan doğrultudaki kesit boyutunun yarısına eşit olarak alınması önerilmektedir.



Şekil 1.24 : Çerçeve elemanlarda model tipleri (Deierlein vd. 2010)

1.4.3 Plastik mafsal uzunluğu modelleri

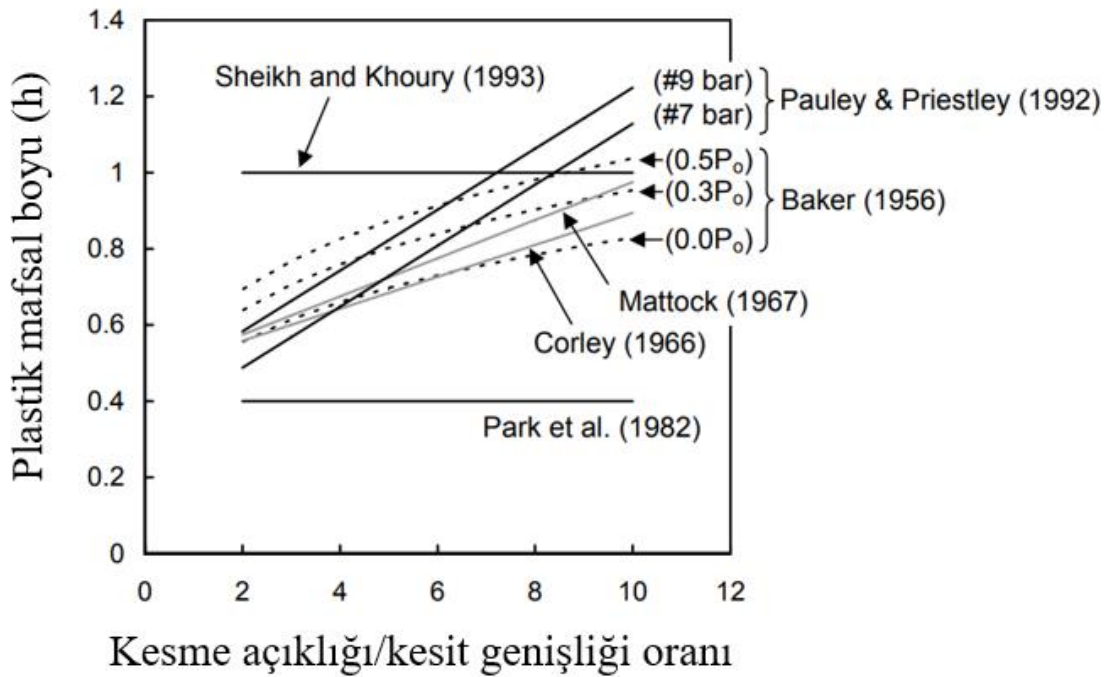
Betonarme taşıyıcı elemanda plastik mafsal uzunluğunun bilinmesi durumunda uç deplasman değerleri, eğriliklerin altında kalan alan yardımıyla hesaplanabilmektedir. Bu kapsamda mafsal boyunun doğru bir şekilde tespit edilmesi, kesit düzeyinde elde edilen hasar durumunun eleman düzeyine ilişkilendirilebilmesi açısından büyük öneme sahiptir. Betonarme kolon ve kiriş elemanları kullanılarak plastik mafsal boyunu tahmin etmeye yönelik bir çok deneysel ve teorik çalışma gerçekleştirilmiş olmasına rağmen korozyona maruz kalmış betonarme elemanlarda bu konu özelinde hala çelişkiler bulunmaktadır. Mevcut literatürdeki plastik mafsal modellerini kullanarak mafsal uzunluğunu belirlemede dikkate alınacak model, kullanılan numune tipine, deney şartlarına ve mafsallaşma mekanizmasına etki eden parametrelere bağlıdır. Çizelge 1.15 araştırmacılar tarafından geliştirilen modelleri içermektedir. Mevcut çalışmalar incelendiğinde plastik mafsal boyu:

- Boyuna ve sargı donatısının mekanik özelliklerine
- Mafsal bölgesinin kayma gerilmesine
- Eksenel yük oranına
- Moment dağılımına
- Beton dayanımına

- Sargılama etkisine bağlıdır

Bu kapsamda gerçekleştirilen araştırmalarda (Baker 1956; Baker ve Amarakone 1964; Mattock 1964, 1967; Corley 1966) plastik mafsal uzunluğunun araştırılmasında ilk olarak beton kiriş numuneleri kullanılmıştır. Daha sonra gerçekleştirilen çalışmalarda (Park ve diğerleri 1982; Priestley ve Park 1987; Paulay ve Priestley 1992; Sheikh ve Khoury 1993) ise plastik mafsal uzunluğu araştırmaları betonarme kolonlar üzerine yoğunlaştırılmıştır.

Baker vd. (1956) tarafından yürütülen çalışmada betonarme kiriş ve kolonların moment-eğrilik ilişkisi araştırılmıştır. Çalışmanın ana değişkenleri, beton basınç dayanımı (17.23-39.98 MPa), donatı akma dayanımı (275.79-586.05 MPa), çekme/sargı donatısı oranı ve yükleme tipindeki (eksenel yük $0.15f_cA_g-1.0f_cA_g$) varyasyonlardan oluşmaktadır. Bae vd. (2005) tarafından gerçekleştirilen çalışmada mevcut literatürde yer alan, plastik mafsal uzunluğunu tahmin etmeye yönelik modeller karşılaştırılmıştır. Modellerden elde edilen mafsal uzunluklarında büyük farklılıkların olduğu tespit edilmiştir. Baker (1956) ve Amarakone (1964) tarafından önerilen modeller dışında, geliştirilen diğer modellerin çoğunun eksenel yükleri bir parametre olarak dikkate almaması dikkat çekicidir. Bae vd. (2005) tarafından elde edilen verilerde ki farklılıklarında bu sebepten kaynaklandığı düşünülmektedir.



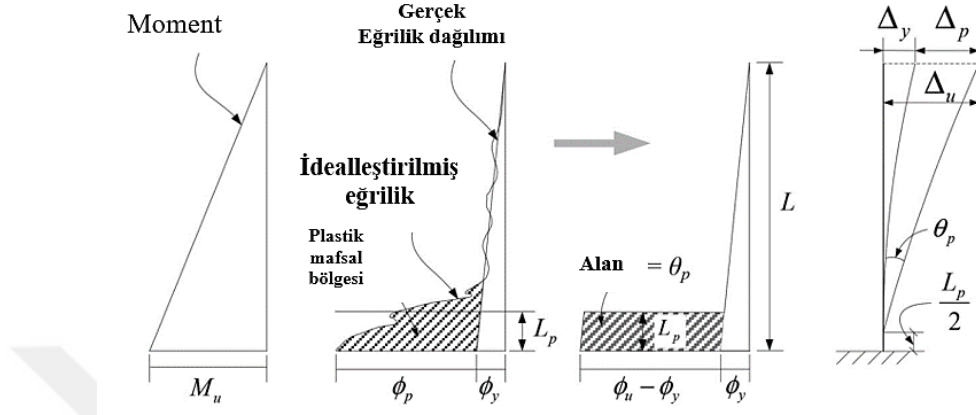
Şekil 1.25 : Deneysel veriler (Bae, 2005)

Çizelge 1.15 : Plastik mafsalsal boyu modelleri.

Yazar	Plastik Mafsalsal Boyu (l_p)	Eleman Tipi	
Baker (1956)	$k(z/d)^{1/4}d$	Kolon ve kiriş	(1.22)
Sawyer (1964)	$0.25d + 0.075z$		(1.23)
Corley (1966)	$0.5d + 0.2\sqrt{d}(z/d)$	Kiriş	(1.24)
Mattock (1967)	$0.5d + 0.05z$	Kiriş	(1.25)
Priestley ve Park (1987)	$0.08l + 6d_b$	Kolon	(1.26)
Paulay ve Priestley (1992)	$0.08l + 0.022d_b f_y$	Kolon ve kiriş	(1.27)
Sheikh ve Khoury (1993)	$1.0h$	Kolon	(1.28)
Coleman ve Spaceone (2001)	$G_f^c / [0.6f_c'(\varepsilon_{20} - \varepsilon_c + 0.8f_c'/E_c)]$		(1.29)
Panagiotakos ve Fardis (2001)	$0.18z + 0.021d_b f_y a_{si}$	Kolon ve kiriş	(1.30)
Bae ve Bayrak (2008)	$\frac{l_p}{h} = \left[0.3 \left(\frac{\rho}{\rho_o} \right) + 3 \left(\frac{A_s}{A_g} \right) - 1 \right] \left(\frac{l}{h} \right) + 0.25$ ≥ 0.25	Kolon	(1.31)
Lu vd. (2005)	$0.077l + 8.16d_b$	Kolon	(1.32)
Berry ve Eberhard (2007)	$0.05l + 0.1d_b \frac{f_y}{\sqrt{f_c}}$	Kolon	(1.33)
EN 1998-3 (2005) EC8	$\frac{l}{30} + 0.2h + 0.11d_b \frac{f_y}{\sqrt{f_c}}$	Kolon ve kiriş	(1.34)
Ning ve Li (2016)	$\left(0.042 + 0.072 \frac{\rho}{\rho_o} \right) l + 0.298h + 6.407d_b$	Kolon	(1.35)
Ho vd. (2003)	$\left(20 \sqrt{\rho/\rho_o} \frac{f_c^{1.5}}{f_y} \frac{\rho_s^{0.5}}{\rho_{st}} + 0.6 \right) h$	Kiriş	(1.36)
Biskinis ve Fardis (2010)	$0.2h \left(1 + \frac{1}{30} \text{minimum} \left(9, \frac{l}{h} \right) \right)$	Kiriş	(1.37)
Naaman vd. (1996)	$0.5(1.06d + 0.13V\rho)d$	Kiriş	(1.38)
Tariq vd. (2019)	$(0.3 + 0.18\rho)d$	Kiriş	(1.39)

1.4.4 Eğrilik – dönme İlişkisi

Eksenel ve yanal yükleme etkisi altında eğilme davranışı gösteren betonarme bir elemanda dış kuvvetlerin oluşturacağı moment sonucu oluşan şekil değiştirmeler dönme hareketiyle sonuçlanacaktır (Şekil 1.26).



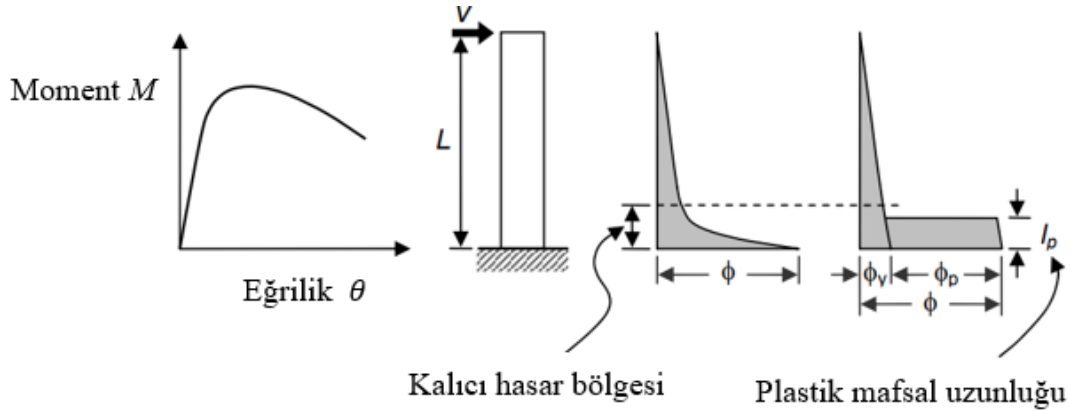
Şekil 1.26 : Nihai momente bağlı eğrilik diyagramı: a) Eğrilik momenti diyagramı, b) Eğrilik diyagramı ve idealleştirme, c) Eş değer eğrilik diyagramı, d) Deplasman bileşenleri (Wei ve diğ., 2022).

Literatür incelendiği zaman betonarme elemandan elde edilen gerçek bir eğrilik davranışı yerine genel olarak elastik ve plastik bölgelerden oluşan teorik eğrilik diyagramı kullanılmaktadır. Eğriliklerin idealleştirilmesinde plastik mafsallık hipotezi kabulünden yararlanılarak betonarme elemanda eğrilikğin plastik mafsallık bölgesinde ani bir artış gösterdiği varsayılır. Plastik mafsallıkta oluşan dönme değeri hesaplanan eğrilik değerinin altında kalan alan ile elde edilmektedir. İdealleştirilen eğrilik değerinin mafsallık boyu ile çarpılmasıyla dönme miktarı hesaplanmaktadır.

$$\Delta = \int_0^L kx dx \quad (1.40)$$

Betonarme elemanda plastik mafsallık uzunluğunun bilinmesi durumunda kolon uç deplasman değerleri eğrilikğin altında kalan alan ile hesaplanabilir. Bu bağlamda plastik mafsallık uzunluğunun deneysel olarak doğru bir şekilde belirlenmesi betonarme eleman için kesit bazında yapılan değerlendirmenin eleman bazındaki etkilerini belirleme açısından büyük öneme sahiptir. Eğrilik diyagramının idealleştirilmesi dönme ve deplasman değerlerinin hesabına olanak sağlamaktadır. Konsol bir betonarme kolonunun plastik mafsallık uzunluğunu tahmin etmek için Park ve Paulay (1975) tarafından denklemler geliştirilmiştir. Park ve Paulay (1975), bir kolonun uzunluğu boyunca basit bir eğrilik dağılımı (Şekil 1.27) ve ikinci

moment alanı teoremi kullanarak, bir kolonun uç yer değiştirmesinin ifade edilebileceğini öne sürmüştür.



Şekil 1.27 : Plastik mafsals boyunun tanımı (Park ve Paulay, 1975).

Akma konumundaki betonarme elemanın uç bölgesindeki dönme ve yer değiştirme değeri sırasıyla denklem 1.40 ve 1.41'den hesaplanabilmektedir. Elemanın artan moment etkisiyle nihai dayanım durumu için dönme ve tepe yer değiştirme değeri ise denklem 1.42 ve 1.43 ile hesaplanabilmektedir. θ_y akma anındaki dönme değerini, ϕ_y akma eğriliğini, Δ_y akma yer değiştirmesini, Δ_u nihai yer değiştirmeyi temsil etmektedir.

$$\theta_y = \frac{\phi_y \times L}{2} \quad (1.40)$$

$$\Delta_y = \frac{\phi_y \times L}{2} \times \frac{2 \times L}{3} = \frac{\phi_y \times L^2}{3} \quad (1.41)$$

$$\theta_u = \frac{\phi_y \times L}{2} + (\phi_u - \phi_y)L_p \quad (1.42)$$

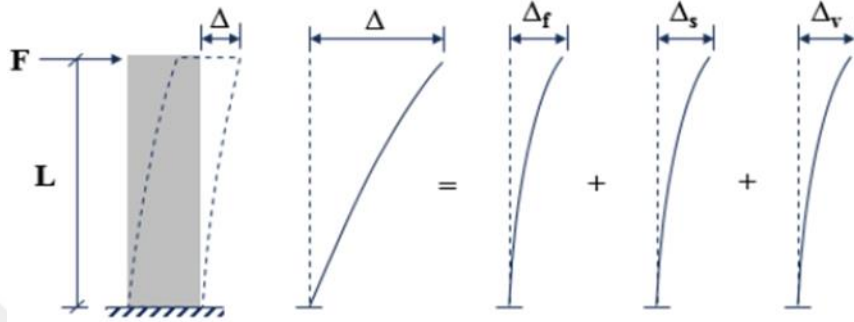
$$\Delta_u = \frac{\phi_y \times L^2}{3} + (\phi_u - \phi_y)L_p(L - 0.5L_p) \quad (1.43)$$

$$\mu_\Delta = 1 + (\mu_\phi - 1) \frac{L_p}{L} \left(1 - 0.5 \frac{L_p}{L} \right) \quad (1.44)$$

Denklemler incelendiğinde eksenel yük etkisinin dikkate alınmadığı ve denklem 1.43'den elde edilen deplasman değerinin elemanda oluşacak kayma, kesme ve eğilme deformasyon bileşenlerinin tümünü içerdığı görülmektedir.

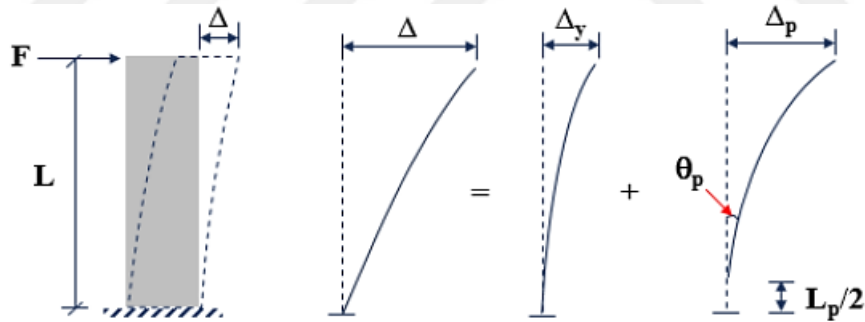
1.4.5 Betonarme elemanda deplasman bileşenleri

Betonarme elemanlara etkiyen dış yükler Şekil 1.28’de gösterildiği üzere eğilme, kesme ve donatı sıyrılması şeklinde deformasyonları beraberinde getirmektedir (Sezen ve Moehle, 2004). Bu deformasyonların katkılarıyla oluşan kümülatif durum ise yatay deplasman değerine eşit olmaktadır.



Şekil 1.28 : Kolonda yatay yük etkisi altında elastik deformasyonlar (Chan, 2018).

Ancak belirtilen bu mekanizmalar elemanın elastik davranması durumunda geçerlidir. Akma sınır durumunun aşıldığı kesitlerde elastik olmayan davranış deplasman mekanizmasının farklılıklar göstermesine sebep olmaktadır.



Şekil 1.29 : Kolonda yatay yük etkisi altında plastik deformasyonlar (Chan, 2018).

Plastik mafsal analizi ile elastik ve elastik olmayan davranışlar dikkate alındığında betonarme bir elemanın toplam yer değiştirmesi akma ve plastik yer değiştirmelerin toplamına eşit olmaktadır.

$$\Delta = \Delta_y + \Delta_p \quad (1.45)$$

1.4.5.1 Eğilme deformasyonu

Temel bölgesi dönme hareketine karşı tutulu olan betonarme kolonda yatay yük etkisiyle ötelenme ve eğilme momenti oluşmaktadır. Betonarme kiriş ve kolon elemanlardan oluşan

bir çerçeve sisteminde eğilme nedeniyle oluşan yanal yer değiştirme, elemanın yüksekliği boyunca eğilme eğrilik değerlerinin integrasyonu sonucu hesaplanabilir. Kolon elemanının açıklığı boyunca hesaplanan moment eğrilik ilişkisinde eğrinin altında kalan alanın hesaplanmasıyla, eğilme deformasyonundan meydana gelen eğilme yer değiştirmesi hesaplanabilmektedir.

$$\Delta_f = \int_0^L \phi(x) dx \quad (1.46)$$

$$v = \frac{M}{a} \quad (1.47)$$

Denklem 1.46'da Δ_f eğilme deformasyonundan kaynaklanan yerdeğıştirmeyi, $\phi(x)$ kolon açıklığı boyunca x mesafesinde ölçülen eğrilik değerini, L kolon yüksekliğini, a etkin kesme açıklığını, M değeri ise momenti temsil etmektedir.

1.4.5.2 Kesme deformasyonu

Yaşanan yıkıcı depremlerin ardından yapılan incelemelerde betonarme kolonlarda kesme hasarları (Şekil 1.30) sıklıkla göze çarpmaktadır (Muguruma ve diğ. 1995, Kaplan ve diğ. 2010, Westenenk ve diğ. 2012, Baran ve diğ. 2014, Yakut ve diğ. 2021). Mevcut literatür incelendiği zaman betonarme elemanların kesme deformasyonlarını tahmin etmeye yönelik geliştirilen modellerin, deprem sonrası gerçekleştirilen saha çalışmaları veya laboratuvar çalışmalarından elde edilen veriler ışığında ortaya çıkarıldığı görülmektedir (Park, 2012).



Şekil 1.30 : Betonarme kolon kesme hasarı.

Yönetmeliklerce tanımlanan tasarım parametrelerinin dikkate alınması ile (örn, yeterli sargı donatısı kullanımı, etriye aralığı) sünek davranış elde edilerek kesme kırılmasının önlenmesi

amaçlanmıştır. Bu amaç doğrultusunda yapı elemanlarında kesme kırılmasının önüne geçmek için eğilmeden kaynaklı akma deformasyonlarının kesme kırılmasından önce gerçekleşmesi beklenmektedir. Yönetmeliklere uygun şekilde tasarlanmayan veya çevresel etkiler sonucu korozyona maruz kalan yapı elemanlarının çevrimsel yüklere maruz kaldığı durumlarda kesme kapasitesinin eğilme kapasitesinden daha hızlı tükenmesi yapı elemanını gevrek tipi göçme mekanizmalarına sürüklemektedir (Biskinis ve diğ, 2004). Priestley ve diğ. (1994) plastik mafsallarda meydana gelen diyagonal çatlakların genişlemesiyle birlikte elemanın kayma mukavemetinin azalmasıyla kesme hasarlarına yol açtığını belirtmiştir. Mevcut birçok uluslararası standart/yönetmelikte kesme dayanımı modelleri ve formülasyonları bulunmaktadır. Geliştirilen bu model ve varsayımlardan bazılarında örneğin NZC, (1982), FEMA 273, (1997) ve ACI 318-08, (2008)'de elemanın düşük eksenel basınç kuvvetine maruz kalması veya süneklik düzeyinin yüksek olmasına göre betonun kesme dayanımına katkısı ihmal edilmektedir.

Geliştirilen modellerden ATC 32 (1996), Priestley ve diğ. (1994) ve Sezen ve Moehle (2004) kesme dayanımındaki bozulmayı yer değiştirme süneklik oranını dikkate alarak tanımlamıştır.

SEAOC (1973) tarafından önerilen modelde eksenel gerilmelerin $0.12f_c'$ 'den daha küçük olduğu durumda, ACI 318-71 (1971) kolon kesme dayanım denklemlerini kullanmaktadır. Denklem 1.48'de kesme dayanımı (V_n), enine donatı katkısı (V_s) ile beton katkısı (V_c) nin toplamından elde edilebilmektedir:

$$V_n = V_c + V_s \quad (1.48)$$

Betonun kesme dayanımına katkısı V_c :

$$V_c = 3.5 \sqrt{f_c'} \sqrt{1 + 0.002 \left(\frac{P}{A_g} \right) A_c} \quad (1.45)$$

Denklem 1.45'de yer alan A_c : beton kesme alanını temsil etmektedir. Enine donatının kesme dayanımına katkısı, V_s ise Denklem 1.46 ile hesaplanabilmektedir.

$$V_s = \frac{A_{sw} f_{yw} d}{s} \quad (1.46)$$

Denklem 1.46'da yer alan A_{sw} : yükün geldiği yönde s aralığındaki enine donatı alanı, f_{yw} : enine donatı akma dayanımını tanımlamaktadır.

ASCE-ACI Committe 426 Proposals (1977) tarafından önerilen model enine donatının katkısı, betonun kesme kuvvetine katkısı ve betonun kesme gerilmesi aşağıda sunulan denklemler yardımı ile hesaplanabilmektedir.

Enine donatı katkısı (V_s) :

$$V_s = \frac{A_{sw} f_{yw} d}{s} \quad (1.47)$$

Betonun kesme kuvvetine katkısı V_c :

$$V_c = v_c \left(1 + \frac{3P}{f_c' A_g} \right) bd \quad (1.48)$$

Normal ağırlıktaki $0.5\sqrt{f_c'} A_g$ 'den fazla eksenel yüke maruz betonarme elemanlar için, betonun kesme kuvvetine katkısı V_c :

$$V_c = v_c \left(1 + \frac{P}{6\sqrt{f_c'} A_g} \right) bd \quad (1.49)$$

Betonun taşıdığı kesme kuvveti, v_c :

$$v_c = (0.8 + 100\rho_l)\sqrt{f_c'} \leq 2\sqrt{f_c'} \quad (1.50)$$

Burada ρl boyuna donatı oranı olup $\rho l = A_{sb}/d$ ile hesaplanır. Eğilme-kesme çatlaklarının başlamasına neden olan gerekli kesme kuvvetinin hesaplanması için bir diğer denklem V_{ci} ; denklem 1.51 yardımıyla hesaplanabilmektedir.

$$V_{ci} = v_c bd + \frac{M_0}{a} \quad (1.51)$$

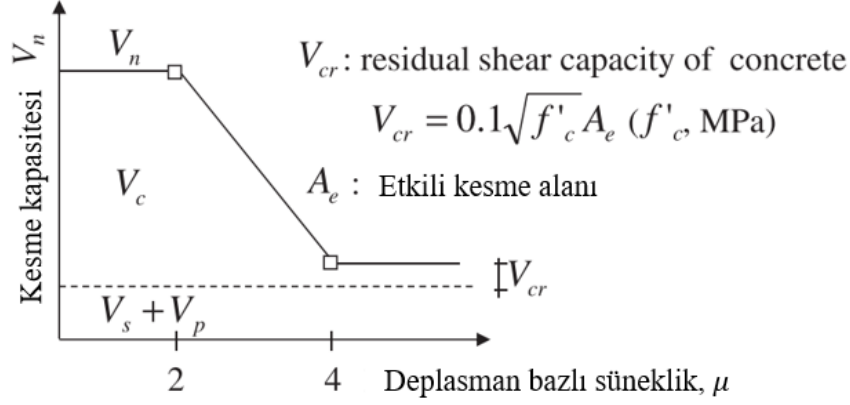
Denklem 1.51'de a (kesme açıklığı), çift eğrilikte olan kolonlar için $L/2$ 'ye eşittir. M_0 değeri Denklem 1.52 kullanılarak elde edilebilir.

$$M_0 = \frac{Pl}{A_g y_t} \quad (1.52)$$

Burada $y_t = h/2$ (h =kesit yüksekliği) ye eşit alınmaktadır.

$$V_{ci} = v_c b d + 0.167 \frac{hP}{a} \quad (1.53)$$

Priestly ve diğ. (1994), çevrimsel yanal yük etkisi altındaki kolonların kesme dayanımını, beton katkısı, enine donatı katkısı ve eksenel yüklerin toplamı olarak aşağıdaki gibi ifade etmiştir (Şekil 1.31).



Şekil 1.31 : Priestley ve diğ. (1994) tarafından geliştirilen kesme modeli.

$$V_n = V_c + V_s + V_p \quad (1.54)$$

Denklem 1.54'de V_c : beton katkısı, V_s : enine donatı katkısı ve V_p : eksenel yükü ifade etmektedir. Beton katkısı, V_c Denklem 1.55 yardımıyla hesaplanabilmektedir.

$$V_c = k\sqrt{f'_c}(0.8A_g) \quad (1.55)$$

Dikdörtgen kesitli kolonlar için, enine donatı katkısı bileşeni, V_s ;

$$V_s = \frac{A_{sw}f_{yw}D}{s} \cot 30^\circ \quad (1.56)$$

Eksenel yük (V_p) Denklem 1.57 ile elde edilebilmektedir.

$$V_p = \frac{h - c}{2a} P \quad (1.57)$$

Denklem 1.57'de c : nötr eksen derinliği, a :kesme açıklığını ifade etmektedir. CSA A23.3-94 (1994) şartnamesinde kesme dayanımının, V_c ve V_s olmak üzere 2 bileşeni vardır. Beton katkısı V_c ; minimum enine donatıya sahip ya da etkili derinliği 300 mm'den az olan betonarme kolonlar için Denklem 1.58 yardımıyla elde edilebilmektedir.

$$V_c = 0.166\sqrt{f'_c}bd \quad (1.58)$$

Gerekli olan minimum enine donatı miktarından daha az enine donatıya sahip ve etkin derinliği 300 mm'den fazla olan kolonlar için betonun katkısı Denklem 1.59 kullanılarak elde edilebilmektedir.

$$V_c = \frac{215.8}{1000d}\sqrt{f'_c}bd \geq 0.833\sqrt{f'_c}bd \quad (1.59)$$

$$V_s = \frac{A_{sw}f_{yw}d}{s} \quad (1.60)$$

ACI 318-02 (2002) şartnamesinde kesme ve eksenel yük etkisi altındaki betonarme elemanlar için yapılan kesme kuvveti tanımlamasına göre betonun kesme dayanımına katkısı dikkate alınmaktadır.

$$V_n = V_c + V_s \quad (1.61)$$

$$V_s = 0.166\left(1 + \frac{P}{13.8A_g}\right)\sqrt{f'_c}bd \quad (1.62)$$

Denklem 1.62'de P : pozitif eksenel yük (basınç değeri için), f'_c : beton basınç dayanımı, b : kesit genişliği, d : kesit etkili derinliğidir. Enine donatının kesme dayanımına katkısı, Denklem 1.62'den hesaplanabilmektedir. Sezen (2002) tarafından önerilen modelde kırılma noktası için; kırılma durumundaki yer değiştirme Δv_{cr} ve kesme kırılma kuvvetinin hesaplanması gerekmektedir.

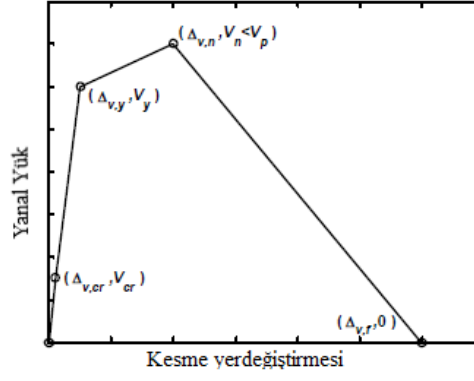
$$\Delta v_{cr} = \frac{6V_{cr}L}{5GA_g} = 3 \frac{V_{cr}L}{E_cA_g} \quad (1.63)$$

$$V_{cr} = \frac{M_{cr}}{\alpha} \quad (1.64)$$

Denklem 1.64'te α : kesme açıklığı ve M_{cr} ise kırılma momentidir. Denklem 1.64'de yer alan M_{cr} Denklem 1.65 yardımıyla elde edilebilmektedir.

$$M_{cr} = \frac{7.5\sqrt{f'_c}I_g}{c} \quad (1.65)$$

Burada I_g : kolonun kırılmamış atalet momentini temsil etmektedir.



Şekil 1.32 : Yanal yük – kesme yer değıştirmesi ilişkisi (Sezen, 2002).

Modelde bulunan akma noktası için, akma yer değıştirmesi ve akma yanal kuvveti denklemlerden hesaplanır.

$$\Delta_{v,y} = \left(\frac{3}{0.2 + 0.4P_r} \right) \frac{V_y L}{E_c A_g} \quad (1.66)$$

$$V_y = \frac{M_y}{a} \quad (1.67)$$

Burada P_r : eksenel yük oranı (kolona uygulanan eksenel yük ile eksenel kapasitesi arasındaki oran), M_y : akma momentidir. (moment-eğrilik analizine göre belirlenir). Maksimum kesme gerilmesi kolondaki tepe noktasıdır. Park ve Paulay (1975) tarafından geliştirilip önerilen denklemden bu kesme yer değıştirmesi elde edildiğinde:

$$\Delta_{v,n} = \left(\frac{3}{E_s p_s} + \frac{4}{E_c} \right) \frac{V_s L}{db} \quad (1.68)$$

Denklem; p_v : enine donatı oranıdır. Enine çeliğin kesme dayanımına katkısı, V_s :

$$V_s = a \frac{A_{sv} f_{yv} d}{s} \quad (1.69)$$

Burada s : enine donatı aralığı a : kırılma açısının tanjantıdır. Tepe kesme kuvveti Denklem A ile hesaplanan kesme gerilmesinden daha küçük alınır ve yanal kuvvet Denklem B'den hesaplanır.

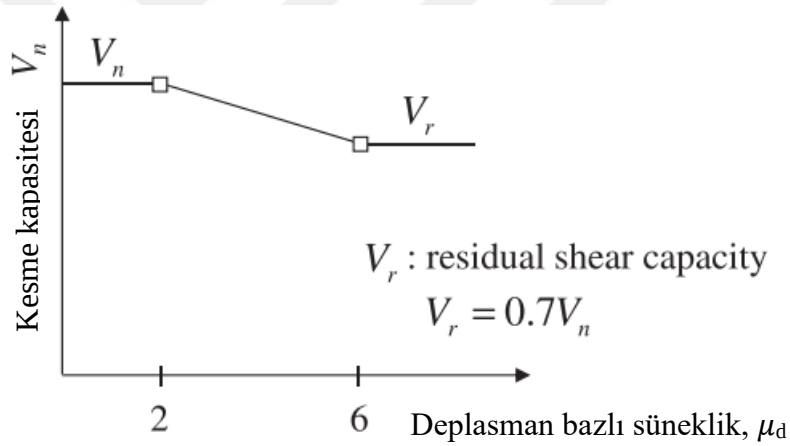
$$V_n = V_c + V_s = \left(\frac{6\sqrt{f'c'}}{\frac{a}{d}} \sqrt{1 + \frac{P}{6\sqrt{f'c'}A_g}} \right) 0.8A_g + \frac{A_{sv} f_{yv} d}{s} \quad (1.70)$$

$$V_p = \frac{M_p}{a} \quad (1.71)$$

Burada M_p : kesitin maksimum moment taşıma kapasitesi (moment-eğrilik analizinden belirlenir), P : eksenel yük, k : yer değiştirme süneklik faktörüdür (maksimum yer değiştirmenin akma yer değiştirmesine oranı). Yer değiştirme sünekliği 0.6 'dan büyük olduğunda, $k = 0.7$, 2'den küçük olduğunda $k=1$ ve orta yer değiştirme sünekliğinin de ise 1 ve 0.7 arasında doğrusal olarak değişir. Sezen kesme modelindeki son nokta, eksenel kapasitesi kaybına eşittir. Bu kesme gerilmesi sıfır olarak kabul edilir ve Denklem 2.61' de verilen yer değiştirmeye karşılık gelir;

$$\Delta_{v,f} = \Delta_{ALF} - \Delta_{f,f} - \Delta_{s,f} \geq \Delta_{v,n} \quad (1.72)$$

Burada Δ_{ALF} : eksenel kapasite kaybı noktasında kolonun toplam yer değiştirme kapasitesi, $\Delta_{f,f}$: son eğilme deformasyonu ve $\Delta_{s,f}$: sıyrılma deformasyonudur.

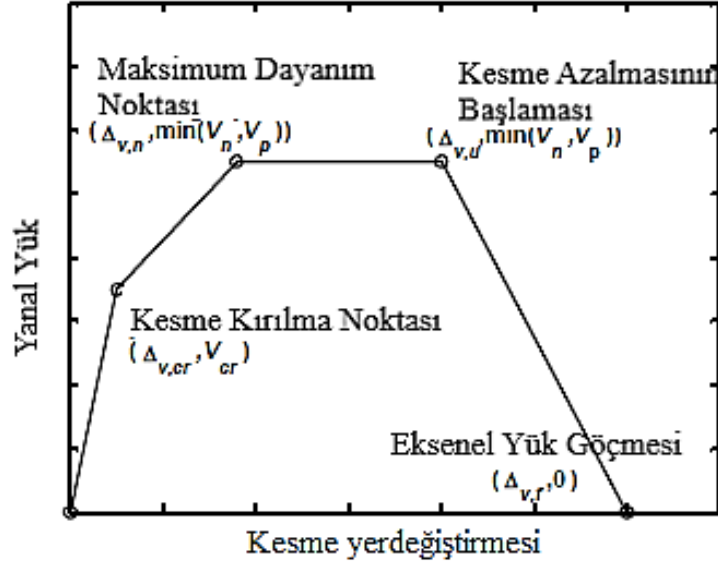


Şekil 1.33 : Kesme kapasitesi – süneklik ilişkisi (Sezen ve Moehle, 2004).

Patwardhan (2005) tarafından tanımlanan kesme davranışı aşağıdaki gibi belirtilmektedir. Geliştirilen model 4 nokta ile tanımlanmaktadır:

- Kesme kırılma noktası (A Noktası)
- Maksimum kesme dayanım noktası (B Noktası)
- Kesme azalmasının başlangıç noktası (Nokta C)
- Eksenel yük taşıma kaybı kapasitesi (Nokta D).

Kesme kırılma noktası (A Noktası) nın değerleri $\Delta v,cr$, $V v,cr$:



Şekil 1.34 : Yanal yük - kesme yer değıştirmesi ilişkisi (Patwardhan, 2005).

$$\Delta_{v,cr} = \left(\frac{P}{50000} + 0.0062 \right) \quad (1.73)$$

$$V_{v,cr} = \left(\frac{P}{50000} + 0.0062 \right) \frac{GA_g}{L} \quad (1.74)$$

$$G = \frac{E_c}{2(1 + \mu)} \quad (1.75)$$

$$E_c = 57000 \sqrt{f'_c} \quad (1.76)$$

Maksimum kesme dayanım noktası (B Noktası) ve Karşılık Gelen Kesme Şekil değıştirme:

Kesmedeki beton katkısı V_c :

$$V_c = \left(\frac{6\sqrt{f'_c}}{\left(\frac{a}{d}\right)} \sqrt{1 + \frac{P}{6\sqrt{f'_c}A_g}} \right) 0.8A_g \quad (1.77)$$

Burada; P : basınç için pozitif olan eksenel yük, A_g : brüt kesit alanı, f'_c beton basınç dayanımı ve a kesme açıklığı ve d etkili derinlik değeri. Kesmedeki enine donatı katkısı

$$V_s = \frac{A_{sp} f_{yw} d_c}{s} \quad (1.78)$$

Burada; A_{sp} : yük yönünde enine donatının alanıdır, f_{yw} : enine donatının akma gerilmesi ve s : enine donatılar arasındaki farktır. Ve toplam kesme gerilmesi:

$$V_n = k(V_c + V_s) \quad (1.79)$$

Burada; k : nihai yer değiştirmenin akma yer değiştirmesine oranı olan yer değiştirme sünekliği ile ilişkili bir faktördür. Yer değiştirme sünekliği, 2'den daha az ise $k=1$, 0.6 'dan daha büyük ise $k = 0.7$ ve orta deplasman sünekliğinde 1 ve 0.7 arasında doğrusal olarak değişir. Bu noktadaki dayanıma karşılık gelen kesme yer değiştirmesi, $\Delta v,n$:

$$\Delta_{v,n} = \gamma_n L \quad (1.80)$$

Burada γ_n : maksimum dayanımda ortalama kesme yer değiştirmesini ifade etmektedir. Kolonda kesme-eğilme göçmesi meydana gelirse Denklem 1.80'de kolon kesme göçmesi meydana gelirse Denklem 1.81 kullanılarak γ_n hesaplanır;

$$\gamma_n = \frac{1}{33000} \frac{f_y \sqrt{p_l}}{\left(\frac{a}{d}\right) \sqrt{\frac{P}{A_g f_c'}}} - 0.0006 \quad (1.81)$$

$$\gamma_n = \frac{1}{25000} \frac{\left(\frac{a}{d}\right) f_{yv} \sqrt{p_v}}{\sqrt{\frac{P}{A_g f_c'}}} - 0.0011 \quad (1.82)$$

Burada f_y ve f_{yv} ksi cinsindendir. Boyut oranı (a/d) ve eksenel yük oranı $(P/A_g f_c')$ nın birimi bulunmamaktadır. Maksimum gerilmeye özel bir denklem tespit edilmemiş, aynı zamanda çeşitli araştırmacılar tarafından verilen denklemler arasından da öneride bulunulmamıştır. Response-2000 programı analiz raporunda verilen MCFT' den maksimum gerilme alınarak kullanılır. Maksimum dayanım noktası üzerindeki kesme davranış eğrisini MCFT tahmin etmektedir. Bundan dolayı modeldeki ilk iki noktayı belirlemek için diğer değişkenleri kullanmaya mecbur kalmıştır. Modeldeki üçüncü nokta kesme dayanımı azalmasının başlangıcı olarak belirlenmiştir. Modelin ikinci noktası için kullanılan gerilmeler üçüncü noktada da aynı şekilde kullanılmıştır. Kesme azalmasının başlangıç noktası (Nokta C) için Gerin ve Adeber (2004)'in tavsiyelerinden yola çıkarak oluşturulan kesme yer değiştirmesi, $\Delta v,u$:

$$\Delta_{v,u} = \gamma_u L \quad (1.83)$$

Burada γ_u : modeldeki son noktanın kesme birim şekil değiştirmesidir.

$$\gamma_u = (4 - 12 \frac{v_n}{f_c'}) \gamma_n \quad (1.84)$$

Burada v_n : maksimum dayanımda oluşan kesme gerilmesidir. Modelin son noktasında eksenel yükten dolayı göçme oluşur ve kesme gerilmesi sıfır olarak alınır. Sezen tarafından elde edilen değerler bu yer değiştirmede kabul edilerek kullanılmaktadır. Eksenel yük taşıma kaybı kapasitesi (Nokta D) Patwardhan (2005) modelindeki kesme dayanım azalması başlangıcından sonra, kesme dayanımı, eksenel yük göçmesi noktasına artan kesme deformasyonu ile lineer olarak azalır. Eksenel yük göçmesinde yanal kuvvetin sıfır olduğu varsayılır. Eksenel yük göçmesindeki kesme yer değiştirmesi Sezen (2002) ve Patwardhan (2005) tarafından kullanılan prosedür izlenerek hesaplanır.

$$\Delta_{v,f} = \Delta_{ALF} - \Delta_{f,f} - \Delta_{s,f} \geq \Delta_{v,n} \quad (1.85)$$

Burada; Δ_{ALF} eksenel yük göçmesindeki toplam yer değiştirme, $\Delta_{f,f}$ ve $\Delta_{s,f}$ sırasıyla eksenel yük göçme noktasındaki, eğilme ve sıyrılma yer değiştirmeleridir. Eksenel yük göçmesindeki toplam sapma, Elwood ve Moehle (2005) tarafından önerilen eksenel kapasite modelinden hesaplanır:

$$\Delta_{ALF} = \frac{4}{100} \left(\frac{1 + \tan^2 \theta}{\tan \theta + p \left(\frac{s}{A_{sp} f_{yw} d_c \tan \theta} \right)} \right) \quad (1.86)$$

Burada θ kesme kırılma açısı ve bu açının 65° olduğu kabul edilir. NZS (New Zealand Standard)-3101 (2006)'da tavsiye edilen kolon kesme dayanımı (V_n) denklemi, eksenel yük etkisiyle yanal yer değiştirmelerin etkisinde olan kolonlarda kayma sürtünmesi hariç tüm durumlar için;

$$V_n = V_c + V_s \quad (1.87)$$

Beton katkısı ile oluşan kesme dayanımı, V_c ;

$$V_c = k \left(1 + \frac{3N}{A_g f_c'} \right) A_c \quad (1.88)$$

Burada k: etkili uzunluk faktörü, maksimum agrega boyutu 20 mm olanlar için 1, 10 mm olanlar için 0.85 alınır. Arada kalan değerler için interpolasyon yapılabilir. Donatı katkısı ile oluşan kesme dayanımı, V_s ;

$$V_s = \frac{A_v f_{yw} d}{s} \quad (1.89)$$

Sezen (2008) MCFT analizine ve deneysel verilerle dayanarak basitleştirilmiş bir monotonik yanal yük-kesme yer değiştirme modeli geliştirmiştir.

$$\Delta_{cr} = \frac{V_{cr} L}{G A_g} \quad (1.90)$$

$$V_{cr} = \left(\frac{P}{2 f_c' A_g} + 0.10 \right) \frac{G A}{L} \quad (1.91)$$

Burada L=kolon yüksekliği, $G = 1820 \sqrt{f_c'}$ kesme modülü (Birimi MPa) Tanımlanan maksimum kesme dayanımı noktası (B noktası) dır. Bu noktadaki kesme yer değiştirmesi, Δn :

$$\Delta_{v,n} = \gamma_n L \quad (1.92)$$

Denklem 1.93 kolonda kesme-eğilme göçmesi meydana geldiği zaman kullanılmaktadır. Eğilme dayanımından önce kesme göçmesi olan kolonların davranışı Patwardhan (2005) 'de rapor edilmiştir.

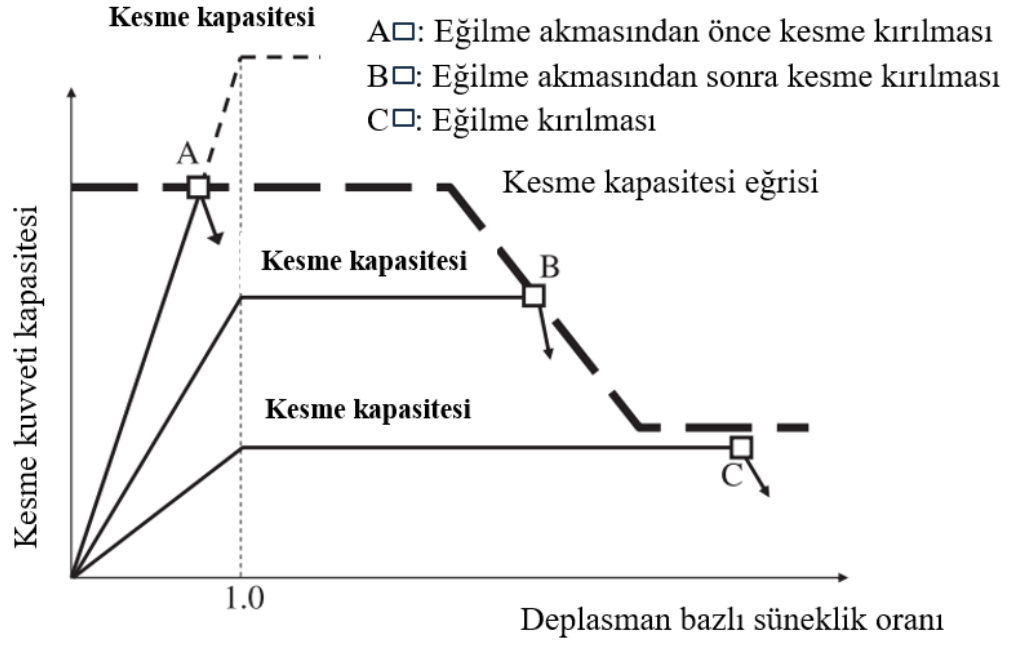
$$\gamma_n = \frac{f_{yl} \sqrt{p_l}}{5000 \left(\frac{a}{d} \right) \sqrt{\frac{P}{A_g f_c'}}} - 0.004 \quad (1.93)$$

Burada f_{yl} : boyuna donatı akma dayanımı (MPa cinsindendir) Modelin ikinci noktası için kullanılan gerilmeler üçüncü noktada da aynı şekilde kullanılmıştır. Bu modelde Gerin ve Adeber (2004)'in modeli değiştirilerek kesme yer değiştirmesi (Δ_u) belirlendi.

$$\Delta_u = \gamma_u L \quad (1.94)$$

$$\gamma_u = \left(4 - 12 \frac{v_n}{f_c'} \right) \gamma_n \quad (1.95)$$

ATC 32 (1996) yönetmeliği tarafından önerilen eğride (Şekil 1.35) deplasman bazlı süneklik oranı ile elemanın kesme kapasitesi arasındaki ilişkiyi dikkate alarak meydana gelmesi muhtemel kırılma tipini tanımlanmıştır.



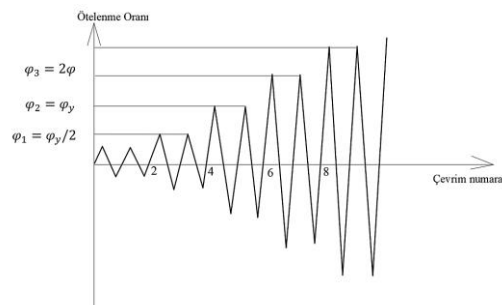
Şekil 1.35 : Kesme dayanımında meydana gelen bozulma (ATC 32, 1996).

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

Mevcut literatür incelendiği zaman farklı malzeme-kesit özellikleri, yükleme tipi, yükleme protokolü ve korozyon oranına sahip numuneler üzerinde birçok deneysel çalışma gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmalarda betonarme yapı elemanlarında korozyon etkisiyle değişen malzeme mekanik özellikleri sonucu dayanım, rijitlik, süneklik, aderans ve enerji yutma kapasitesi vb. yapısal parametrelerde meydana gelen değişimler incelenmiştir. Tez çalışmasının bu bölümünde ilgili çalışmalar özetlenmiştir.

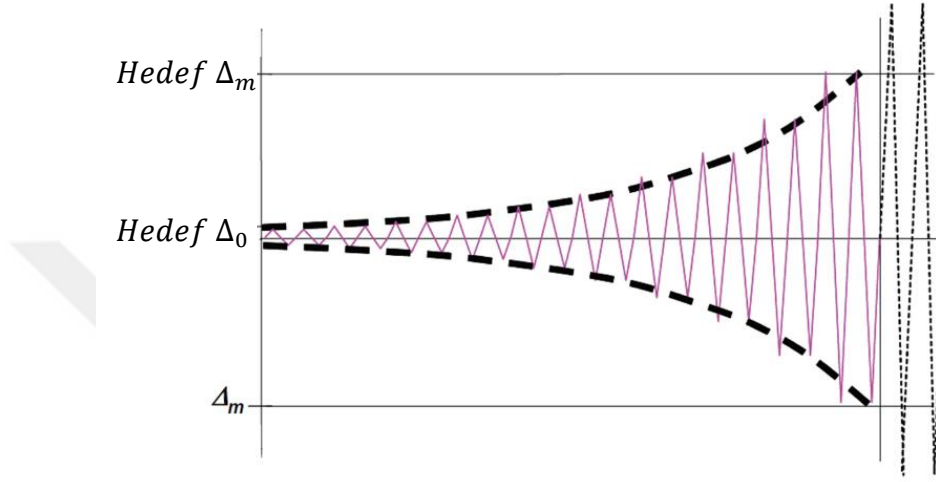
2.1 Çevrimsel Yükleme Protokolleri

Betonarme elemanların tersinir tekrarlanır yükleme etkisi altında performans seviyelerini tespit etmeye yönelik gerçekleştirilmiş deneysel çalışmalarda dikkate alınan birçok yükleme protokolü (FEMA 461 (2007); ACI T1.1R-01 (2005); ACI 374.2R-13 (2013)) mevcuttur. Bu protokoller genel olarak belirli çevrim değerleri için sınır deplasman değeri veya yük kontrollü olacak şekilde gerçekleştirilerek sismik etkileri simüle etmeyi amaçlamaktadır. Quasi-static deney prosedürlerinde yükün kontrollü şekilde uygulanması toplam yer değiştirme, dönme, ötelenme, birim şekil değiştirme vb. gibi yapısal ölçüm parametrelerinin deney numunesinin görsel hasarıyla (örneğin ilk çatlama, beton pas payının dökülmesi, boyuna donatının burkulması) ilişkilendirmesine olanak tanır (Bazaez ve diğ, 2016). Deneysel süreçte uygulanacak yükleme protokolü seçiminde deney amacının, numune tipinin ve beklenen hasar modunun (örneğin kırılmanın neden olduğu ani dayanım düşüşleri veya dayanımdaki düşüşün yavaş bir şekilde gerçekleştiği bölgesel burkulma durumları) önemli olduğu vurgulanmaktadır (Krawinkler ve diğ, 2003). ACI 374.2R (2013)'de tanımlanan yükleme protokolünde elastik deformasyon aralığındaki performans seviyesini gözlemlemek amacıyla, akma deplasmanı veya dayanım değerinin yarısına eşit bir başlangıç döngü değeri önerilmektedir.



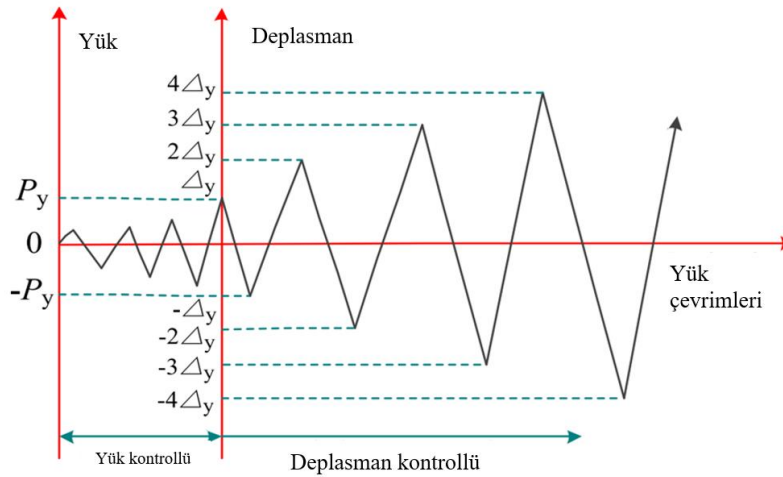
Şekil 2.1 : Çevrimsel yükleme için deplasman protokolü (ACI 374.2R, 2013).

FEMA 461 (2007) protokolünde yer alan yükleme protokolünde yer değiştirme değerleri doğrusal olarak artış gösteren çevrimlerden oluşmaktadır. FEMA 461 (2007) protokolünde her bir çevrimin en az iki eş tekrardan oluşması gerektiği belirtilmiştir. Her bir çevrimde yer değiştirme değeri %40 artırılmaktadır. Mevcut yer değiştirme değerleri deney elemanının boyutlarıyla ilişkilendirilip ötelenme oranları olarak belirtilmektedir. Ek olarak ilgili yönetmelikte deney başlangıcında ilk ötelenme oranı 0.002 olarak kabul edilmektedir.



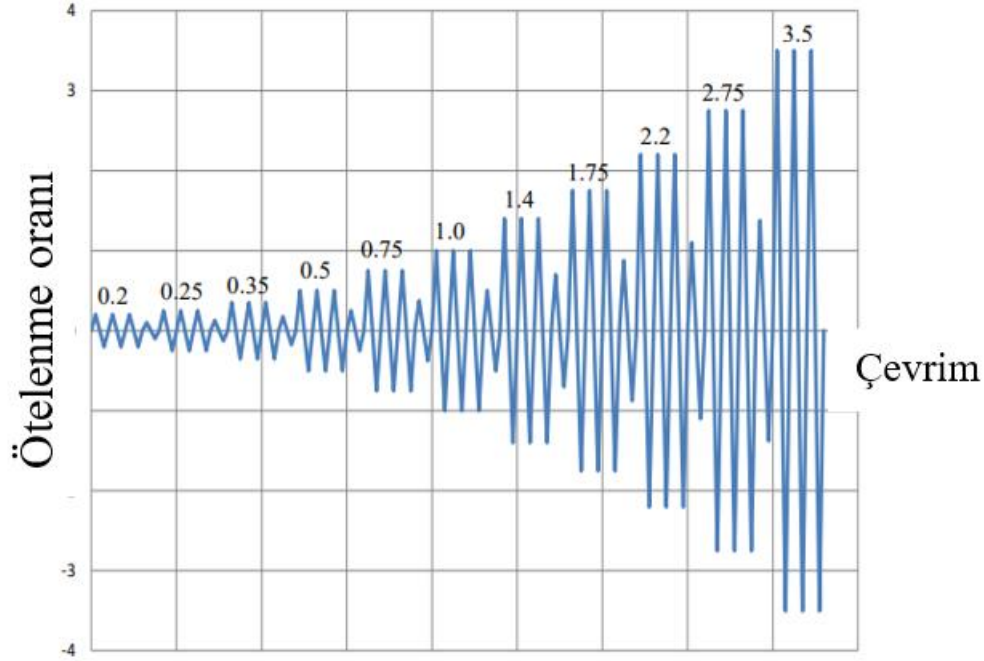
Şekil 2.2 : Yükleme için deplasman protokolü (FEMA 461, 2007).

Chend ve diğ. (2022) tarafından gerçekleştirilen çalışmada betonarme perde numunelerinin çevrimsel yükleme deneylerinde Şekil 2.3’de gösterilen yükleme protokolü uygulanmıştır. Uygulanan protokolda akma deplasmanından önce, yük kontrollü şekilde artırılarak tek çevrim şeklinde uygulanılmıştır. Numunenin akma konumuna ulaşmasının ardından deneyler deplasman kontrollü bir şekilde her çevrim için Δ_y lik bir artışla devam ettirilmiştir.



Şekil 2.3 : Yük ve deplasman kontrollü yükleme protokolü (Chend ve diğ. 2022).

ACI T1.1R. (2001) yönetmeliğinde çevrimsel yükleme serisi ötelenme oranı cinsinden ifade edilmiştir. İlk ötelenme oranı (0.002) lineer elastik tepki aralığını ifade etmektedir. Çevrim adımları yüksek değerlerde olması durumunda ötelenme değerleri doğru tespit edilemeyebilir. Çevrimlerin ötelenme oranının düşük değerlerde kalması sistemde tüketilen enerjinin hızı yükte meydana gelecek ani bir düşüşteki değişime göre çok düşük olabilir.



Şekil 2.4 : Yükleme protokolü (ACI T1.1R, 2001).

2.2 Korozyonlu Donatının Mekanik Özellikleri

Donatı korozyonunun mekanik etkilerini yalnızca donatı kesit alanındaki azalma olarak dikkate almak gerçekleştirilecek analizlerde yanıltıcı sonuçlar doğurabilir. Kesit alanında meydana gelen azalmalara ek olarak korozyon donatının akma dayanımı, nihai dayanım, kopma dayanımı ve birim şekil değiştirme değerlerinde de azalmaları beraberinde getirmektedir. Donatı mekanik özelliklerinde meydana gelen bu azalmalar dolaylı yollardan betonarme elemanda pas payı tabakasının dökülmesi, donatı burkulması, sargılama etkisinin azalması, kesme hasarlarının oluşması vb. durumları meydana getirerek taşıyıcı elemanda süneklik, rijitlik, enerji yutma ve moment taşıma gücü kapasitesi gibi yapısal parametrelerin azalmasına sebep olmaktadır. Korozyona maruz kalmış donatının mekanik özelliklerini tahmin etmeye yönelik birçok modelin geliştirildiği görülmektedir. Bu modeller genel olarak korozyon oranının bir fonksiyonu olarak donatının elastisite modülü, akma ve nihai dayanımını tahmin etmeye yönelik geliştirilmiş modellerdir.

Wang ve Liu (2008) tarafından gerçekleştirilen çalışmada donatıda meydana gelen korozyon çeşidini (homojen ve çukurlaşma korozyon) dikkate alarak donatının akma dayanımı ve elastisite modülünü hesaplamaya yönelik modeller geliştirilmiştir. Denklem 2.1 ve 2.3 homojen korozyon oranını Denklem 2.2 ve 2.4 ise çukur korozyon türünü dikkate almaktadır.

$$F_{yx} = \left(1 - \frac{1.24 \times \Delta_w}{100}\right) \times F_y \quad (2.1)$$

$$F_{yx} = \left(1 - \frac{1.98 \times \Delta_w}{100}\right) \times F_y \quad (2.2)$$

$$E_{sx} = \left(1 - \frac{0.75 \times \Delta_w}{100}\right) \times E_s \quad (2.3)$$

$$E_{sx} = \left(1 - \frac{1.13 \times \Delta_w}{100}\right) \times E_s \quad (2.4)$$

Denklem 2.1’de Δ_w korozyon oranını (%), F_y korozyonsuz donatının akma dayanımını, F_{yx} korozyonlu donatının akma dayanımını, denklem 2.3’de E_s korozyona uğramamış donatının elastisite modülünü, E_{sx} korozyona uğramış donatının elastisite modülünü temsil etmektedir. Lee ve Cho (2009) tarafından gerçekleştirilen çalışmada klorür kaynaklı korozyon durumu için değişen donatı mekanik özellikleri incelenmiştir. Çalışmadan elde etmiş oldukları bulgular neticesinde korozyon oranına bağlı olarak donatının çekme dayanımı ve birim uzama değerlerini tahmin etmeye yönelik modeller geliştirmişlerdir (Denklem 2.5-2.7).

$$\sigma_{ct} = \left(1 - \frac{1.07 \times \Delta_w}{100}\right) \times \sigma_{st} \quad (2.5)$$

$$\sigma_{ct} = \left(1 - \frac{1.57 \times \Delta_w}{100}\right) \times \sigma_{st} \quad (2.6)$$

$$\delta_c = \left(1 - \frac{1.95 \times \Delta_w}{100}\right) \times \delta_s \quad (2.7)$$

$$\delta_c = \left(1 - \frac{2.59 \times \Delta_w}{100}\right) \times \delta_s \quad (2.8)$$

Du ve diğ. (2005) tarafından gerçekleştirilen çalışmada homojen ve çukur korozyon durumları için akma dayanımı, elastisite modülü ve nihai birim şekil değiştirme değerlerini tahmin etmeye yönelik modeller geliştirilmiştir.

$$f_{ycorr} = f_{yo}(1 - 0.005C_L) \quad (2.9)$$

$$\varepsilon_{ucorr} = \varepsilon_{uo}(1 - 0.05C_L) \quad (2.10)$$

Homojen korozyon tipi için akma birim şekil değiştirmesi, nihai yük ve elastisite modülünü tahmin etmeye yönelik geliştirilen modeller denklem 2.11, 2.12 ve 2.13'de sırasıyla verilmektedir.

$$\varepsilon_{ycorr} = \varepsilon_{yo}(1 - 0.0124C_L) \quad (2.11)$$

$$f_{ucorr} = f_{uo}(1 - 0.0107C_L) \quad (2.12)$$

$$E_{corr} = E_o(1 - 0.0075C_L) \quad (2.13)$$

Çukurlaşma korozyon tipi için akma birim şekil değiştirmesi, nihai yük ve elastisite modülünü tahmin etmeye yönelik geliştirilen modeller Denklem 2.14-2.16'da belirtilmektedir.

$$\varepsilon_{ycorr} = \varepsilon_{yo}(1 - 0.0198C_L) \quad (2.14)$$

$$f_{ucorr} = f_{uo}(1 - 0.0157C_L) \quad (2.15)$$

$$E_{corr} = E_o(1 - 0.0115C_L) \quad (2.16)$$

Yukarıda belirtilen modellere ek olarak Yuan ve diğ. (2001) tarafından gerçekleştirilen çalışmada korozyon oranına bağlı olarak donatının akma dayanımını tahmin etmeye yönelik 2 farklı model önerilmiştir.

$$f_{yc} = f_{yo}(1 - 2.9\eta) \quad 0 < \eta \leq 5\% \quad (2.17)$$

$$f_{yc} = f_{yo}(1.175 - 6.4\eta) \quad \eta \geq 5\% \quad (2.18)$$

Çukurlaşma korozyon tipine sahip paslanmış donatıların elastisite modülünü tahmin etmeye yönelik bir diğer model Lee ve diğ. (1998) tarafından gerçekleştirilen çalışmadan elde edilmiştir.

$$E_{sx} = (1 - 0.1113\eta_m)E_s \quad (2.19)$$

Lee ve diğ. (1998) kesit kaybı ile korozyon oranı arasındaki ilişkiyi aşağıdaki denklemlerle tanımlamaktadır.

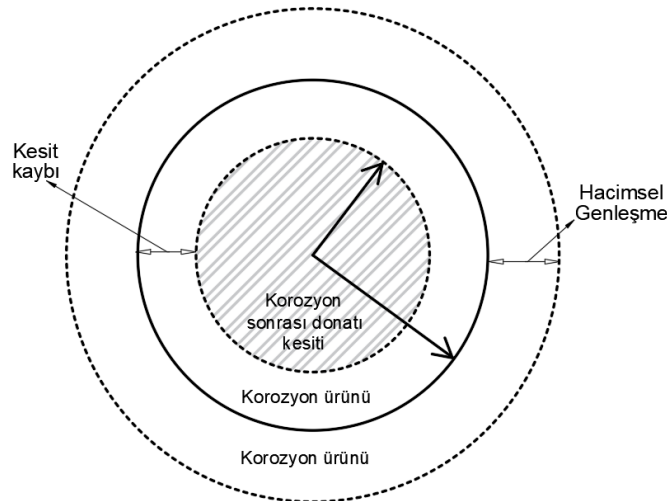
$$\eta_s = \begin{cases} \eta_m, & 0 \leq \eta_m < 2\% \\ 0.015 + 0.97\eta_m, & 2\% \leq \eta_m < 10\% \\ 0.062 + 0.95\eta_m, & 10\% \leq \eta_m < 20\% \end{cases} \quad (2.20)$$

Denklem 2.20’de η_s kesit alanındaki kayıp, η_m ise korozyon (%) oranını temsil etmektedir. Zhang ve diğ. (2006) yapmış oldukları çalışmadan korozyona maruz bırakılmış donatının akma dayanımını korozyon oranı ve korozyonuz numuneye bağlı olarak tahmin etmeye yönelik denklem 2.21’i geliştirmiştir.

$$f_{yc} = f_y \begin{cases} \frac{1 - 1.96\eta_s}{1 - \eta_s}, & \eta_s \leq 0.4\% \\ \frac{1 - 1.96\eta_s}{1 - \eta_s}, & \eta_s \leq 0.8\% \end{cases} \quad (2.21)$$

2.3 Birincil Çatlak Genişliklerini Tahmin Etmeye Yönelik Modeller

Korozyon sonucu donatı çapının azalması ile donatı yüzeyinde biriken pas ürünü sonucu meydana gelen radyal basınç gerilmeleri (Şekil 2.5) betonun çatlamasına sebep olmaktadır (Andrade ve diğ, 2001). Bu durum donma – çözülme döngülerinin yaşandığı soğuk iklim bölgeleri gibi çeşitli olumsuz çevresel koşullar ile birleşerek beton pas payı tabakasının daha düşük korozyon oranlarında çatlamasına sebep olabilmektedir. Behfarnia (2010) tarafından gerçekleştirilen çalışmada betonda 100 donma-çözünme döngüsünün meydana gelmesi ile aderans dayanımının %85.6 oranında azaldığı vurgulanmıştır.



Şekil 2.5 : Korozyon ürünü ve radyal genişleme ilişkisi (Du ve diğ, 2006)

Bu bağlamda yönetmelikler yapının bulunduğu çevresel koşulları da dikkate alarak izin verilen sınır çatlak değerlerini tanımlamıştır. Örneğin ACI 224, (2019) tarafından denklem 2.22’de verilen eşitlik önerilmiştir.

$$W_{max} = 0.076\beta f_s(d_c A)^{0.333} 10^{-3} \quad (2.22)$$

Denklem 2.22’de W_{max} çatlak genişliğini (*inch*), β donatının tarafsız eksene olan mesafeyi, f_s donatı çekme gerilmesini (*ksi*), d_c paspayı kalınlığını (*inch*) ifade etmektedir. ACI 224, (2019) yönetmeliğine göre betonarme kiriş ve tek yönlü döşeme elemanları için eğilme çatlakları Denklem 2.23’den elde edilecek z faktörünün Denklem 2.24 ve 2.25’de verilen değerleri aşmaması gerekmektedir. Çatlak sınır değerleri için ise dış ortam için 0.33 iç ortam için 0.41 mm’lik maksimum çatlak genişliği değerleri belirlenmiştir. Ek olarak kullanılan donatının akma dayanımının sınır değerinin minimum 280 N/mm² olması gerektiği belirtilmiştir.

$$z = f_s \sqrt[3]{d_c A} \quad (2.23)$$

Denklem 2.23’de çatlakla sebep olan gerilme f_s değeri $0.6 \times f_y$ olarak hesaplanmaktadır. Denkleminde yer alan d_c değeri ise paspayı kalınlığını ifade etmektedir.

$$\text{İç etkiler için } z < 30.6 \text{ kN/mm} \quad (2.24)$$

$$\text{Dış etkiler için } z < 25.4 \text{ kN/mm} \quad (2.25)$$

$$F_y > 280 \text{ N/mm}^2 \quad (2.26)$$

Çizelge 2.1 : Çevre koşulları ve izin verilen çatlak genişliği sınırları.

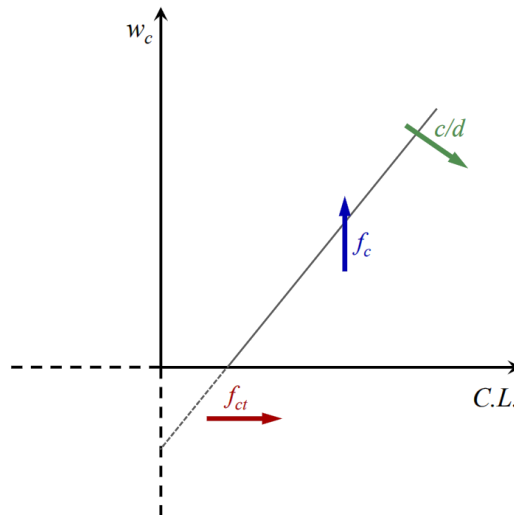
Çevre Koşulları	Maksimum çatlak genişliği (mm)
Kuru hava ortamı veya yalıtımlı yüzey	0.4
Yüksek nem, su buharı veya toprak	0.3
Deniz suyu veya kıyıya yakın yapılar	0.15
Beton borular	0.1

Yapı kullanım ömrü ve kullanılabilirlik sınır durumunun tahribatsız yöntemlerle tespit edilebilmesi hem ekonomik ve hem de zaman tasarrufu açısından son derece önemlidir. Bu

durum araştırmacıları pratik ve kullanılabilir yöntemleri araştırma konusuna yönlendirmiştir. Literatür incelendiği zaman korozyon çatlak genişliğini tahmin etmeye yönelik gerçekleştirilen çalışmalar betonarme kolon (Molina ve diğ. 1993; Rodriguez ve diğ. 1996; Wang ve diğ. 2000; Torres ve diğ. 2013; Yalciner ve diğ. 2019), betonarme döşeme (Zhao ve diğ. 2012) ve genel olarak betonarme kiriş (Vidal ve diğ. 2004; Li, 2005; Torres ve diğ. 2013; Zhang ve diğ. 2014; Andrade ve diğ. 2016 ve Bossio ve diğ. 2017) numuneleri üzerine yoğunlaşmıştır. Fakat betonarme çerçevelerde çatlak genişliği ve yapısal performans ilişkisini tahmin etmeye yönelik modellerin geliştirilmesi konusunda halen eksiklikler devam etmektedir. İlgili modellerden elemanın geometrik ve mekanik parametreleri dikkate alan örneğin pas payı-donatı oranı (Vidal ve diğ. 2004; Zhang ve diğ. 2010) ve basınç dayanımı etkisini (Rodriguez ve diğ. 1995; Andrade ve diğ. 2016) dikkate alan çalışmalar oldukça sınırlıdır. Ek olarak geliştirilen modellerin birçoğu korozyonun kimyasal sürecindeki değişimleri dikkate almaktadır ve bu durum ilgili modellerin saha çalışmalarında pratik olarak kullanılmasının önünde engel olarak görülebilir. Benenato ve diğ. (2022) tarafından gerçekleştirilen çalışmadan elde edilen bulgulardan yola çıkarak korozyon oranı ve çatlak genişliği arasındaki ilişkiyi sunan Şekil 2.6 oluşturulmuştur.

Şekil 2.6'dan özet olarak

- Betonda çekme dayanımının artması betonun çatlaması için gerekli korozyon seviyesinin artmasını sağlamaktadır
- Beton çatladıktan sonra, korozyon seviyesi arttıkça çatlak genişliği artar.
- Çatlak genişliği, belirli bir korozyon seviyesi için hem beton basınç dayanımına hem de pas payı donatı çap oranına bağlıdır (Benenato ve diğ, 2022).



Şekil 2.6 : Çatlak genişliği ve korozyon oranı arasındaki ilişki (Benenato ve diğ. 2022).

Benenato ve diğ. (2022) tarafından 2.6’da temsil edilen ilişki denklem 2.27 ile ifade edilmektedir.

$$w_c = -af_{ct} + \frac{\beta f_c^\gamma}{\left(\frac{c}{d}\right)^\delta} dCL \quad (2.27)$$

Denklem 2.27’de w_c çatlak genişliğini (mm), f_c beton basınç dayanımını (MPa), d donatının ilk çapını (mm), c/d pas payının donatı çapına oranını CL korozyon seviyesini (%) ve f_{ct} betonun çekme dayanımını (MPa) ifade etmektedir. Denklem 2.27’de verilen α , β , γ ve δ parametreler ise Benenato ve diğ. (2022) tarafından gerçekleştirilen çalışmada dikkate alınan 130 deneysel verinin istatistiksel olarak işlenmesiyle tahmin edilmiştir. Bu bağlamda pas payının donatı oranının $1.3 \leq c/d \leq 4$ arasında olduğu numuneler için $\alpha = 0.0052$, $\beta = 0.002$, $\gamma = 0.605$ ve $\delta = 0.76$ ve $4 \leq c/d \leq 5.8$ arasında olan numuneler için ise $\alpha = 0.0052$, $\beta = 0.002$, $\gamma = 0.845$ ve $\delta = 0.845$ olarak dikkate alınmaktadır. Betonarme kirişler üzerinde 14 ve 17 yıllık korozyon süreci etkisinin çatlak genişliği açısından incelendiği Vidal ve diğ. (2004) tarafından gerçekleştirilen çalışmada Denklem 2.28’de belirtilen ampirik model geliştirilmiştir.

$$w = K(\Delta A_s - \Delta A_{s0}) \quad (2.28)$$

Denklem 2.28’de w korozyon çatlak genişliğini (mm), ΔA_s donatı kesit alanında meydana gelen kaybı (mm^2), ΔA_{s0} çatlak başlangıcı için kesit alan kaybıdır (mm^2), K sabiti ise 0.0575 olarak tanımlanmaktadır. ΔA_{s0} denklem 2.29 yardımı ile hesaplanabilmektedir.

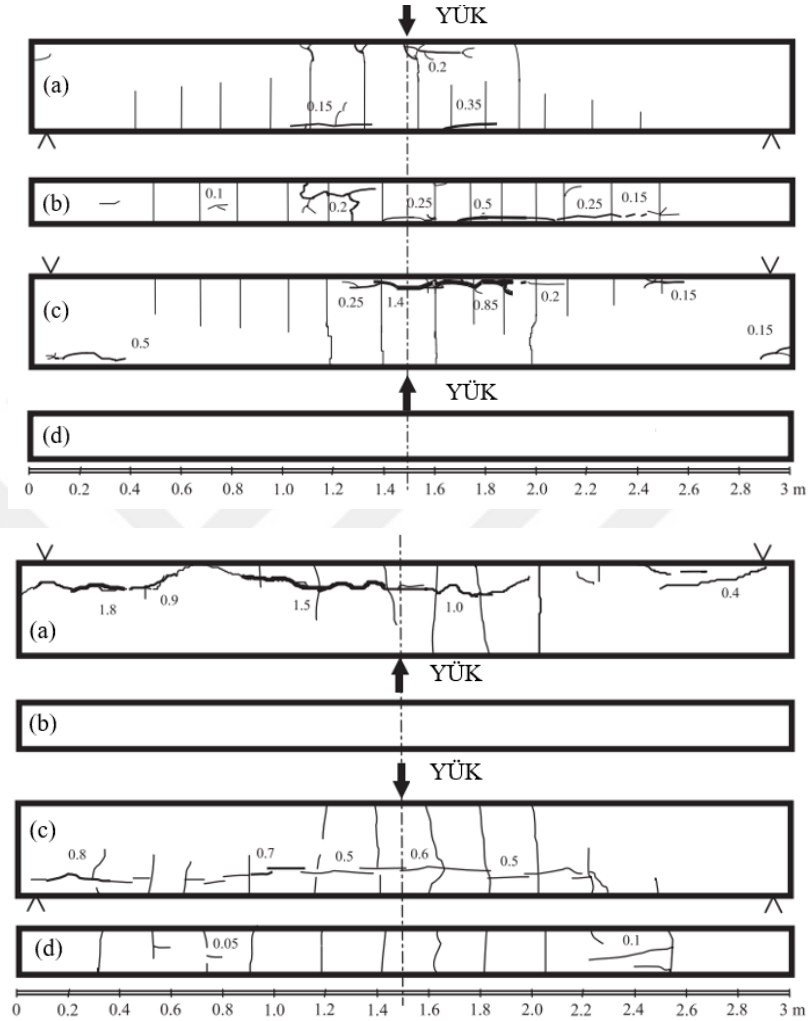
$$\Delta A_{s0} = A_s \left[1 - \left[1 - \frac{\alpha}{d_0} \left(7.53 + 9.32 \frac{c}{d_0} \right) 10^{-3} \right]^2 \right] \quad (2.29)$$

Denklem 2.28’de A_s korozyona uğramamış donatının kesit alanı (mm^2), d_0 donatının ilk çapı (mm), α korozyon penetrasyon yoğunluk katsayısını ifade etmektedir. Korozyon penetrasyon katsayısı homojen korozyon oranı için 2 noktasal korozyon oranı için 4 ve 8 arasında değerler almaktadır (Rodriguez ve diğ, 1996). Denklemde verilen c (mm) değeri ise beton pas payı tabakasını göstermektedir. ΔA_s denklem 2.30 ve 2.31 yardımı ile hesaplanmaktadır.

$$\Delta A_s = \frac{\Delta_m}{m} A_s \quad (2.30)$$

$$\Delta m = m - m' \quad (2.31)$$

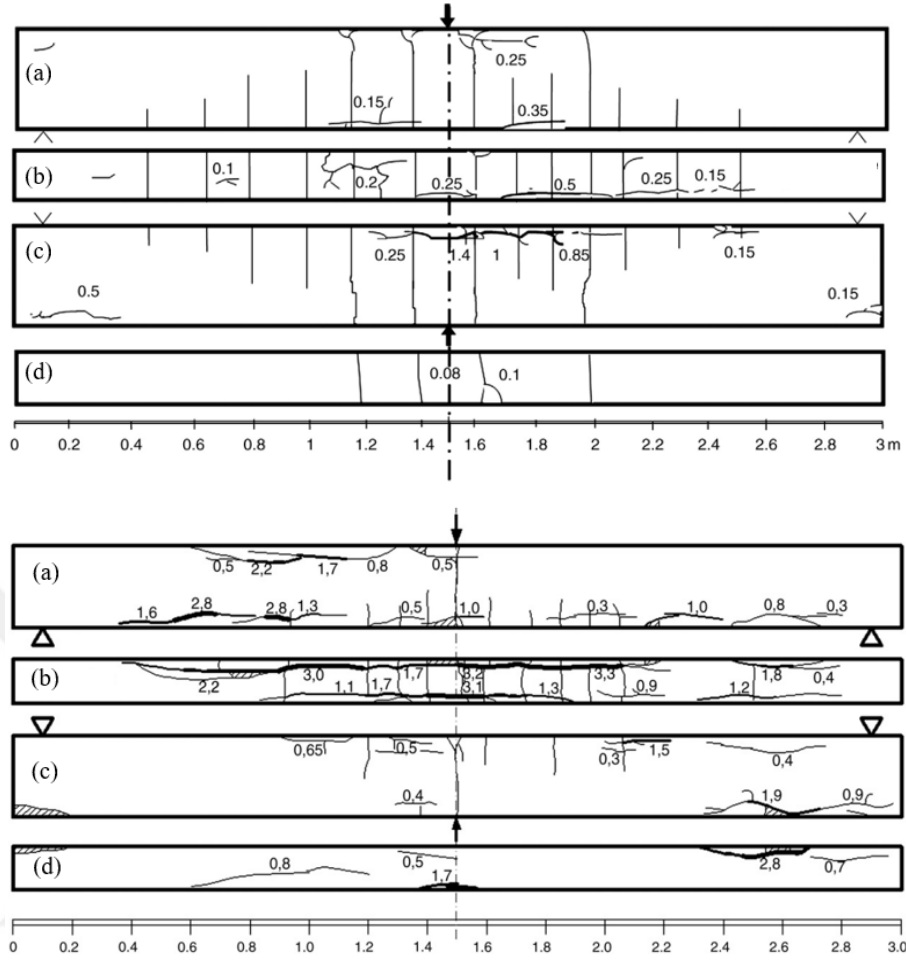
Denklem 2.30’da Δm donatı boyuna düşen ortalama birim kütle kaybı olup (gr/mm), m ve m' donatı boyuna düşen birim birinci ve son kütleleri temsil etmektedir.



Şekil 2.7 : Deney sonrası betonarme kirişlerin çatlak dağılımı a) ön yüzey, b) çekme bölgesi, c) arka yüzey, d) basınç bölgesi Vidal ve diğ. (2004).

Zhang ve diğ. (2010) tarafından 14 ve 23 yıllar süresince korozyona maruz bırakılmış betonarme kiriş numuneleri üzerinde deneysel çalışma gerçekleştirilmiştir. Elde edilen verilerden çatlak genişliğini ortalama donatı çapındaki azalmanın bir fonksiyonu olarak tahmin etmeye yönelik ampirik modeli geliştirmiştir (Denklem 2.32). Çatlak genişliğini ortalama donatı çapındaki azalmaya bağlı olarak hesaplanmasının literatürdeki diğer modeller ile karşılaştırıldığında deneysel ölçümlere daha yakın sonuçlar verdiği belirtilmiştir.

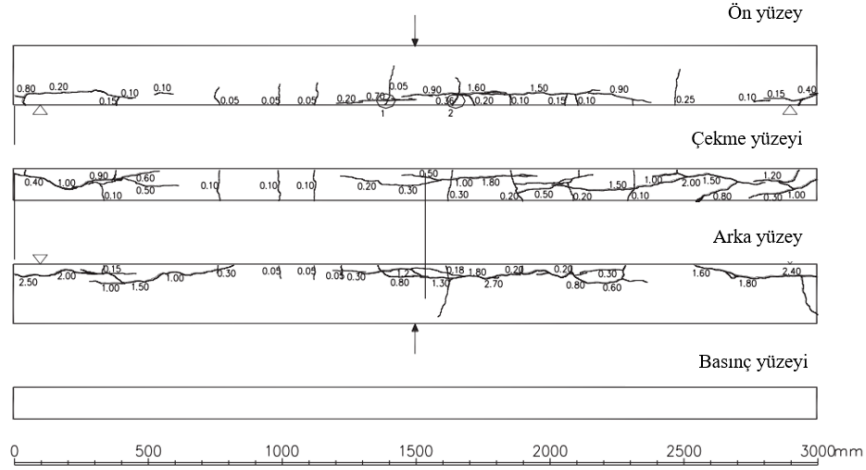
$$w = 0.1916\Delta A_s + 0.164 \quad (2.32)$$



Şekil 2.8 : Deney sonrası çatlak genişlikleri a) ön yüzey, b) çekme bölgesi, c) arka yüzey, d) basınç bölgesi (Zhang ve diğ, 2010).

Khan ve diğ. (2014) tarafından betonarme kirişler üzerinde gerçekleştirilen deneysel çalışmadan elde edilen çatlak genişlikleri literatürde yer alan çatlak genişliklerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen üç modelle (Rodriguez ve diğ. (1996), Vidal ve diğ. (2004) ve Zhang ve diğ. (2010) karşılaştırılmıştır. Khan ve diğ. 2014 tarafından geliştirilen beton pas payı tabakası ve donatı çapını içeren yeni modelin diğer modellere göre daha iyi sonuçlar verdiği vurgulanmıştır.

$$w = 0.19164A_s \frac{d_0}{c} + 0.164 \quad (2.33)$$



Şekil 2.9 : Deney sonrası çatlak genişlikleri (Khan ve diğ, 2014).

Torres ve diğ. (2007) $100 \times 150 \times 1500$ mm boyutlarına sahip betonarme kirişlere sabit $80 \mu\text{A}/\text{cm}^2$ akımı değişken süreler (50-180 gün) boyunca uygulayarak farklı oranlarda korozyona maruz bıraktığı numuneleri üç noktadan eğilme deneyleri etkisinde test etmiştir. Gerçekleştirilen çalışmadan elde edilen sonuçlardan 1- hızlandırılmış korozyon aşamasında ıslak ortam yerine kuru ortam kullanılırsa korozyona bağlı beton çatlak yayılımının arttığı, 2- Islak ortamda korozyon hızının yüksek olması çukur korozyon oluşumunu arttırdığı, Korozyon ivmesi sırasında ıslak ortam, inşaat demiri yüzeyinde çukur oluşumunu artırır; 3- korozyona uğramış kirişlerde eğilme yük kapasitesinin azalmasını etkileyen en önemli parametre maksimum çukur korozyon çapı olduğu vurgulanmıştır.

$$w = 6.4 \left(\frac{\bar{x}p}{r_0} \right)^{0.827} \quad (2.34)$$

Andrade ve diğ. (2016) tarafından gerçekleştirilen çalışmada maksimum çatlak genişliğini tahmin etmeye yönelik ampirik bir model geliştirilmiştir. Donatı yüzeyinde biriken korozyon ürününü meydana getireceği çatlağın beton çekme dayanımıyla doğrudan ilişkisi olduğunu belirleterek diğer araştırmacılar tarafından geliştirilen modellerden ayrı olarak modeline beton çekme dayanımının (f_{ct}) etkisini de dahil etmiştir. Andrade ve diğ. (2016) tarafından geliştirilen modeller denklem 2.35’de gösterilmektedir. Denklem 2.36’te c beton pas payını, $\emptyset_0$ donatı çapını temsil etmektedir.

$$W_{max} = 15.863 \left(\frac{x_{ave}CT}{r_0} \right)^{0.928} \quad (2.35)$$

$$CT = 1.41 \left(\frac{c}{\phi_0} \right)^{\frac{0.63}{f_{ct}}} \quad (2.36)$$

Whang ve diğ. (2000) korozyon penetrasyonu ile çatlak genişliğini teorik olarak tanımlayan doğrusal bir model önermiştir (Denklem 2.37). Penetrasyon sonucu meydana gelen çatlaklar sonlu eleman modelinden elde edilmiştir.

$$w_c = \frac{(x - 17.5)}{234.5} \quad (2.37)$$

Bossio ve diğ. (2016) tarafından gerçekleştirilen analitik çalışmada çok yıllık yapıları simüle etmek için amacıyla beton paspayı (c_c), donatı yarıçapı (R_0) ve beton elastisite modülü (E_c) değişkenleri dikkate alınarak 100'den fazla sonlu elemanlar analizi yapmışlardır. Analizler sonucunda dış ve iç kenarda bulunan donatılar için iki ayrı model önermişlerdir. Denklem 2.38'de b_i (mm) donatılar arası mesafeyi ve b_e (mm) ise donatının orta noktasının beton köşe noktasına olan mesafeyi tanımlamaktadır.

$$\frac{w_c}{y_{lin}} = (0.37 + 0.013c) \ln(b_i) + 1.5 - 0.12c_c \quad (2.38)$$

$$\frac{w_c}{y_{lin}} = \left(\frac{34+3.6c_c}{50} \right) c_c b_e^{0.6-0.39\ln c_c} \quad (2.39)$$

$$\frac{w_c}{R_0} = \sqrt{(1-n) \left(1 - \frac{x}{R_0} \right)^2 + n - 1} \quad (2.40)$$

$$x \cong \frac{y_{lin}}{(0.95n - 1)} \quad (2.41)$$

$$y_{ln} \cong y_{lin}(w_c + 1)^{\left(\frac{365+1.5c}{10,000} \right)} \quad (2.42)$$

Tepfers (1979) tarafından yürütülen çalışmada korozyon sonucu aderans dayanımında meydana gelen azalmalar sonucu meydana gelen gerilme durumu incelenmiştir. Gerilmeler elastik aşama, plastik aşama ve iç halka çatlaklarına sahip elastik aşama için hesaplanmıştır. Beton çekme dayanımı ve pas payı/donatı çapı oranına bağlı olarak Denklem 2.43'te verilen pas payı tabakasını çatlamak için gerekli olan basınç dayanımını tahmin etmeye yönelik modeli geliştirmiştir.

$$P_{cr} = 0.3 \left(0.5 \frac{4.33}{D} c \right) f_{ct} \quad (2.43)$$

Denklem 2.43'te P_{cr} Çatlağa sebep olacak basınç dayanımını, c pas payı tabakasını, D donatı çapını ve f_{ct} beton çekme dayanımını temsil etmektedir. Pantazopoulou ve Papoulia (2001) korozyona uğrayan donatının yüzeyinde biriken ürünün meydana getirdiği mekanik bozulmayı tahmin etmeye yönelik model geliştirmişlerdir. Donatıda homojen korozyon durumu varsayımıyla geliştirilen model için servis ömrü beton pas tabakasının tümüyle dökülmesi için gereken süre olarak tanımlanmaktadır.

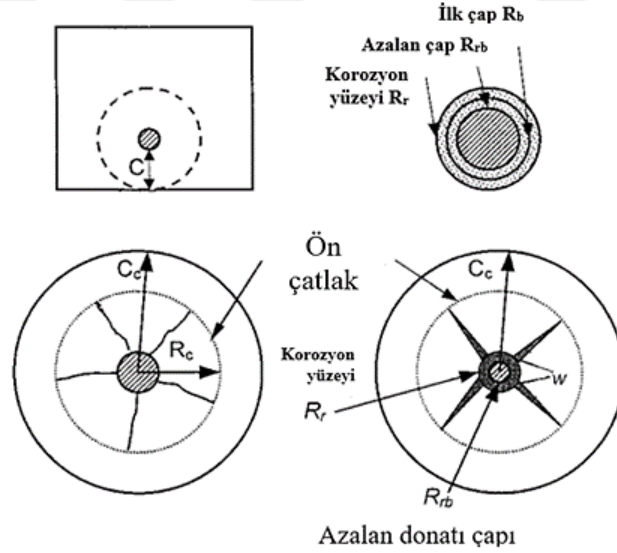
$$R_{rb} = \sqrt{(R^2 b - \Delta V_s / p)} \quad (2.44)$$

$$\Delta V_s = (3.68 \times 10^{-11} \pi D_b \Delta t i_{corr}) \quad (2.45)$$

$$t_r = \sqrt{R_{rb}^2 + \frac{\Delta V_r}{\pi}} - R_{rb} \quad (2.46)$$

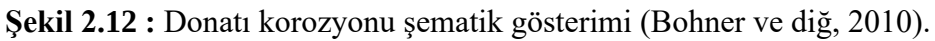
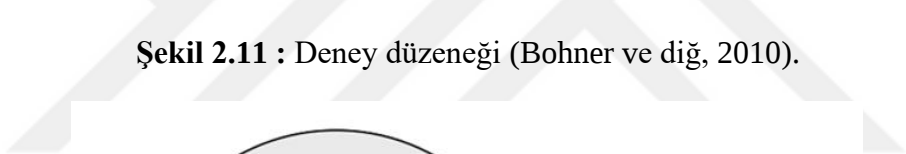
$$\Delta V_r = \pi (R_r^2 - R_{rb}^2) \quad (2.47)$$

Elde edilen modeller belirli bir korozyon akım yoğunluğu değeri için meydana gelen pas ürününün oluşturacağı kalınlığı tahmin etmeye yöneliktir.



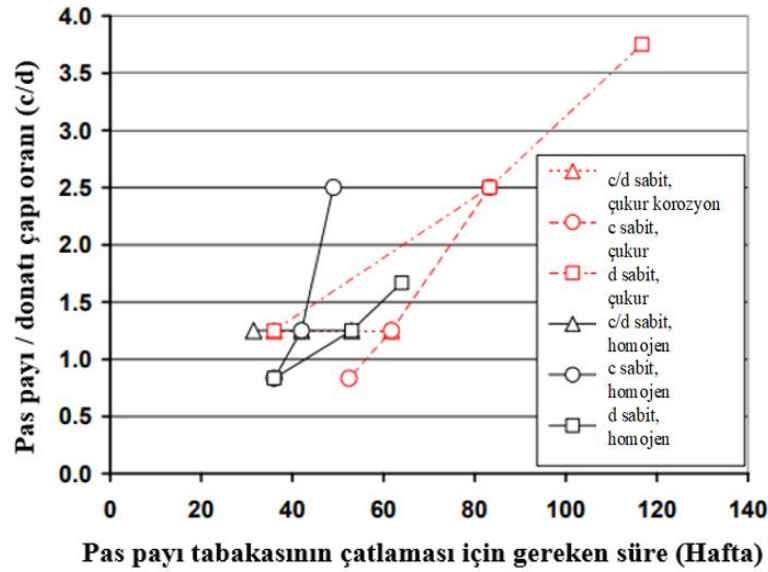
Şekil 2.10 : Betonun silindir olarak idealleştirilmesi.

Bohner ve diğ. (2010) doğal koşulları altında meydana gelen çatlak ve dökülme tipi hasarların zamana bağlı olarak tanımlayan analitik model önermişlerdir. Bu amaçla farklı donatı çapı (8, 16, 24 mm), pas payı (10, 20, 30, 40 mm), korozyon tiplerine (klorür veya karbonatlaşma) çapında, su/çimento oranına (0.4, 0.7) ve ıslanma kuruma döngülerine maruz



61

Denklem 2.40'da Δ_r korozyon sonucu kesitte meydana gelen artışı, x donatı kesit alanındaki azalmayı, d_i donatının ilk kesit çapını ve ϕ hacimsel oranı (homojen korozyon için 3 çukur korozyonu için 2'ye eşit) temsil etmektedir.



Şekil 2.13 : Pas payı tabakası çatlama süreleri.

Bohner ve diğ. (2010) elde etmiş oldukları bulgulardan pas payı/donatı çapı oranına bağlı olarak pas payı tabakasının çatlama süresinin artacağını vurgulamışlardır.

2.4 Gerçek Korozyon Oranını Tahmin Etmeye Yönelik Geliştirilen Modeller

Faraday kanununa göre hesaplanan teorik kütle kaybı modeli donatının salt bir halde korozyona maruz kalması sonucu meydana kütle kaybını dikkate almaktadır. Betonarme yapılarda Faraday kanunu kullanılarak korozyon oranı hesabında ise gerçek kütle kayıplarından farklı değerler elde edilmektedir. Betonarme yapılar için Faraday kanunu ve gerçek kütle kaybına göre elde edilen korozyon oranlarındaki farklılık donatıyı çevreleyen bazik yapıya sahip betonun korozyona karşı göstermiş olduğu dirençten kaynaklanmaktadır.

Mevcut literatür incelendiği zaman gerçek korozyon oranını teorik Faraday kütle kaybını dikkate alarak tahmin etmeye yönelik bir çok model geliştirilmiştir. Bu kapsamda gerçekleştirilen çalışmalar ilk olarak küp numuneler üzerine yoğunlaşmıştır. Ancak küp numuneler kullanılarak geliştirilen modeller daha büyük beton yüzey alanına sahip numunelerde boyut etkisi sebebi ile sapmalara sebep olmaktadır. Auyeung ve diğ. (2000) tarafından yürütülen çalışmada 28 MPa beton basınç dayanımına sahip numuneler %0-

%5.91 arasında değişen korozyon oranlarında paslanmaya maruz bırakılmıştır. Auyeung ve diğ. (2000) geliştirilen ampirik denklem Denklem 2.41 gösterilmektedir.

$$\text{Gerçek kütle kaybı} = 0.4651xF - 0.5624 \quad (2.41)$$

Yalçın ve diğ. (2012) tarafından geliştirilen modelde beton sınıfı için alt limit 23 ve üst limit 51 MPa olmak üzere iki beton basınç dayanımı kullanılmıştır. Çalışmada pas payı etkisinin incelenmesi amacıyla üç farklı (15, 30 ve 45 mm) pas payı durumu dikkate alınmıştır. Hızlandırılmış korozyon yöntemi kullanılarak %0 ve %18.75 arasında değişen değerlerde korozyona maruz bırakılan numunelerden elde edilen veriler ışığında Denklem 2.42 geliştirilmiştir.

$$\text{Gerçek kütle kaybı} = 0.703xF - 0.15 \quad (2.42)$$

El Maaddawy ve diğ. (2006) tarafından geliştirilen modelde tek bir beton sınıfı (35 MPa) dikkate alınmıştır. 102 mm çapındaki ve 204 mm yüksekliğindeki beton silindirler içerisine yerleştirilmiş 11.3, 16 ve 19.5 mm çaplarında donatılar %0 ve %39.3 arasında değişen oranlarda korozyona maruz bırakılmıştır. El Maaddawy ve diğ. (2006) geliştirilen ampirik denklem Denklem 2.43 gösterilmektedir.

$$\text{Gerçek kütle kaybı} = 0.44xF \quad (2.43)$$

Paul ve diğ. (2016) tarafından yapılan çalışmada iki farklı çimento türü için birbirine yakın iki farklı beton basınç dayanımı (26 ve 28 MPa) göz önüne alınmıştır. Üç farklı kesit tipi için birbirinden farklı pas payları göz önüne alınmıştır. Paul ve diğ. (2016) geliştirilen ampirik denklem Denklem 2.44 gösterilmektedir.

$$\text{Gerçek kütle kaybı} = 1.0939xF - 8.2744 \quad (2.44)$$

Yukarıda bahsedilen çalışmalardaki numunelerin küçük boyutlarda olması sebebi ile geliştirilen modeller daha büyük ölçekli numunelerde korozyon durumunun dikkate alınması halinde yanıltıcı sonuçlar sunabilmektedir.

Biçer ve diğ. (2018) tarafından yürütülen çalışmada 250x400x2500 mm boyutlarında kiriş numuneleri %0 ve %10.6 arasında değişen oranlarda korozyona maruz bırakılmıştır. İlgili çalışmada tüm boyuna ve sargı donatılarının gerçek korozyon oranlarının elde edilmesinin ardından teorik Faraday kütle kaybına bağlı olarak gerçek korozyon oranını tahmin etmeye yönelik bir model geliştirilmiştir.

$$\text{Gerçek kütle kaybı} = 0.0003xF^2 - 1.843xF + 4580.2 \quad (2.45)$$

2.5 Korozyonlu Betonarme Kolonlar ve Geliştirilen Modeller

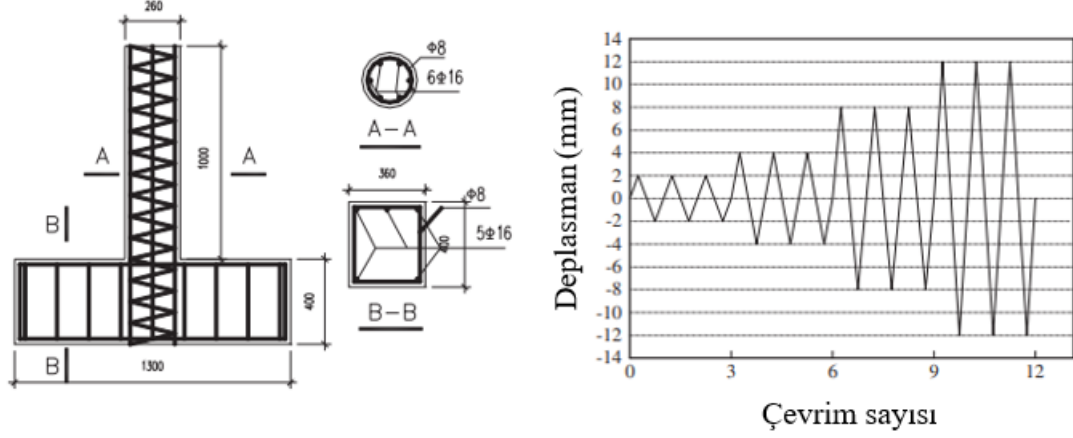
Önceki çalışmaların tartışmaya konu olan önemli noktaları tezin bu bölümünde özetlenmiştir. Mevcut literatür incelendiği zaman korozyona maruz kalmış betonarme kolonlar üzerinde birçok çalışma gerçekleştirilmiştir (Çizelge 2.2). Fakat korozyona maruz kalmış betonarme çerçeve numuneleri ile gerçekleştirilen çalışmalar oldukça sınırlıdır. Gerçekleştirilen deneysel çalışmalarda eksenel yük oranı, yükleme protokolü, numune kesit boyutları, numune tipleri, korozyon oranları ve korozyon ölçüm yöntemleri farklılık göstermektedir. Betonarme yapılarda donatının paslanması, betonarme elemanın genel yapısal bütünlüğünü bozarak performans seviyesinde düşüslere sebep olmaktadır. Gerçekleştirilen çalışmalardan elde edilen sonuçlardan birisi de korozyonun donatı mekanik özellikleri üzerindeki etkisi ile ilgilidir. Korozyon sonucu meydana gelen olumsuz durumların temelini donatıda meydana gelen kesit kaybı oluşturmaktadır. Pek çok çalışma, donatının kesit alanındaki azalmanın taşıma gücü ile doğru orantılı olduğunu ortaya koymuştur (Ting ve Nowak, 1991; Yuan ve Marosszeky, 1991). Korozyona bağlı olarak meydana gelen pas ürünlerinin donatı çevresinde birikmesi donatıyı çevreleyen betonda gerilmeler meydana getirmekte ve betonun çatlamasına sebep olmaktadır.

Çizelge 2.2 : Gerçekleştirilen çalışmaların özeti.

Yazar	Numune Boyutları (mm)	Eksenel Yük Oranı (%)	Korozyon Oranı (%)	Dikkate Alınan Korozyon Değeri	Süneklik (μ_D)	Enerji Yutma Değerleri	Geliştirilen Model	Numune Tipi
(Ma ve diğ. 2012)	260x260x1000	0.15-0.90	0-15.1	Ortalama korozyon oranı	%4,1 ve %9,5 korozyon oranı ve 0,25 ve 0,15 eksenel yük oranları	%14 korozyon oranı için artış göstermiştir	F_y, F_u, μ_D and K	Betonarme kolon
(Meda ve diğ. 2014)	300x300x2300	0.22	0,10,15,20	Teorik kütle kaybı	10% korozyon oranına kadar olan korozyon oranları için süneklik artmıştır	%20 korozyon oranı için artış göstermiştir	-	Betonarme kolon
(Yang ve diğ. 2016)	210x210x1000	0.18	0, 5, 10, 15, 20	Maksimum korozyon oranı	20% korozyon oranına kadar olan korozyon oranları için artmıştır	Tüm korozyon oranları için azalmıştır	μ_D and E	Betonarme kolon
(Liu ve diğ. 2017)	250x250x1875	0.10 - 0.20	6.27	Ortalama korozyon oranı			F_u, Δ_u, E and K	Betonarme çerçeve
(Li ve diğ. 2018)	300x300x1370	0.10 - 0.30	0, 10, 20	Ortalama korozyon oranı	Tüm korozyon oranları için artmıştır	Tüm korozyon oranları için azalmıştır	-	Betonarme kolon
(Yalciner ve diğ. 2020)	300x300x2500	0.20-0.40	0 - 7.3	Gerçek korozyon oranı	0.4 eksenel yük altında basınç dayanımı 20 MPa ve 30 MPa olan numunelerde her korozyon oranı için süneklik değeri azalmıştır.	Korozyon oranının artmasıyla birlikte enerji tüketme kapasiteleri azalmıştır.	F_y, F_u and E	Betonarme kolon
(Çelik ve diğ. 2021)	300x300x2500			Gerçek korozyon oranı				
(Nagender ve diğ. 2022)	175x200x4300	0.20					-	Betonarme çerçeve

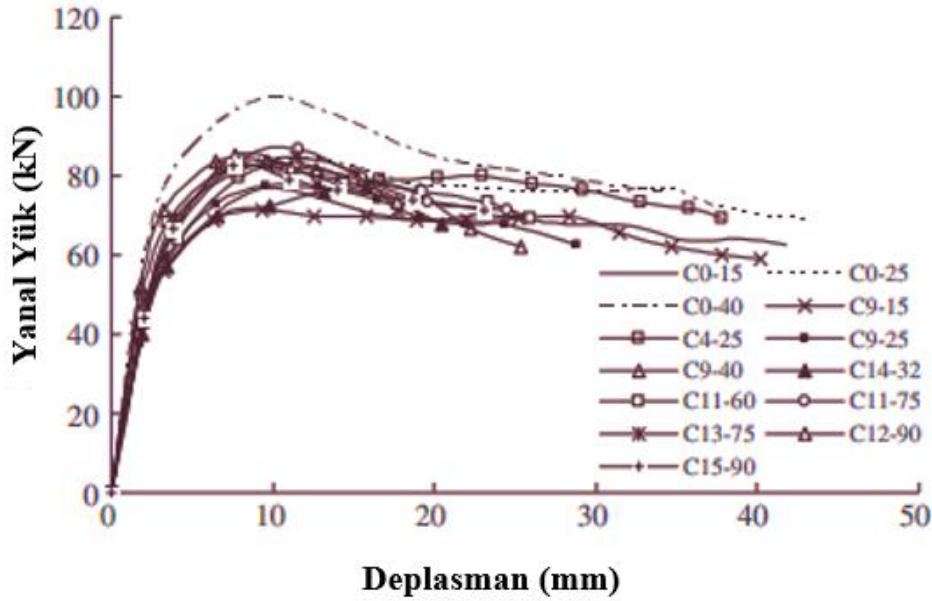
Not: μ_D deplasman bazlı süneklik oranını; E enerji tüketme kapasitesin; F_y akma yükünü; F_u maksimum yük değerini; Δ_u maksimum deplasmanı ifade etmektedir.

Ma ve diğ. (2012) tarafından gerçekleştirilen çalışmada incelenen betonarme kolonların konsol kolonlar olduğu ve uygulanan yanal yük seviyesinde kolon-kiriş birleşim yerlerinin süreksizliği nedeniyle deney numunelerinin tek eğriliğe sahip olduğu belirtilmiştir. Şekil 14.a'da Ma ve diğ. (2012) tarafından dikkate alınan betonarme numunenin kesit özellikleri ve donatı detayı, Şekil 14.b'de ise deneylerde kullanılan yükleme protokolü sunulmuştur.



Şekil 2.14 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Ma ve diğ, 2012).

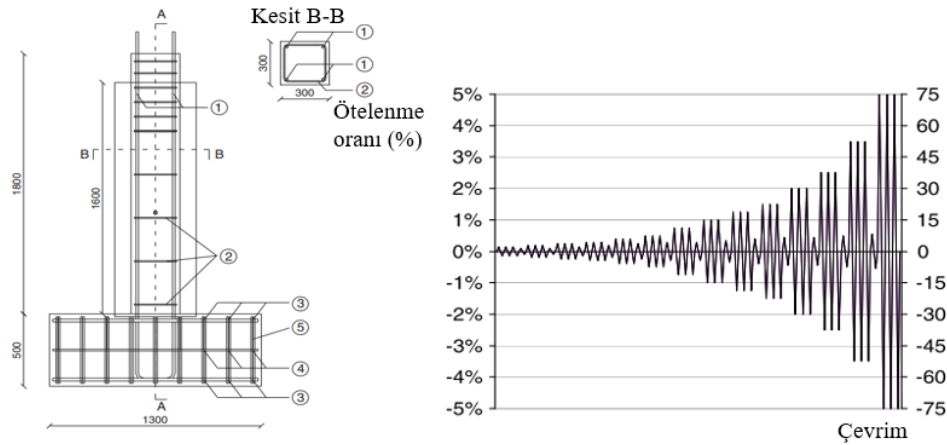
Ma ve diğ. (2012) deneysel çalışması sonunda elde edilen ve Şekil 2.15'te gösterilen yük deplasman ilişkisinden referans numuneler C0-25 ve C0-40 dikkate alındığında artan korozyon oranı ve eksenel yüke bağlı olarak taşıma gücü ve süneklik oranlarının azaldığı görülmektedir.



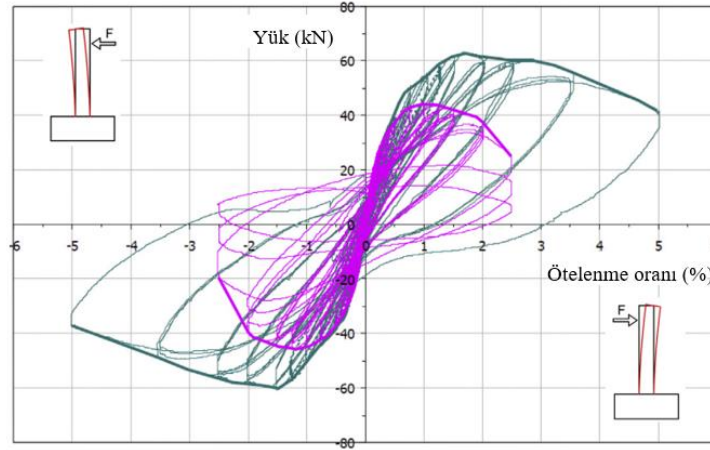
Şekil 2.15 : Yük - deplasman ilişkisi (Ma ve diğ, 2012).

Meda ve diğ. (2014) tarafından gerçekleştirilen deneysel çalışmada Faraday kanununa göre kütle kaybı dikkate alınarak teorik korozyon oranı elde edilmiştir. Korozyon üzerine gerçekleştirilen önceki deneysel çalışmalardan da bilindiği üzere, gerçek korozyon seviyeleri ile Faraday Yasası kullanılarak elde edilen korozyon oranları arasında büyük farklar olduğu bilinmektedir. (Chun vd., 2004; Amleh vd., 2006; Yalciner vd., 2012; Meda vd., 2014). Meda vd. (2014) korozyona uğramış betonarme kolonun yer değiştirme süneklik

oranının %20 korozyon seviyesinde artış gösterdiğini belirtmiştir. Bu çelişkili deney sonucunun, Faraday yasasına göre elde edilen teorik korozyon oranının dikkate alınarak gerçek korozyon seviyelerinin elde edilmemesinden kaynaklandığı düşünülmektedir. Ek olarak Meda vd. (2014) deney sonuçlarında sargı donatısının etkisini ihmal etmek amacıyla sargı donatılarını korozyona karşı yalıtımlı hale getirmiştir. Şekil 2.16’da sırasıyla deney numunesinin kesit özelliği, deneyde kullanılan yükleme protokolü ve Şekil 2.17’de elde edilen yük ötelenme oranı ilişkisi sunulmuştur.



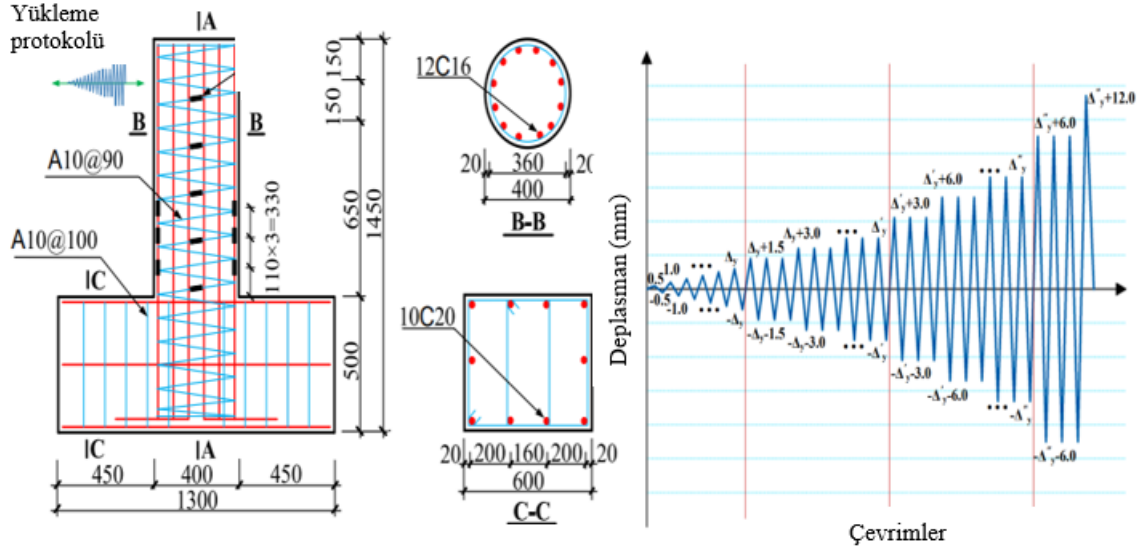
Şekil 2.16 : Deney numunesi (a) Kesit boyutları, (b) Yükleme protokolü (Meda ve diğ, 2014).



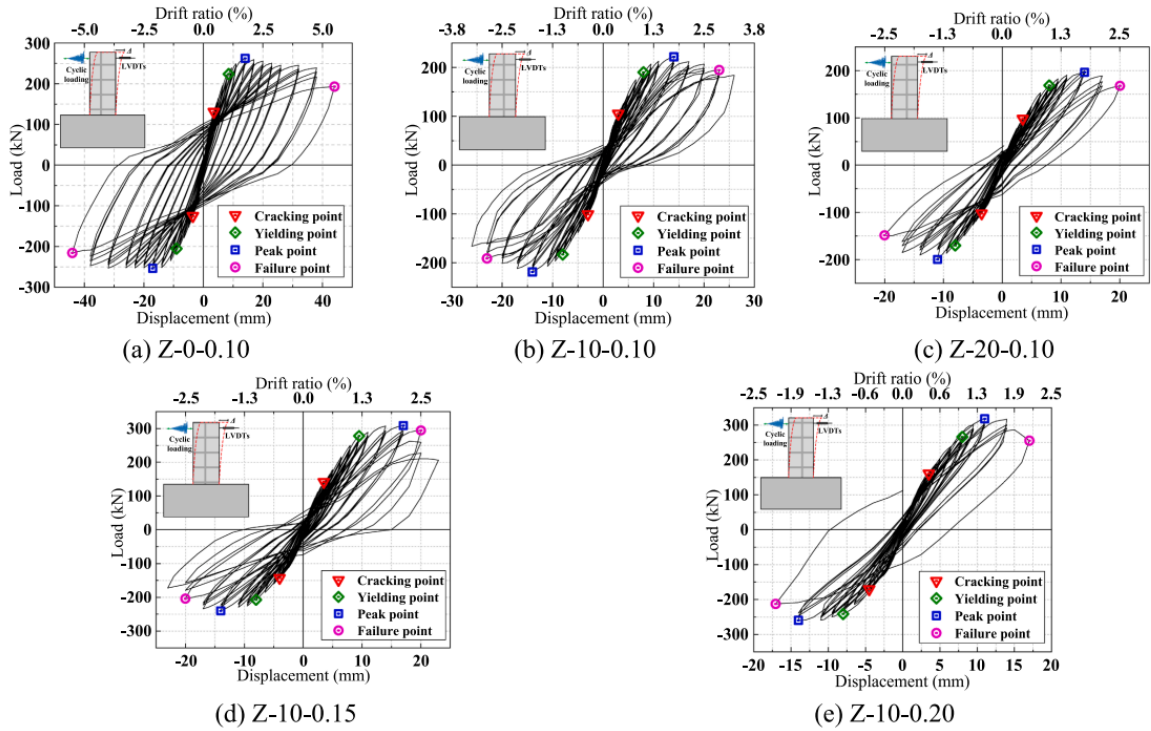
Şekil 2.17 : Yük deplasman eğrisi (Meda ve diğ, 2014).

Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından yürütülen deneysel çalışmadan elde edilen sonuçlar ve önerilen ampirik modeller, önceki deneysel test sonuçlarıyla karşılaştırıldığında, (örn., Ma ve diğ. 2012; Meda ve diğ. 2014; Guo ve diğ. 2015; Yang ve diğ. 2016; Li ve diğ. 2018) özellikle süneklik oranları açısından korozyona uğramış betonarme kolonlarda çelişkili sonuçlar elde edildiği bulunmuştur. Ek olarak korozyon oranının artmasıyla birlikte

Guo ve diğ. (2015) tarafından elde edilen süneklik oranının azaldığı, Li ve diğ. (2018) için süneklik oranının arttığı belirtilmiştir.



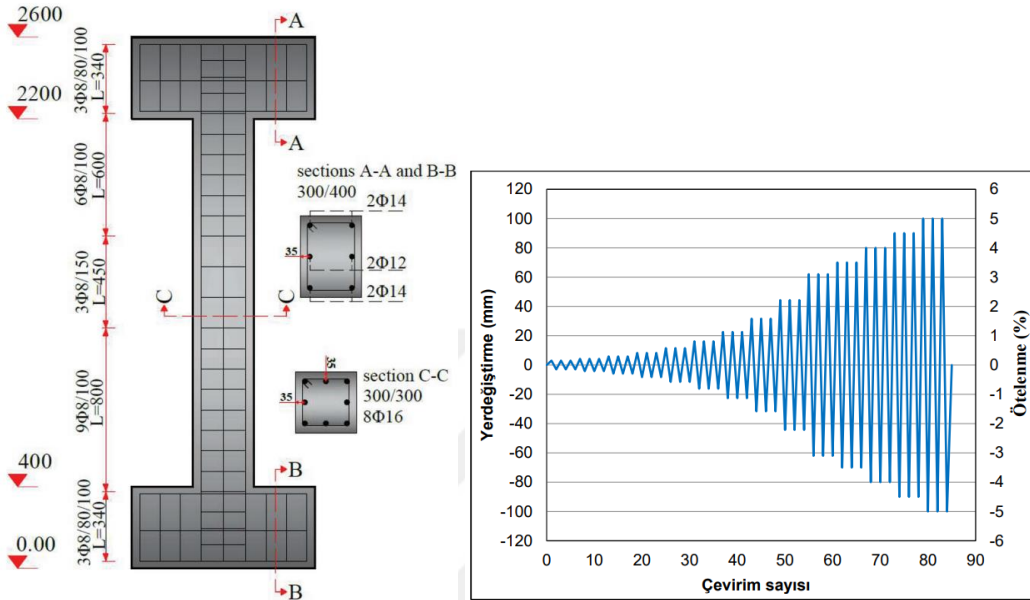
Şekil 2.18 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Guo ve diğ, 2015).



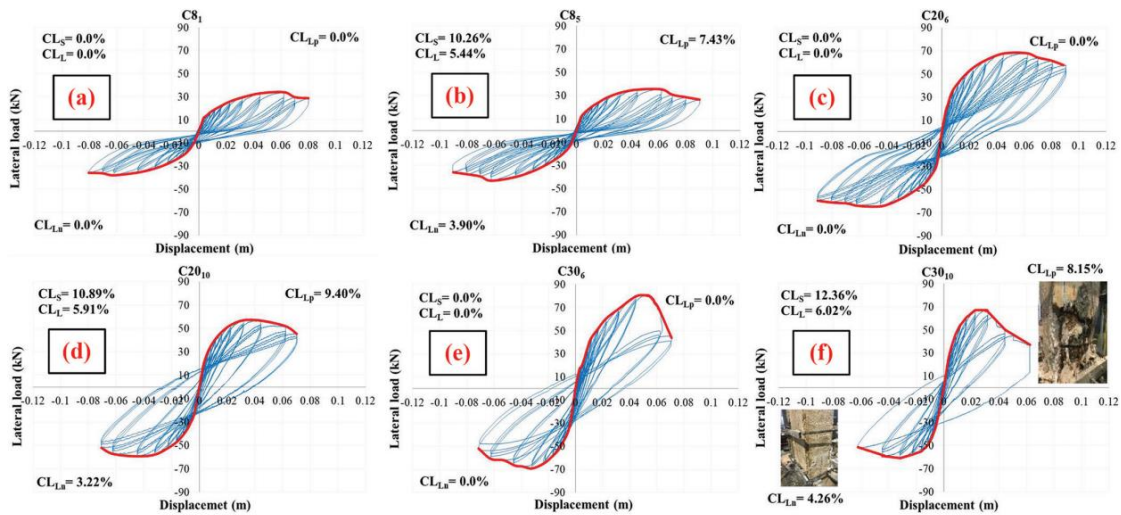
Şekil 2.19 : Yük-deplasman eğrileri (Guo ve diğ, 2015).

Belirtilen bu çelişki temel olarak korozyona uğramış betonarme elemanlar için yer değiştirme süneklik oranlarının dikkate alınmasından kaynaklanmaktadır. Betonarme donatısında meydana gelen korozyon sonucu donatının akma dayanımında azalmalar meydana gelmektedir. Betonarme bir elemanın akma dayanımı ve maksimum dayanıma

karşılık gelen deplasman değerleri dikkate alınarak yer değiştirme bazlı süneklik oranı hesaplanabilmektedir ($\mu_D = \frac{\Delta_u}{\Delta_y}$). Korozyonlu numunelerin süneklik oranının deplasman bazlı hesaplamak ise artan korozyonla birlikte süneklik oranında artış sağlayarak ortaya yanıltıcı sonuçlar çıkarmaktadır.



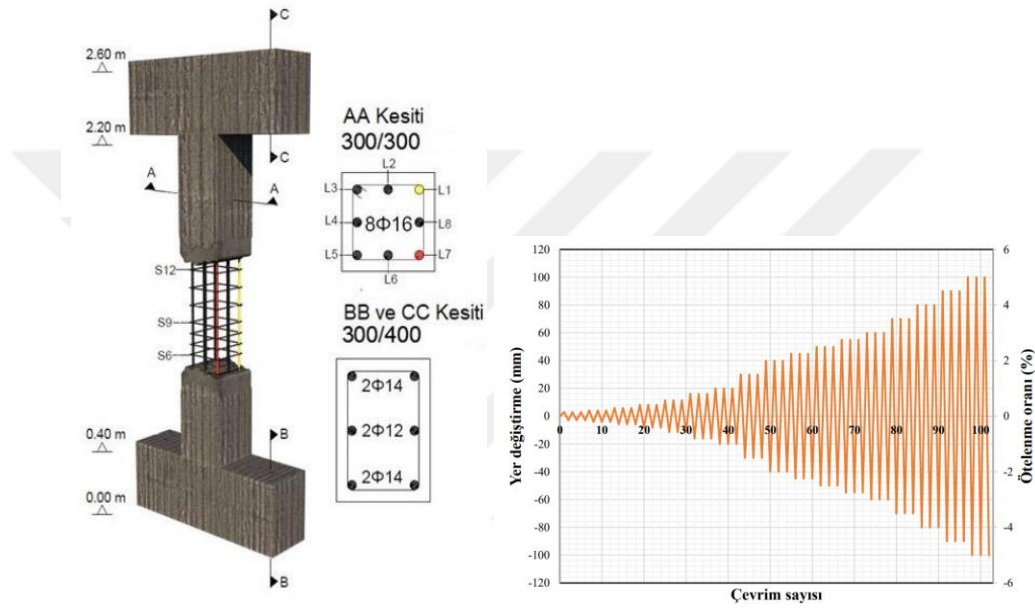
Şekil 2.20 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Yalçiner ve Kumbasaroğlu 2020).



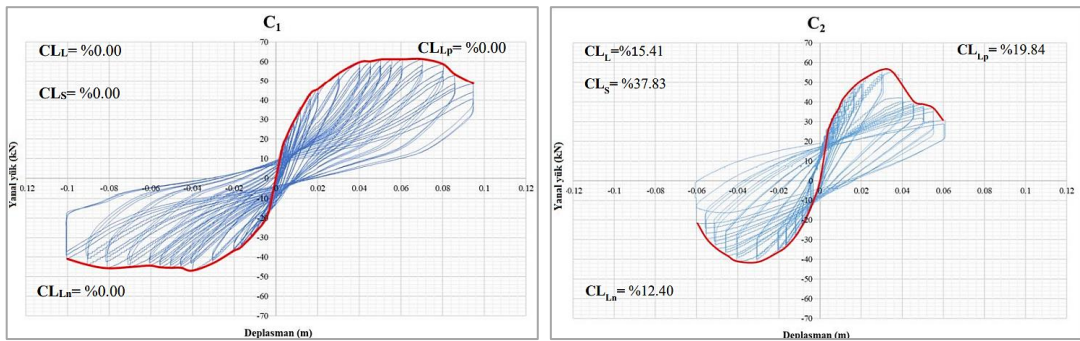
Şekil 2.21 : Yük deplasman eğrileri (Yalçiner ve Kumbasaroğlu 2020).

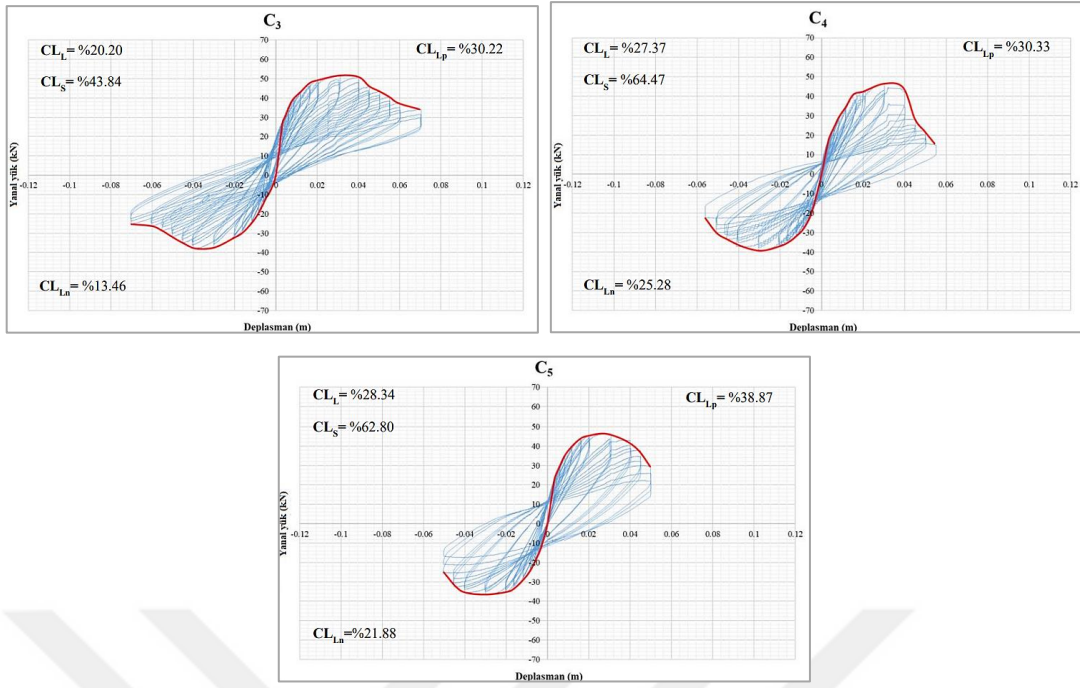
Bu nedenle Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) korozyona maruz kalmış elemanlar için enerji bazlı süneklik oranını önermektedir ($\mu_E = \frac{E}{E_y}$). Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından geliştirilen modeller önceki deneysel modelleri geliştirmiş olsa da (örneğin, Ma ve diğ, 2012;

Yang ve diğ, 2016), geliştirilen deneysel modellerin performansı betonarme çerçeve elemanlar için doğrulanmamıştır. Çelik ve diğ, (2021) tarafından gerçekleştirilen çalışmada düşük beton basınç dayanımına korozyona maruz kalmış yapıları temsil amacıyla boyuna donatı korozyon oranı sırasıyla %15.41, %20.20, %27.37, %28.34 ve enine donatı sırasıyla %37.83, %43.84, %64.47, %62.18 korozyon oranlarına sahip betonarme kolon numuneleri üzerinde tersinir tekrarlanır çevrimsel yükleme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen deneylerde Şekil 2.22'de kesit özellikleri sunulan betonarme kolonları dikkate alınarak Şekil 2.22b'de yer alan yükleme protokolü kullanılmıştır.



Şekil 2.22 : Deney numunesi (a) Kesit özellikleri, (b) Yükleme protokolü (Çelik ve diğ, 2021).



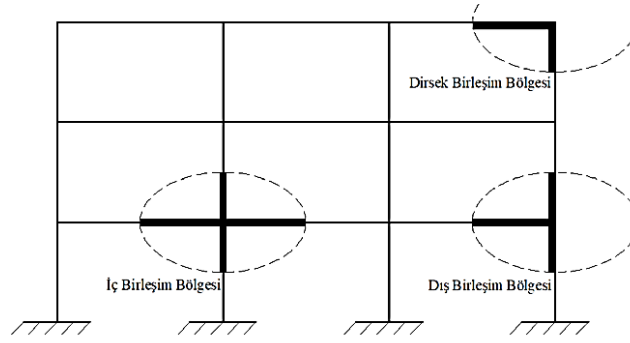


Şekil 2.23 : Yük-deplasman eğrileri (Çelik ve diğ, 2021).

Korozyona uğramış konsol betonarme kolonlar için çok sayıda farklı deneysel çalışma yapılmış olmasına rağmen (Ge ve diğ, (2019), Zheng ve diğ, (2020)), korozyona maruz kalmış betonarme çerçeveler üzerinde gerçekleştirilen deneysel çalışmaların sayısı çok azdır.

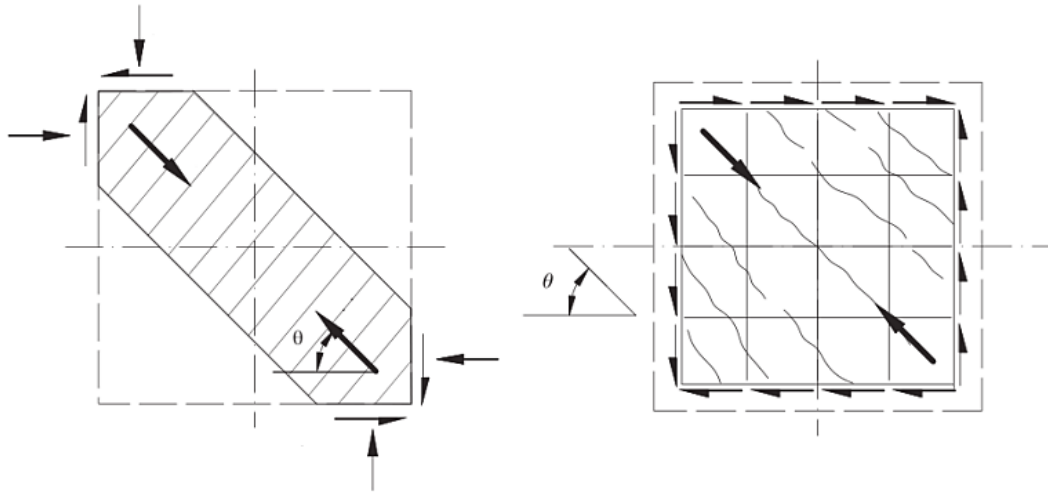
2.6 Betonarme Elemanlarda Kolon-Kiriş Birleşim Bölgeleri

Betonarme yapılarda deprem gibi tersinir tekrarlanan yükler altında en çok zorlanan bölgeler kolon-kiriş birleşim bölgeleridir. Bu bölgelerin etkiyen histerik yükler altında hasar görmesinin temel nedeni yetersiz kesme kapasitesine sahip olmasıdır. Yapılarda nervürsüz donatı kullanılması, beton basınç dayanımının yönetmeliklerin gereğini karşılamaması, yetersiz donatı tasarımı vb. parametrelere ek olarak donatı korozyonu ile meydana gelen aderans kayıpları da kolon-kiriş birleşim bölgesinin kesme kapasitesinin azalmasına sebep olmaktadır. Betonarme elemanlar üzerinde yapılan deneysel çalışmalar dikkate alındığında, betonarme çerçeveler kullanılarak gerçekleştirilen çalışmaları diğer yapısal elemanlardan (kiriş, kolon ve döşeme) ayıran en önemli detay betonarme yapıları temsil eden kolon-kiriş birleşim bölgesi yük aktarım mekanizmasının gözlenmesi olarak belirtilebilir. Sismik hareketlilik etkisi altında yapıların enerji tüketme ve süneklik kapasiteleri, yük aktarımının gerçekleştirildiği kolon-kiriş birleşim bölgesinin dayanım ve rijitlik seviyesine bağlıdır. Çerçeve sisteme sahip bir yapıda, üç farklı tipte birleşim bölgesi bulunmaktadır (Şekil 2.24).



Şekil 2.24 : Çerçeve sistem birleşim tipleri.

Sismik hareketlilik etkisinde yapıya etkiyen kuvvetlerin birleşim bölgesine aktarımı, kolon ve kiriş donatıları aracılığıyla gerçekleşir. Birleşim bölgesi yatay ve düşey yönde etkiyen kesme kuvvetleri etkisinde zorlanır. Bu kesme kuvvetleri basınç ve çekme gerilmeleri oluşturarak birleşim bölgesindeki betonun çatlamasına sebep olur. Birleşim bölgesinde oluşan kesme gerilmelerinin Şekil 2.25’de gösterilen iki ana mekanizma tarafından oluşum sergilediği kabul edilmektedir (Park ve diğ, 1975).



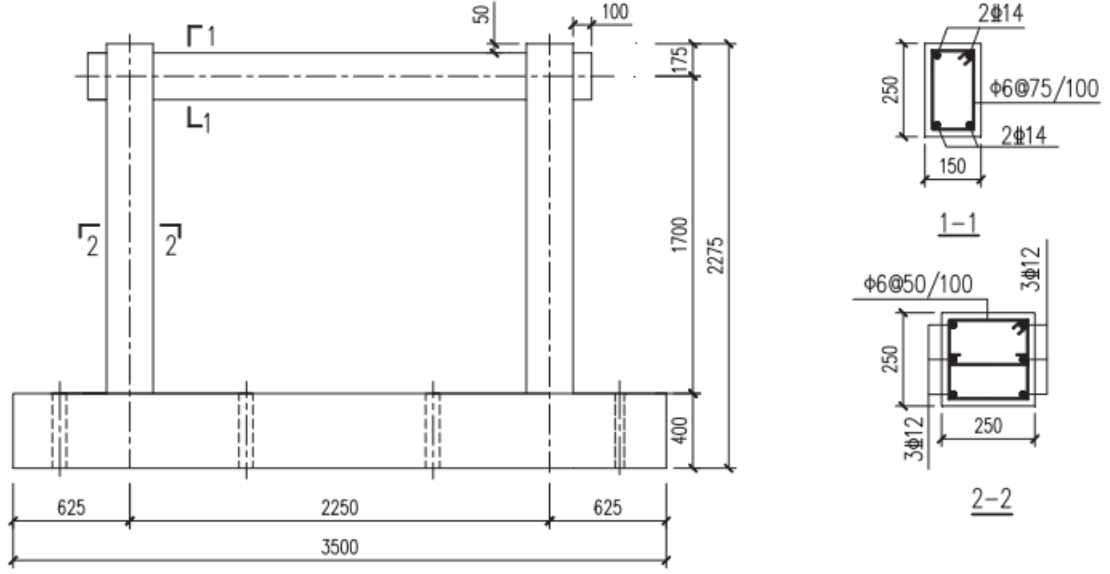
Şekil 2.25 : Kesme transfer mekanizmaları (a) Şerit mekanizması (b) Kafes mekanizması (Au ve diğ, 2005).

Birleşim bölgesi yatay ve düşey kesme kuvvetleri altında zorlanır. Bu kuvvetler, diyagonal basınç ve çekme gerilmeleri oluşturur ve kolon-kiriş birleşim bölgesinde kesme çatlaklarına sebep olmaktadır. Birleşim bölgesinin kesme dayanımının temelde Şerit ve kafes mekanizması olmak üzere iki ana davranış sergilediği bilinmektedir. Belirtilen bu iki mekanizmanın da sistemin kesme dayanımına katkı sağladığının bilinmesine ek olarak şerit mekanizmasının başlangıç yükleri etkisi altında daha etkili olduğu bilinmektedir. Bu durum düşük yük etkileri altında şekil değiştirmelerin düşük düzeyde olması ve çatlak genişliklerinin sınırlanmasından kaynaklanmaktadır. Şerit mekanizmasında düşey ve yatay

yöndeki basınç ve kesme kuvvetleri etkili diyagonal basınç bölgesi oluşturmaktadır. Birleşim bölgesindeki kafes mekanizmasında ise etkiyen kesme kuvvetleri donatıların aderans dayanımı ile birlikte birleşime aktarılmaktadır. Artan yükler ile birlikte elastik ötesi davranışın meydana gelmesi kafes mekanizmasını daha baskın hale getirmektedir. Bu durumun temel nedeni kesitte meydana gelen akma ile birlikte aderansın davranışta etkili olmasıdır. Taşıma gücüne ulaşan elemanda ise aderans bozulmalarının meydana gelmesiyle birlikte kafes mekanizmasının etkinliği azalmaktadır (Park ve diğ, 1975; Yuan ve diğ, 2021). Temel olarak kolon-kiriş birleşim bölgesinin etkiyen kesme, eğilme vb. yükler etkisinde davranışı etkileyen birçok parametre bulunmaktadır. Bu parametreler başlıca beton ve donatının malzeme mekanik özellikleri, birleşimdeki donatı oranı ve bindirme boyu olarak sıralanabilir. Belirtilen bu parametrelere ek olarak çerçeve sistemlerin birleşim bölgelerindeki korozyon varlığı da sistemin hasar durumu değiştirebilmektedir.

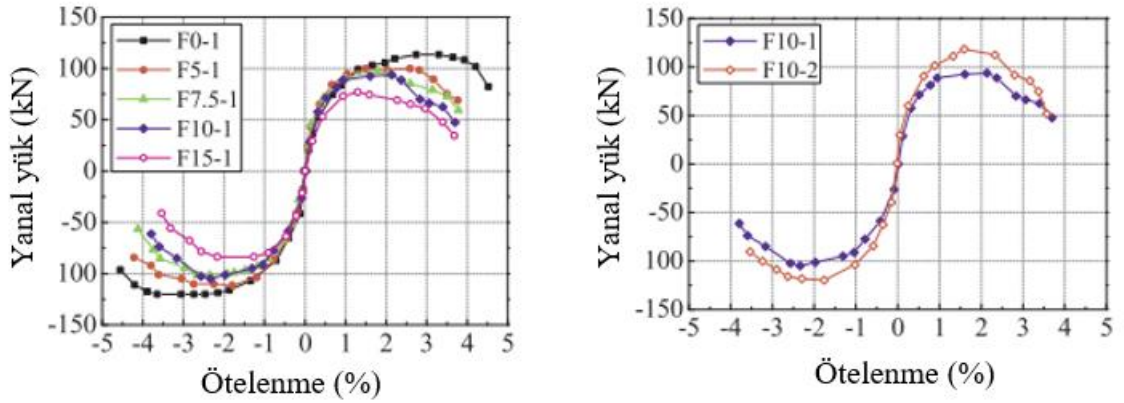
2.7 Korozyona Maruz Kalmış Betonarme Çerçeveler İçin Geliştirilen Modeller

Çok serbestlik dereceli sistemlerin modellenmesi ve analizi için gerekli olan yapısal parametreler nedeniyle, araştırmacılar son zamanlarda korozyona maruz kalmış numunelerin tersinir tekrarlı yükleme altında kolon-kiriş birleşim bölgesinin davranışını inceleme eğiliminde olmuştur (Kanchanadevi ve diğ, 2018; Hua ve diğ, 2019; Hou ve diğ, 2013). Literatür araştırmasından elde edildiği üzere korozyona maruz kalmış betonarme çerçeveler üzerinde gerçekleştirilmiş iki deneysel çalışma vardır (Liu ve diğ. 2017; Nagender ve diğ. 2022). Liu ve diğ. (2017) tarafından yapılan çalışmada ortalama gerçek korozyon oranları elde edilmiştir. Bu çalışma korozyona uğramış betonarme çerçevelerin yapısal performansını değerlendirmek amacıyla mevcut literatür için önemli veriler (yük-deplasman ilişkisi, enerji tüketme kapasitesi, yük-birim şekil değiştirme ilişkisi ve rijitlik bozulması) sağlamaktadır. Şekil 2.26-2.27’de sırasıyla Liu ve diğ, (2017) tarafından gerçekleştirilen çalışmada dikkate alınan betonarme çerçeve numunesinin kesit özellikleri ve yük-ötelenme ilişkileri gösterilmektedir. Liu ve diğ. (2017) tarafından geliştirilen modeller hızlandırılmış korozyon işlemi sırasında sargı donatılarının korunmasından dolayı yalnızca boyuna donatılardaki korozyon seviyelerini dikkate almıştır. Etriyeleri korozyona karşı yalıtımlı hale getirerek paslandırma sürecini gerçekleştirmesi ile korozyonun sargılama etkisi üzerindeki etkisini ihmal etmiştir.



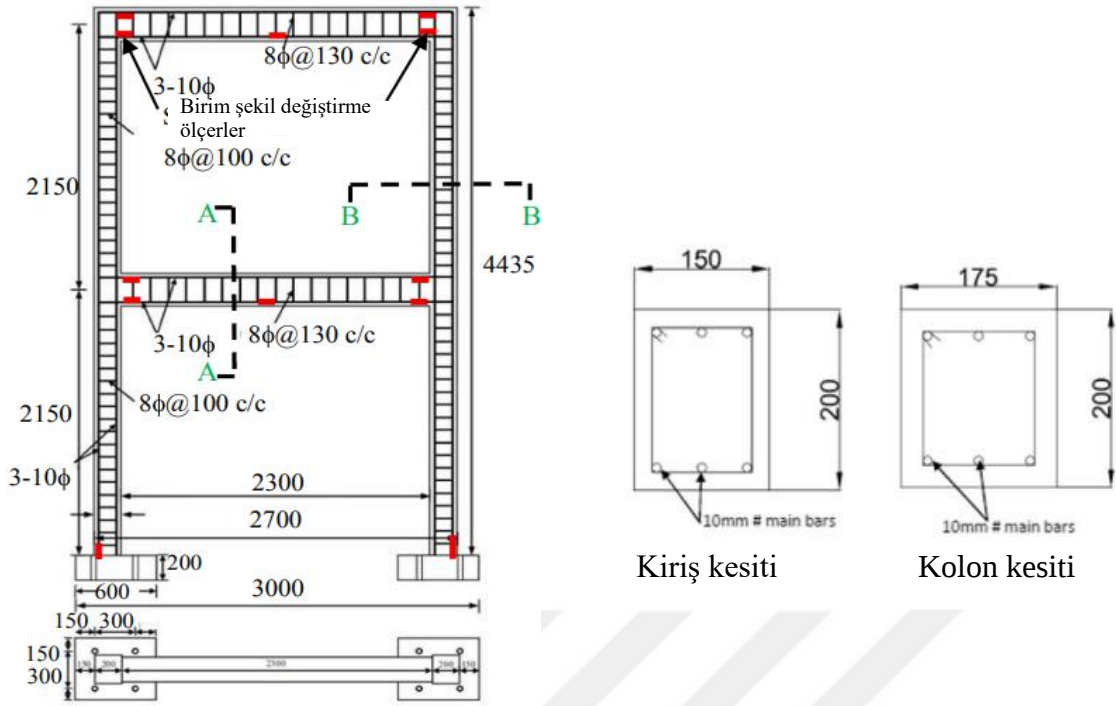
Şekil 2.26 : Kesit özellikleri Liu ve diğ. (2017).

Şekil 2.27 dikkate alındığında itme ve çekme yönündeki davranışın özdeş olmadığı görülmektedir. Mevcut tez çalışmasında da benzer olarak görülen bu farklılığın itme ve çekme yönlerindeki korozyon dağılımının homojen olmamasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

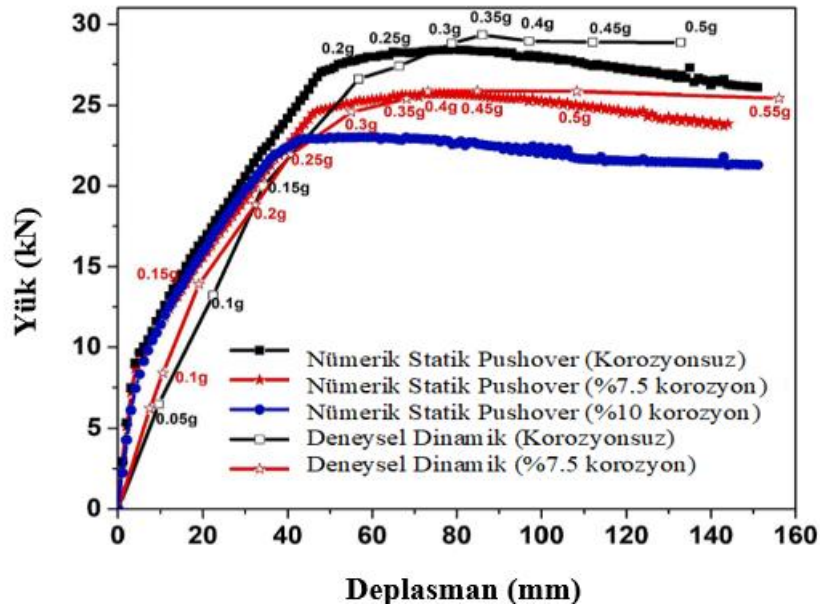


Şekil 2.27 : Yük - ötelenme oranı eğrileri Liu ve diğ. (2017).

Yukarıda bahsedilen betonarme çerçeve ve kolon çalışmalarından farklı olarak Nagender vd., (2022), korozyona uğramış betonarme çerçevelerin süneklik, rijitlik ve hasar indeksi gibi deprem göstergelerinden ziyade, korozyona uğramış betonarme çerçevenin dinamik tepkisini (frekans, ivme zaman geçmişi, tepki spektrumları) inceleme üzerine bir çalışma gerçekleştirmiştir. İlgili çalışmada korozyona uğramış betonarme çerçevelerin deprem göstergelerini tahmin etmek için herhangi bir ampirik model önerilmemiştir.



Şekil 2.28 : Kesit özellikleri (Nagender ve diğ, 2022).



Şekil 2.29 : Yük-deplasman eğrisi (Nagender ve diğ, 2022).

2.8 Kesit Analizi Üzerine Gerçekleştirilen Çalışmalar

Gelişen yazılım teknolojisiyle birlikte betonarme elemanların makro ve mikro modelleme yöntemleri kullanılarak analizleri gerçekleştirilmektedir. Bu analizlerde çevrimsel ve monotonik yük etkileri altında meydana gelebilecek deformasyonlar simüle edilerek yapı performans düzeyinde meydana gelen bozulmalar incelenebilmektedir. Analiz

yöntemlerinde beton ve donatının doğrusal olmayan davranışı malzeme bazında (gerilme-birim uzama) hesaba katılarak teorik ve deneysel sonuçlara yakın sonuçlar elde edilebilmektedir (Kazaz ve diğ, 2006). Dök ve diğ, (2017) tarafından gerçekleştirilen kesit analizlerinde farklı eksenel yük (0.1, 0.3, 0.5) kesit tipi (dikdörtgen, dairesel), donatı adet/çap (10Ø14, 10Ø20, 10Ø24 - Ø8/50, Ø8/100, Ø8/150) ve beton basınç dayanımı (C20, C30, C40) gibi malzeme özelliklerine sahip numunelerin moment-eğrilik ilişkileri incelenmiştir. Elde edilen veriler ışığında sargı donatısının artmasıyla süneklik oranının arttığı, basınç dayanımı yüksek olan numuneler dikkate alındığında ise boyuna donatı oranının artmasının basınç dayanımı düşük numunelere göre süneklik oranını arttırdığı sonucuna varmışlardır. Taş vd. (2022) tarafından yürütülen kesit analizi çalışmalarında 12Ø14 boyuna donatı, Ø10/100 etriye aralığı, 40x40 cm kolon kesiti ve 10Ø12 boyuna donatı, Ø10/100 etriye aralığı, 25x50 cm kiriş kesiti dikkate alınarak ilgili kesitlerin moment-eğrilik ilişkileri elde edilmiştir. Akpınar ve diğ, (2021) kare ve dikdörtgen kesitleri için fiber yöntem kullanan XTRACT kesit analizi yazılımından $\Theta = 0^\circ$, $\Theta = 30^\circ$, $\Theta = 45^\circ$ ve $\Theta = 90^\circ$ değerleri için elde ettiği tek/iki eksenli moment – eksenel yük etkileşim diyagramlarını SAP2000 programından elde edilen veriler ile kıyaslamıştır. Akpınar ve diğ, (2021) tek eksenli eğilme durumu için elde edilen veriler incelendiğinde her iki yazılımın benzer sonuçlar gösterdiğini, tek eksenli bileşik eğilme durumu dışında kalan eğik eksenli bileşik eğilme durumundaki değerlerin farklılığını ise SAP2000 programının eşdeğer basınç bloğu yaklaşımı yaparken, XTRACT programının doğrusal olmayan beton modelleri kullanmasından kaynaklandığını belirtmiştir.

3. MATERYAL VE YÖNTEM

3.1 Deneysel Çalışma

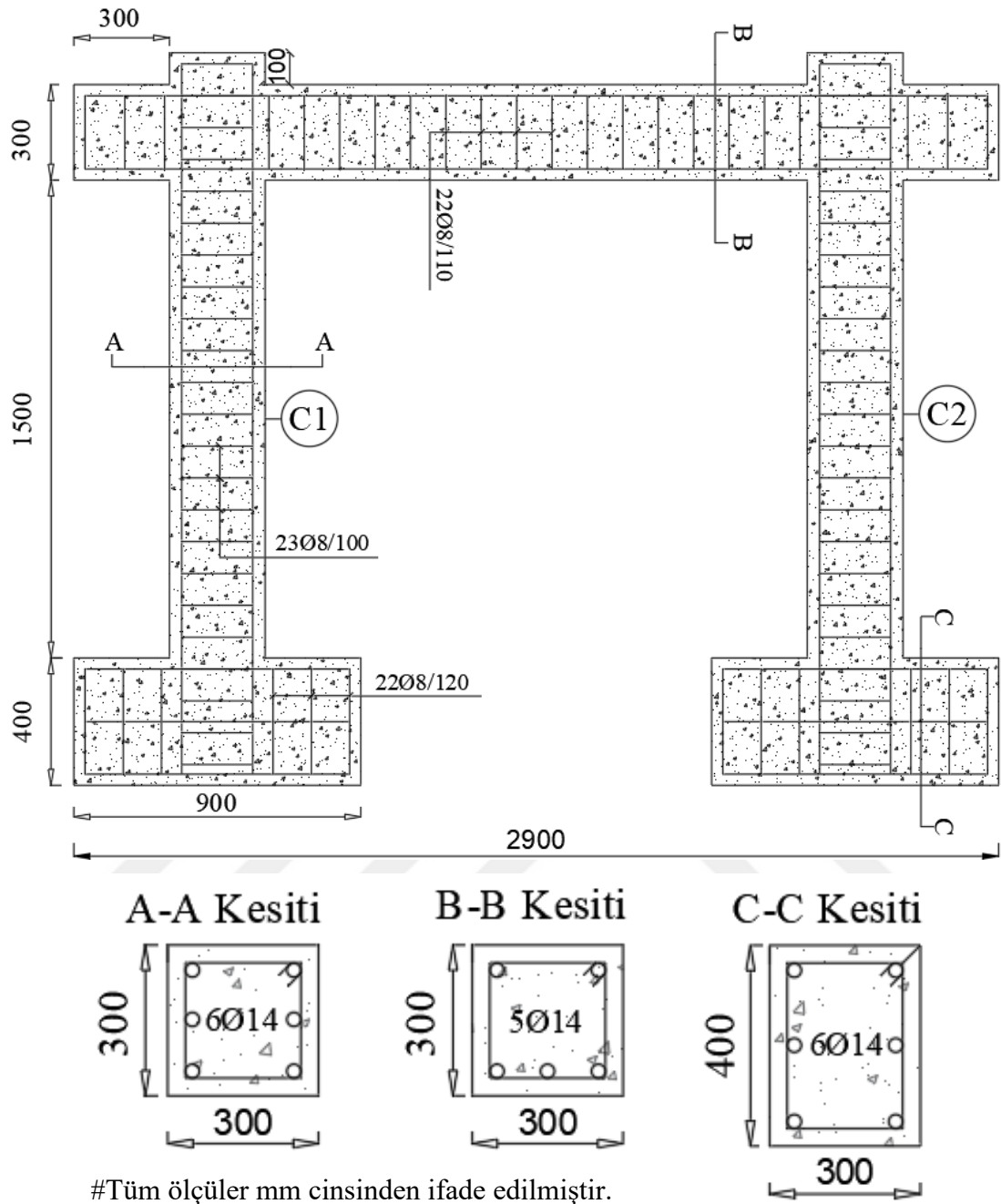
Erzincan Binali Yıldırım Üniversitesi 13 Mart Yapı Mekaniği Laboratuvarında yürütülen deneysel çalışmada 1 adedi korozyona maruz bırakılmamış referans ve 4 adedi farklı oranlarda korozyona maruz bırakılmış olmak üzere toplamda 5 adet betonarme çerçeve numunesi (Şekil 3.1) tersinir-tekrarlanır yatay yük etkisi altında test edilmiştir. Elde edilen bulgulardan korozyonun betonarme yapılar üzerindeki etkileri incelenmiştir.



Şekil 3.1 : Deney numuneleri.

3.2 Numunelerin Kesit Özellikleri

Tez çalışması kapsamında üretilen betonarme çerçevelerin kesit özellikleri ve donatı detayları özdeştir (Şekil 3.2). Deney numunelerinin kolon ve kirişleri 300x300 mm kesit ölçülerine sahiptir. Deney numunesini oluşturan kolon elemanları 6 adet 14 mm çapında boyuna donatıdan, kiriş elemanı ise 5 adet 14 mm çapında donatıdan oluşmaktadır. Tüm deney numuneleri için beton pas payı derinliği 30 mm olarak tasarlanmıştır. Üretilen deney numuneleri RCF_x formatında isimlendirilmiştir. Burada x, referans numuneyi veya numune sırasını temsil etmektedir (Örneğin referans numune RCF_R, diğer numuneler korozyon oranı dikkate alınarak en düşük orana sahip numuneden en yüksek orana sahip numuneye göre sırasıyla RCF₁, RCF₂, RCF₃ ve RCF₄).



Şekil 3.2 : Betonarme çerçeve kesit özellikleri.

3.3 Numunelerin Üretimi

3.3.1 Donatı kafesinin hazırlanması

Betonarme çerçeve numunelerinin oluşturulması amacıyla 14 mm çapında boyuna donatı ve 8 mm çapında etriye tasarım boyutlarına uygun şekilde kesilmiş ve Şekil 3.3'ten görülen donatı kafesleri oluşturulmuştur.



Şekil 3.3 : Donatı kafesinin oluşturulması.

Korozyon sürecinde betonarme çerçevenin temel bölgesinin korozyona maruz kalmasını önlemek amacıyla kolon donatılarının temel donatılarına temas ettiği bölgelerdeki boyuna donatılar ve etriyeler yalıtım bandı ile sarılmıştır. Şekil 3.4'te gösterilen bu işlem referans numune haricinde diğer tüm deney numuneleri için uygulanmıştır.



Şekil 3.4 : Temel donatılarının yalıtım işlemi.

3.3.2 Beton üretimi

Deney numunelerinin üretimi için piyasadan temin edilen 30 MPa beton basınç dayanımına sahip hazır beton kullanılmıştır. Numunelerin üretiminde kullanılan hazır betonun içeriğinde herhangi bir kimyasal (hava sürükleyici, akışkanlaştırıcı, su azaltıcı vb.) katkı maddesi kullanılmamıştır. Şekil 3.5'te beton döküm ve kürleme işlemi gösterilmektedir. Tüm betonarme çerçeveleri beton döküm işleminin ardından 3 aylık süre boyunca kür işlemine tabi tutulmuştur. Uygulanan kür süreci ile hızlandırılmış korozyon sürecinden önce numuneler arasında oluşacak karakteristik beton basınç dayanımı farklılıklarının önüne geçilmesi amaçlanmıştır.

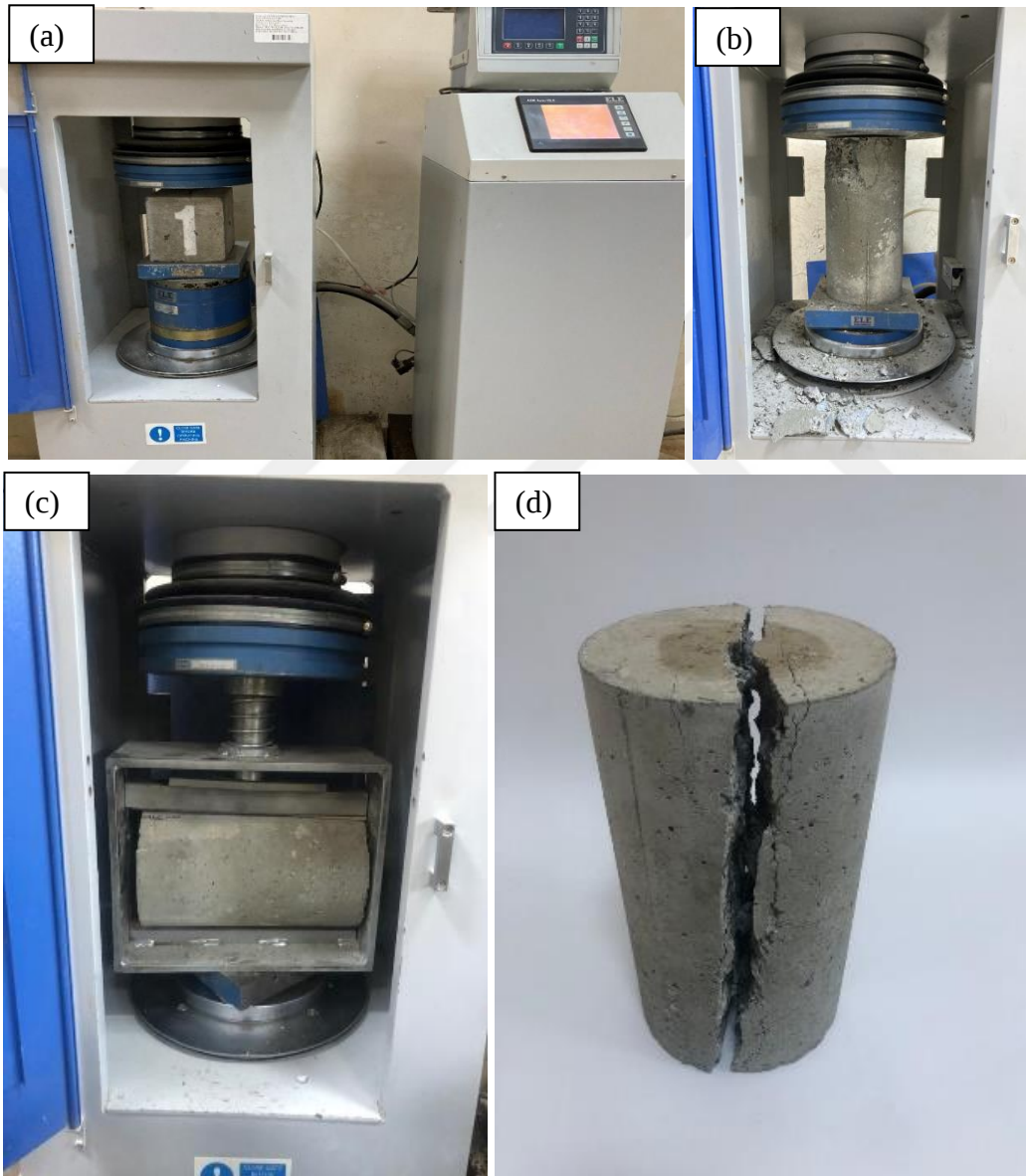


Şekil 3.5 : Numunelerin üretilmesi (a) Beton dökümü, (b) Kür işlemi, (c) Deney numuneleri.

3.4 Malzeme Deneyleri

3.4.1 Beton mekanik özellikleri

Deney numunelerinin beton basınç dayanımını tespit etmek amacıyla, beton döküm işlemi sırasında her deney numunesi için 3'er adet 150x150x150 mm boyutlarına sahip küp ve 150x300 mm boyutlarına sahip silindir numunesi alınmıştır. Ek olarak beton çekme dayanımını belirlemek amacıyla da 3'er adet 150x300 mm boyutlarında silindir numunesi TS EN-206 (2000) standartlarına uygun şekilde alınmıştır.



Şekil 3.6 : Beton deneyleri (a) Küp numune basınç deneyi, (b) Silindir numune basınç deneyi, (c) Çekme dayanımının belirlenmesi, d) Çekme deneyi sonrası numune görüntüsü.

Basınç dayanımlarının belirlenmesi için yapılan testler ASTM C39/C39M (2005) şartnamesine uygun şekilde gerçekleştirilmiştir. Şekil 3.6'da gösterilen deney

numunelerinden 150x150x150 mm'lik küp numunelere göre kaydedilen ortalama beton basınç dayanımı 35 MPa olarak elde edilmiştir. Genel olarak betonun çekme dayanımı yarmada çekme deneyi ile elde edilmektedir. Literatür incelendiği zaman beton çekme dayanımının ilk olarak $\sqrt{f_c}$ ile orantılı olduğu ifade edilmektedir. Deneysel çalışmalarla birlikte bu ilişki $C\sqrt{f_c}$ şeklinde kullanılır hale gelmiştir. Belirtilen C sabiti yönetmeliklerde farklılık göstermektedir. Örneğin ACI-318 (2002)'de belirtilen C katsayısı değeri 0.5 olarak, TS-500 (2000) standartlarında ise 0.35 olarak kullanılması önerilmektedir. Deneylerden elde edilen ortalama çekme dayanımı ise 2 MPa olarak elde edilmiştir.

$$E_{cj} = 3250\sqrt{f_{ckj}} + 14000 \quad (\text{TS500, 2000}) \quad (3.1)$$

$$E_c = 22000(f_{cm}/10)^{0.3} + 14000 \quad (\text{Eurocode 2, 2004}) \quad (3.2)$$

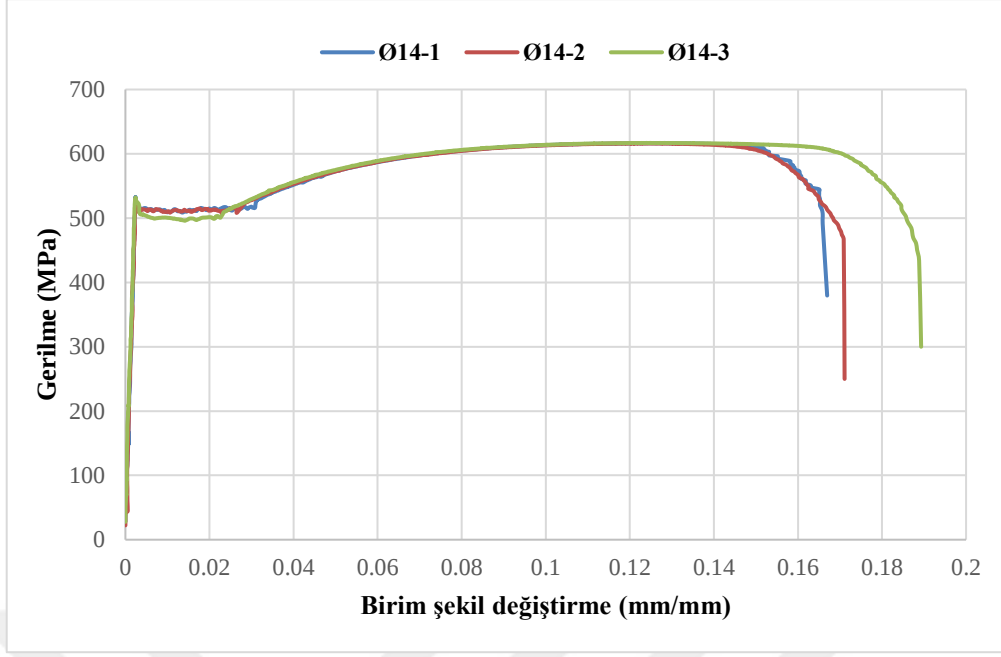
$$E_c = 4700\sqrt{f_{cc}} \quad (\text{ACI 318-08, 2008}) \quad (3.3)$$

$$E_{cm} = 5000\sqrt{f_{cm}} \quad (\text{RYTEİE 2019}) \quad (3.4)$$

E_{cj} , E_c ve E_{cm} betonun elastisite modülünü belirtmektedir. TS500 (2000) ve ACI 318M-08 (2008) elastisite modülü formülü Denklem 3.1 ile hesaplanan beton basınç dayanımıyla tanımlanmıştır. Eurocode 2 (2004) de ortalama beton basınç dayanımı kullanılmıştır. Eurocode 2 (2004) elastisite modülünü, betonun basınç dayanımının %40'ına karşılık gelen sekant modülü olarak tanımlamakta ACI 318M-08 (2008) ise %45'e karşılık gelen sekant modülünü esas almaktadır.

3.4.2 Donatı mekanik özellikleri

Deneysel çalışmada kullanılacak donatıların mekanik özellikleri 200 ton kapasiteli hidrolik çekme test cihazında yapılan deneyler sonucu belirlenmiştir. Gerçekleştirilen deneylerde 40 cm uzunluğa sahip Ø8 ve Ø14 donatı sınıfından 3'er adet donatı kullanılmıştır. Elde edilen gerilme-gerinim ilişkileri Şekil 3.7'de gösterilmektedir.



Şekil 3.7 : Donatı mekanik özellikleri.

3.5 Deney Düzenegi

Deneylerde kritik noktalardaki (moment, eğrilik, yer değiştirme) deplasman, yük ve şekil değiştirme ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Ölçümlerde, potansiyometrik cetvel, yük hücresi ve gerinim ölçer kullanılmıştır. Tüm ölçüm aletlerden alınan veriler, veri toplama sistemi ile kaydedilmiştir

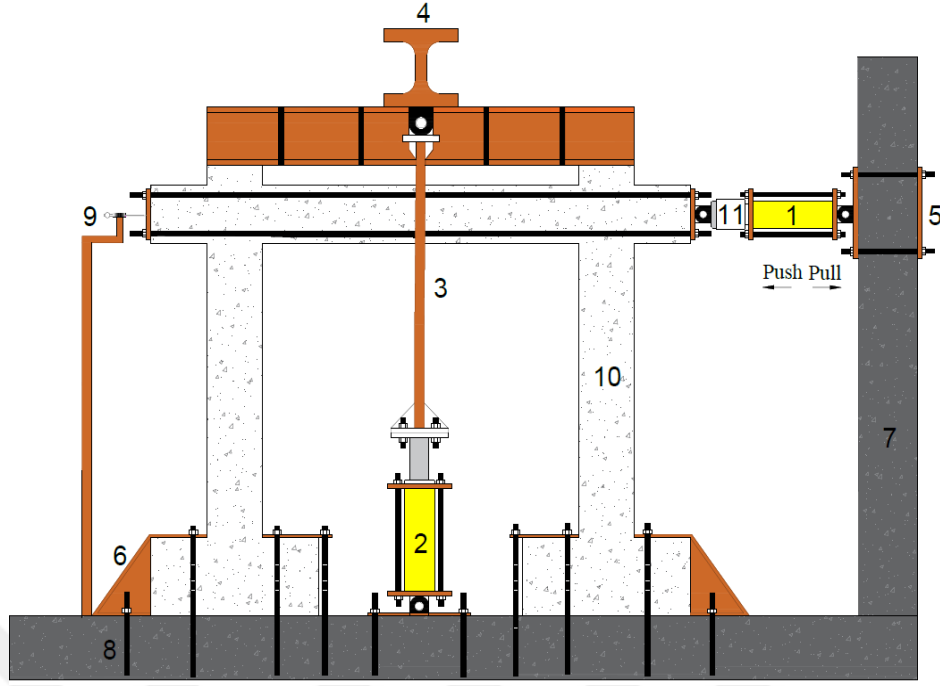
3.5.1 Yükleme düzenegi

Hızlandırılmış korozyon sürecinin ardından 5 adet deney numunesi tersinir tekrarlanır yükleme etkisinde test edilmiştir. Betonarme çerçevenin kolon temelleri, uygun bir geometriyle birbirine kaynaklanmış çelik levhalar kullanılarak çelik bulonlarla rijit zemine sabitlenmiştir. Deney numunesinin mesnet şartlarının sağlanması amacıyla gerçekleştirilen bu işlemde önce yüksek beton basınç dayanımına sahip zeminde karot makinesi yardımıyla Şekil 3.8’de gösterilen bulon yuvaları açılmıştır.



Şekil 3.8 : Deney düzeneğinin kurulumu (a) Bulon yuvalarının hazırlanması, (b) Yanal yükleme bulonlarının hazırlanması.

Eksenel yükleme, çelik bulonlarla rijit zemine bağlanan mafsallı çelik plakalar üzerine monte edilen 1000 kN kapasiteli iki adet hidrolik piston vasıtasıyla uygulanmıştır. Hidrolik pistonlar, yeterli uzunluktaki üst çelik kirişe mafsallı olarak monte edilmiştir. Yükleme kirişi deney numunesinin kolon uçlarında birbirine kaynaklanmış çelik yükleme kirişine simetrik olarak yerleştirilmiştir. Böylece betonarme çerçeve numunelerine dik olarak yerleştirilen üst çelik kiriş ile kümülatif eksenel yükleme tek noktadan sağlanmıştır. Betonarme çerçeve numunelerine paralel olarak yerleştirilen alt yükleme çelik kirişi, kümülatif tek yükü her iki kolona eşit olarak dağıtmıştır. Yanal yükleme için mafsallı çelik plakalarla reaksiyon duvarına sabitlenen 600 kN kapasiteli bir hidrolik piston kullanılmıştır (Şekil 3.9). Ölçülen değerlerin kaydedilmesi amacıyla hidrolik piston ucuna dişli bağlantı sağlanarak 600 kN'luk yük hücresi yerleştirilmiştir. Deney numunesinin yanal yer değiştirmelerinin ölçümü için numuneden bağımsız olarak zemine sabitlenmiş levha üzerine yerleştirilen potansiyometre ile sağlanmıştır. Sabit eksenel yük değerleri hidrolik krikö gövdesine takılan manometreler ile kontrol edilmiştir. Deneysel çalışma için iki betonarme kolonun kesit alanının betonun silindirik basınç dayanımı ile çarpımı olarak tanımlanan sabit eksenel yük oranı 0.20 olarak uygulanmıştır.



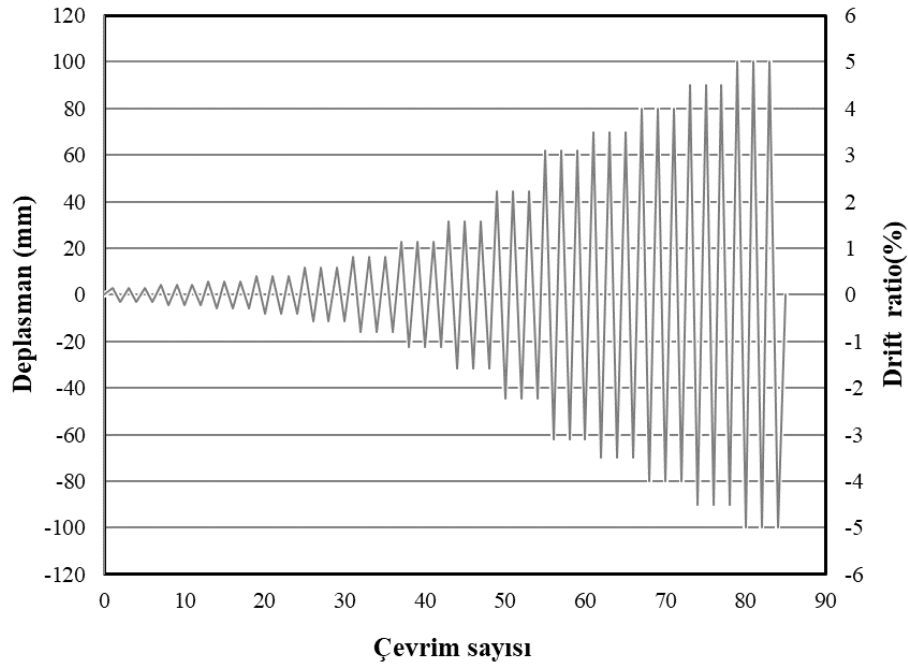
1- Hidrolik piston (60 kN) 2- Hidrolik piston (100 kN) 3-Çelik bulon 4-Çelik I kiriş
5-Tepki duvarına ankraj 6-Çelik bohça 7-Betonarme tepki duvarı 8- Ankraj bulonlar
9-Yanal yükleme için potansiyometre 10- Deney numunesi 11- Yük hücresi



Şekil 3.9 : Deney yükleme ve ölçüm düzeneği.

Yanal tekrarlı yükleme sırasında, çelik donatıların üzerindeki eğik kuvvetler nedeniyle artan sabit eksenel yükler, eksenel kuvveti artırabilir. Ancak bu çalışmada, betonarme çerçeve kirişinin üst kısmındaki dönmelerin etkisinin daha düşük olması ve uygulanan yanal tekrarlı yük seviyesi göz önüne alındığında, kaydedilen yanal yükler için eğik kuvvetlerin etkisi dikkate alınmamıştır. Yanal çevrimsel yükleme, Şekil 3.11'de gösterildiği gibi, tam ölçekli

moment çerçeve elemanlar için FEMA 461 (2007) standartlarında yer alan yer değiştirme bazlı yükleme protokolüne göre gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.10 : Çevrimsel yükleme deneylerinde kullanılan yükleme protokolü.

Yükleme protokolünde gerçekleştirilen tepe deplasmanları ve ötelenme oranları Çizelge 3.1'de gösterilmektedir.

Çizelge 3.1 : Yükleme deneyi adımları.

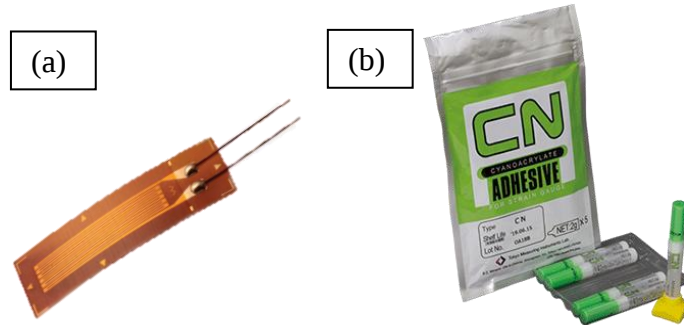
Adım	Deplasman (mm)	Ötelenme (%)
1	3,00 mm	0,15
2	4,20 mm	0,21
3	6,00 mm	0,30
4	8,50 mm	0,43
5	12,00 mm	0,60
6	16,00 mm	0,80
7	22,00 mm	1,11
8	30,00 mm	1,50
9	40,00 mm	2,00
11	50,00 mm	2,50
12	60,00 mm	3,00
14	70,00 mm	3,50
15	80,00 mm	4,00
16	90,00 mm	4,50
17	100,00 mm	5,00

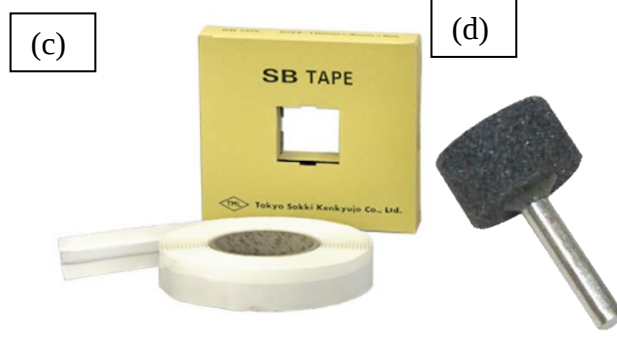
3.5.2 Ölçüm düzeneği

Uygulanan yük etkileri altında betonarme donatısında meydana gelen şekil değiştirme değerleri birim şekil değiştirme ölçerler yardımıyla elde edilmektedir. Etkiyen yük ile etkisiyle artan deformasyon değerleri birim şekil değiştirme ölçerin direncini ve üzerinden geçen akımın voltaj değerini değiştirerek uygulandığı elemanın yüzeyiyle birlikte deformasyona uğramasını sağlamaktadır. Bu voltaj değerlerindeki değişim ile birlikte şekil değiştirme değerleri ölçülebilmektedir. Deneysel çalışma kapsamında, hızlandırılmış korozyon yöntemi kullanılarak numunelerin korozyona uğratılmasının ardından betonarme çerçevelerde birim şekil değiştirme ölçerlerin uygulanacağı mesafelere Şekil 3.12’de gösterilen şekilde delikler açılmıştır. Şekil değiştirme ölçerin uygulanacağı donatı yüzeyleri Şekil 13.d’de gösterilen aparat yardımıyla pürüzsüzleştirilmiştir. Pürüzsüz yüzey elde edilmesinin ardından birim şekil değiştirme ölçer yüzeye uygulanmıştır. Birim şekil değiştirme ölçerin deneyden önce hasar görmesinin önüne geçilmesi amacıyla ise Şekil 3.13c’de gösterilen kaplama malzemesi kullanılmıştır. Bu uygulamanın beton dökümünden önce yani donatı kafesinin oluşturma sürecinde gerçekleştirilmemesinin temel sebebi hızlandırılmış korozyon sürecinde korozyona maruz kalan donatının dış yüzeyinde biriken pas ürününün birim şekil değiştirme ölçere zarar vermesinin önüne geçmektir.



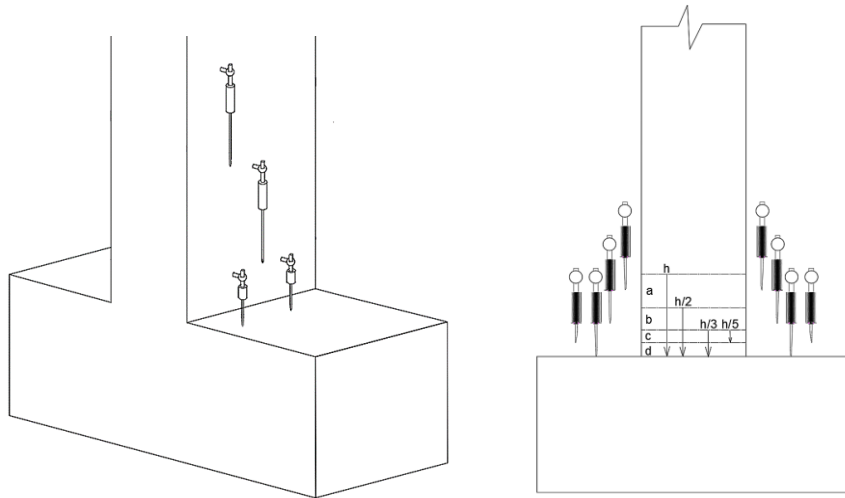
Şekil 3.11 : Birim şekil değiştirme ölçerler uygulama bölgeleri.

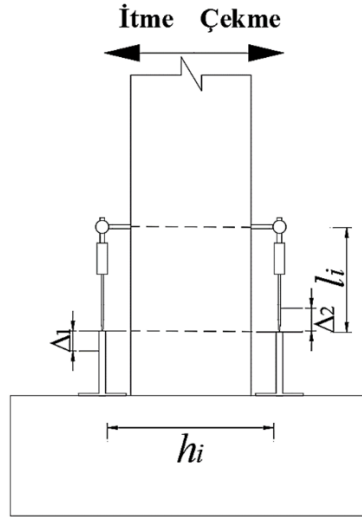




Şekil 3.12 : Birim şekil değiştirme ölçerin uygulama aşaması a) Birim şekil değiştirme ölçer, b) Yapıştırıcı, c) Kaplama malzemesi, d) Donatı yüzey pürüzsüzleştirme.

Şekil 3.19 ve Çizelge 3.3’den anlaşılabacağı üzere, şekil değiştirmelerin kaydedilmesi için betonarme çerçeve numunelerinde temel üst yüzeyinden 75mm, 150mm, 225mm ve 300mm’lik mesafeler için her bir kolona 4 adet ve kolon kiriş birleşim bölgesine de 2’şer adet olmak üzere her bir çerçeve numunesine toplam 12 adet birim şekil değiştirme ölçer uygulanmıştır. Deney numunesinin kolonlarında plastik mafsallı bölgeleri için dönme miktarını ölçmek amacıyla, her bir kolona karşılıklı olarak itme ve çekme yönlerinde dört adet olmak üzere toplam 16 adet potansiyometre kullanılmıştır. Plastik mafsalların uzunluğu (L_p), Park ve Paulay (1975) tavsiyesine göre $L_p = 0,5 \times h$ (burada h , betonarme kolonu kesit genişliğidir) olarak hesaplanmış olmasına rağmen, plastik mafsalların uzunluğunda artış vurgulanmıştır (Çelik ve diğ., 2022). Bu nedenle her bir potansiyometrenin montaj seviyesi, betonarme çerçeve numunelerinin moment taşıma kapasitesi açısından da önemli olduğundan, kolon kesit ölçüm serisinin doğru olabilmesi için potansiyometrelerin montajı kademeli olarak sağlanmıştır (Şekil 3.14).

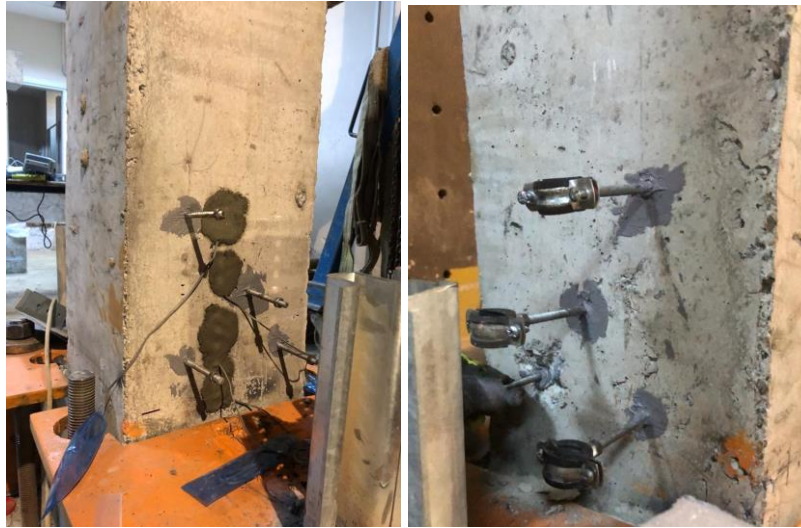




Şekil 3.13 : Ölçüm düzeneği şematik gösterim.

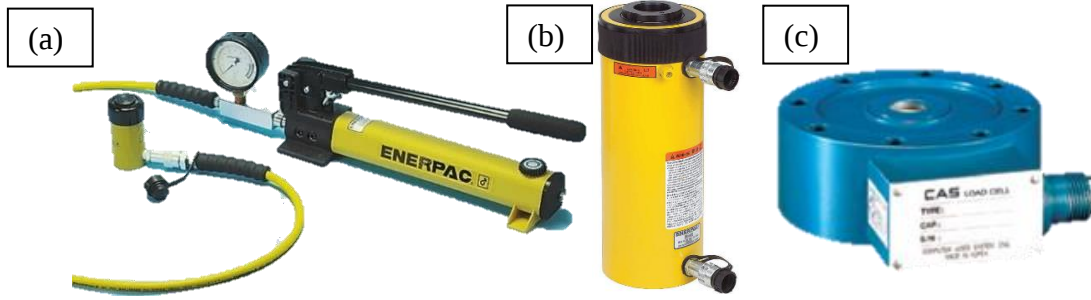


Şekil 3.14 : Potansiyometreler a) 50 mm, b) 100 mm.



Şekil 3.15 : Potansiyometre düzeneği.

Yüklemeye deneylerinde yatay yüklerin ölçümü için CAS marka 1000 kN kapasiteli yük hücresi kullanılmıştır (Şekil 3.17). Eksenel yük değerinin kontrolü ise el pompasının üzerinde yer alan manometre ile gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.16 : Yükleme ölçüm aletleri a) El pompası, b) Hidrolik piston, c) Yük hücresi.

Yükleme deneylerinde yük hücresi, şekil değiştirme ölçer ve deplasman ölçerlerden alınan ham verilerin bilgisayar ortamında kaydedilmesi amacıyla her biri 8 kanala sahip TESTBOX1001 model toplamda 4 veri toplama cihazı kullanılmıştır. Şekil 3.18’de gösterilen veri toplama sistemi yazılımı ile kalibre edilen ölçüm aparatları için her 1 saniye için ham veriler elde edilmiştir.

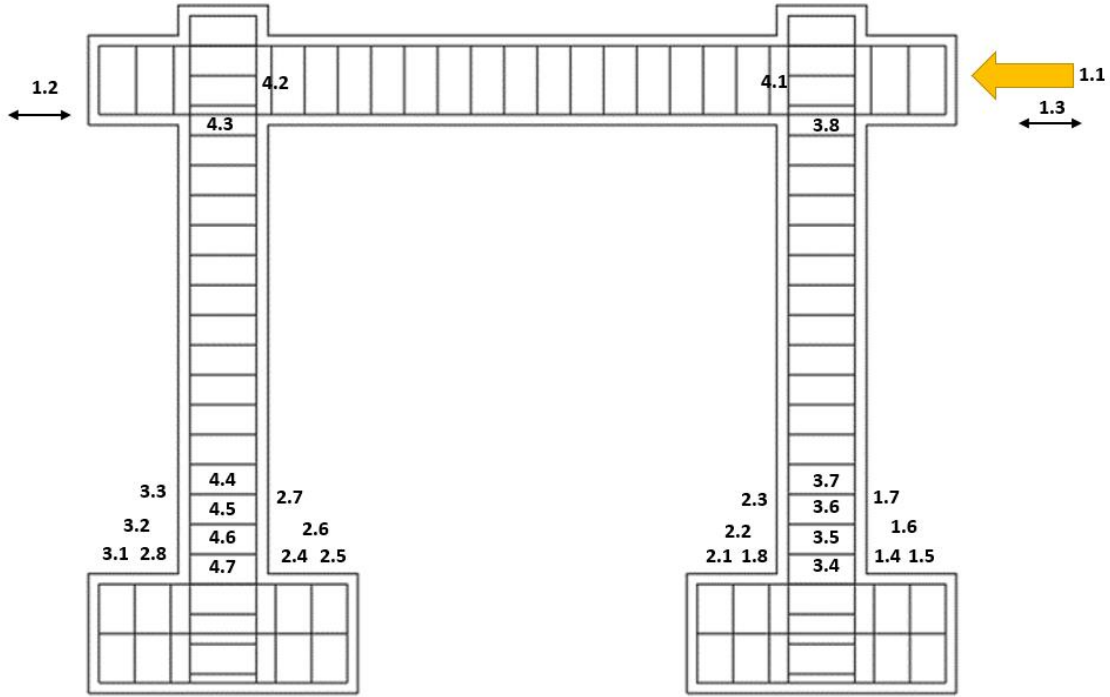


Şekil 3.17 : Veri toplama cihazı.

Çizelge 3.2 : Ölçüm, yükleme ve veri toplama sisteminde kullanılan cihazlar.

Malzeme Adı	Kullanım Amacı	Marka	Ölçüm Kapasitesi
Yer değiştirme ölçer	Toplam yatay yer değiştirmenin ölçümü	OPKON	200 mm
Yer değiştirme ölçer	Düşey yer değiştirmelerin ölçümü	OPKON	50 mm, 100 mm
Birim şekil değiştirme ölçer	Donatıda meydana gelen şekil değiştirmelerin ölçümü	TML	10 mm
Veri aktarma cihazı	Ölçüm aletlerinden elde edilen verilerin dijital ortama aktarılması	Testbox 1001	8 Kanallı
Yük hücresi	Uygulanan yanal yükün tespit edilmesi	CAS	100 Ton
Hidrolik piston	Yanal yükleme	Enerpac	60 Ton
Hidrolik piston	Eksenel yükleme	Enerpac	100 Ton
Çift etkili el pompası	Hidrolik pistonun yük aktarımını sağlama	Enerpac	700 Bar

Deneyisel süreçte kullanılan tüm cihazların kullanım amaçları, kapasiteleri ve marka/model bilgileri Çizelge 3.2’de özet olarak sunulmuştur. Bu ölçüm aletlerinin deney numunesindeki yerleşim konumları Şekil 3.19’da gösterilmekte. Çizelge 3.3’de ise kullanılan alet teçhizatların veri toplama cihazına yerleşim sıraları belirtilmektedir.



Şekil 3.18 : Potansiyometrelerin konumları.

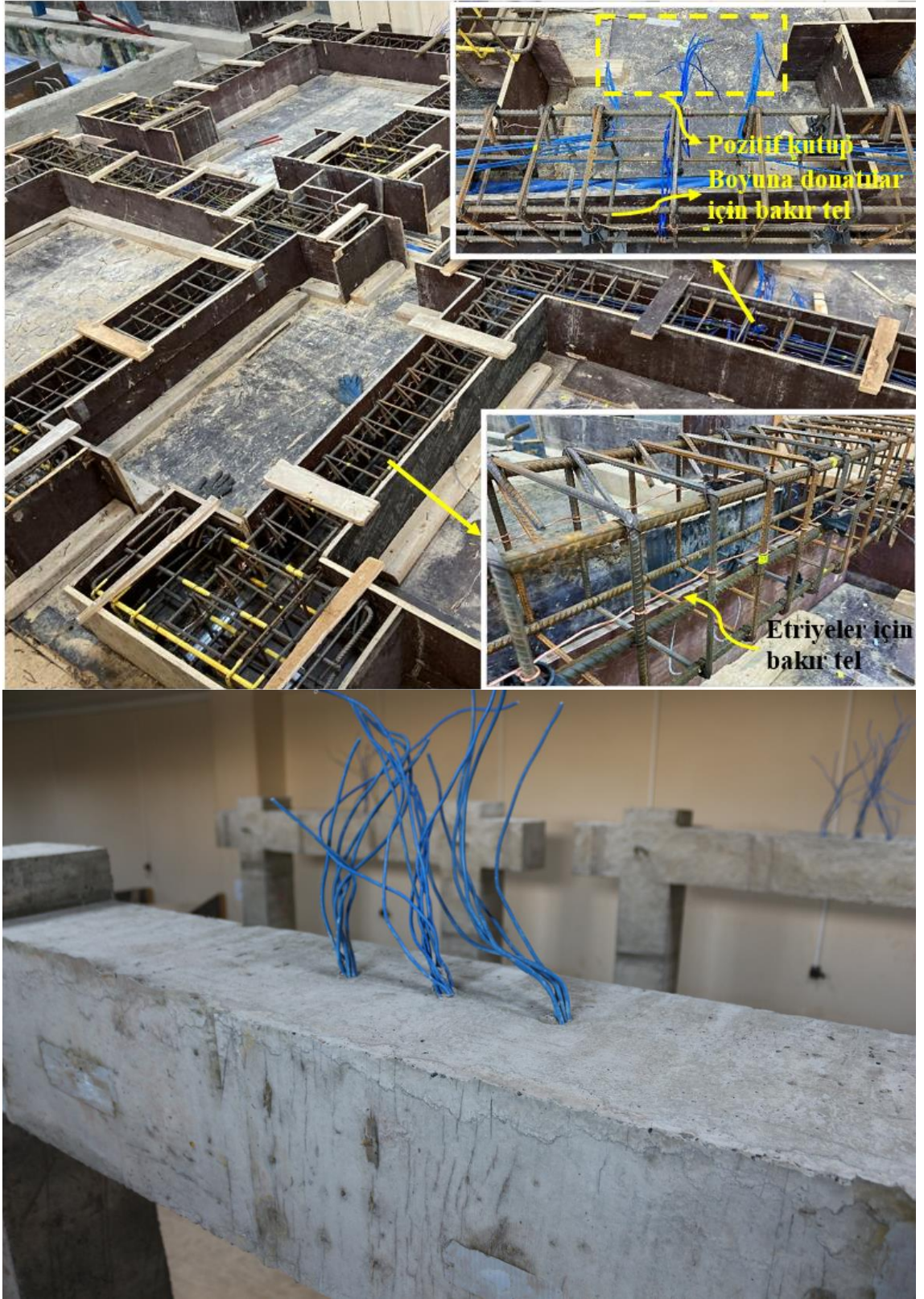
Çizelge 3.3 : Ölçüm düzeneği numaralandırma detayı.

	Kanal							
	1	2	3	4	5	6	7	8
VTC 1	YH	LVDT- 200	LVDT- 200	LVDT- 50	LVDT- 50	LVDT- 100	LVDT- 100	LVDT- 50
VTC 2	LVDT- 100	LVDT- 100	LVDT- 100	LVDT- 50	LVDT- 50	LVDT- 100	LVDT- 100	LVDT- 50
VTC 3	LVDT- 100	LVDT- 100	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10
VTC 4	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10	BŞDÖ- 10

BŞD: Birim şekil değiştirme ölçer, VTC: Veri toplama cihazı, LVDT: Potansiyometre

3.6 Hızlandırılmış Korozyon Yöntemi

Hızlandırılmış korozyon yöntemi kullanılarak doğal ortam koşullarında uzun yıllar sürecek paslandırma olayı laboratuvar ortamında kısa sürelerde gerçekleştirilmektedir. Deney numunelerinde homojen bir korozyon dağılımı elde etmek amacıyla beton dökümünden önce Şekil 3.20’de görüldüğü üzere önce tüm donatılar 4 mm çapında paslanmaz bakır teller (yani, pozitif terminal) ile donatılmıştır.



Şekil 3.19 : Bakır kablolar.

Araştırma kapsamındaki hızlandırılmış korozyon deneylerinin gerçekleştirilmesi için korozyon havuzu inşa edilmiştir (Şekil 3.21). Korozyon havuzunun uzun süreli sıvı basıncı etkilerine karşı dayanıklı olması ve deney sürecinde yaşanacak olumsuzlukların önüne

geçilmesi amacıyla havuzun üretiminde kullanılmak üzere 50 MPa beton basınç dayanımına sahip beton kullanılmıştır (Şekil 3.22)



Şekil 3.20 : Betonarme paslandırma havuzu demir ve kalıp işleri.



Şekil 3.21 : Betonarme paslandırma havuzu beton dökümü.

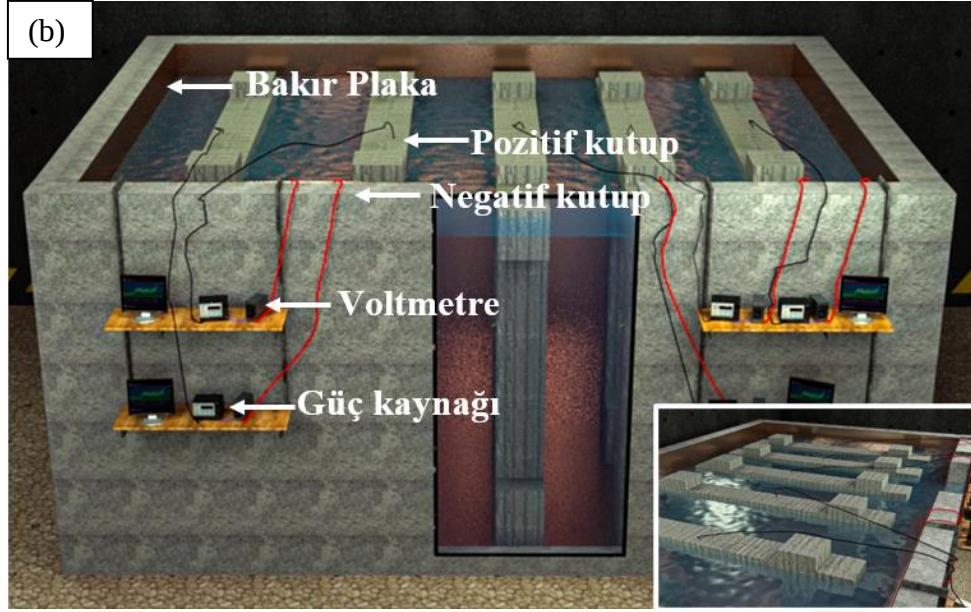
Olası su sızıntılarının önüne geçmek amacıyla yüksek beton basınç dayanımına sahip beton kullanımına ek olarak havuzun iç yüzeyi TS EN 14891 standartlarına uygun çimento esaslı çift bileşenli (A-su izolasyon harcı, B-tam elastik izolasyon bileşeni) su izolasyon sıvası ve polyester keçeli bitümlü izolasyon su yalıtım membranı ile kaplanmıştır (Şekil 3.23).



Şekil 3.22 : Betonarme paslandırma havuzu yalıtım işleri a) Çift bileşenli izolasyon uygulaması, b) membran uygulanması

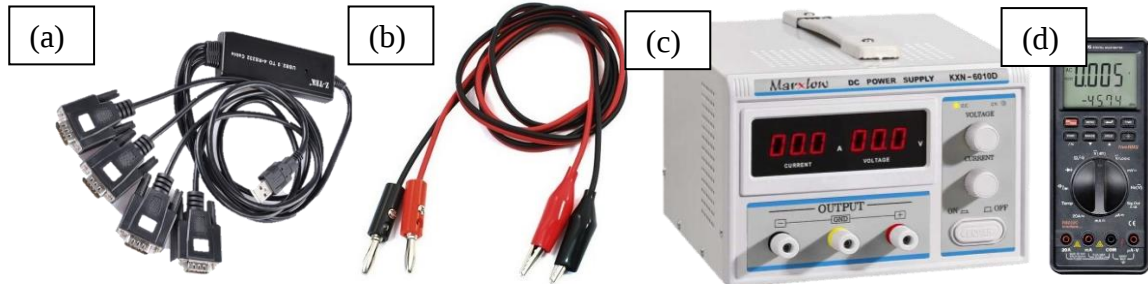
İnşa edilen betonarme paslandırma havuzu ve şematik görüntüsü Şekil 3.24’te gösterilmektedir.





Şekil 3.23 : Hızlandırılmış korozyon yöntemi: (a) test düzeneği; (b) şematik görüntü.

Şekil 3.24'te 60 V (Volt) voltaja ve 0-10 A (Amper) aralığında akım üretme potansiyeline sahip ayarlanabilir güç kaynağı kullanılmıştır. Devrede boyuna donatından uzatılmış olan bakır teller, anot görevi görmesi için güç kaynaklarının pozitif terminaline bağlanmıştır. Betonarme çerçeve numunelerini çepeçevre sarması ve katot görevi görmesi amacıyla, korozyon havuzuna paslanmaz bakır levhalar yerleştirilmiştir. Sistemden geçen akımın her 60 saniyelik aralıklarla kaydedilmesi amacıyla her bir numuneye dijital voltmetreler bağlanmıştır (Şekil 3.25).



Şekil 3.24 : Hızlandırılmış korozyon devre elemanları a) RS232 kablo, b) Krokodil uçlu kablo, c) ayarlanabilir güç kaynağı, d) multimetre.

Denklem 3.5 ile ifade edilen Faraday Kanunu, sadece teorik olarak tasarlanmış korozyon seviyelerine ulaşıldığının izlenmesi amacıyla kullanılmıştır.

$$k\ddot{u}t\ddot{u}l\ddot{e} \text{ kay}b\ddot{ı} = \frac{t(s) \times I(A) \times 55.847}{2 \times F} \quad (3.5)$$

Burada $t(s)$ korozyonun uygulandığı süreyi ve $I(A)$ sistemden geçen akım değerini, 55.847 (g/mol) demir için molar kütle ve F değeri 96.487 (coulomb) ise Faraday sabitini temsil etmektedir. Daha önce de belirtildiği üzere, Faraday Kanunu sadece teorik korozyon oranlarının tespit edilmesi amacıyla kullanılmıştır. Gerçek korozyon seviyeleri, yükleme deneylerinin ardından betonarme çerçeve numunelerinin kırılması ve çıkarılan tüm donatıların tekrar tartılması sonucu elde edilen değerlerin Denklem 3.6'da işleme alınmasıyla elde edilmektedir.

$$CL = \frac{m_i - m_f}{m_i} \times 100 \quad (3.6)$$

Burada, m_i , donatının ilk külesini ve m_f donatının son külesini ifade etmektedir. Donatının kesit alanındaki ortalama kayıp (ΔA_s), Denklem 3.7 kullanılarak hesaplanmıştır:

$$\Delta A_s = A_s \times \frac{\Delta m}{m} \quad (3.7)$$

Burada ΔA_s , donatının kesit alanındaki kaybı (mm^2), A_s korozyonsuz donatının kesit alanını (mm^2) ve Δm , Denklem 3.8 kullanılarak hesaplanan birim uzunluk başına düşen kütle kaybını (g/mm) temsil etmektedir.

$$\Delta m = m - m' \quad (3.8)$$

Burada m ve m' sırasıyla korozyona maruz bırakılmayan ve korozyona maruz bırakılan donatının birim uzunluk başına düşen külesidir (g/mm). Önceki çalışmalar (Yalçiner ve Kumbasaroğlu, 2021) dikkate alınan korozyon oranı (yani maksimum korozyon seviyeleri, ortalama korozyon seviyeleri) seçiminin yapısal davranışta farklı yorumlara olanak sağladığı belirtilmiştir. Bu nedenle Denklem 3.6 kullanılarak elde edilen korozyon oranına ek olarak, korozyon oranı hesabında Denklem 3.9'da kullanılmıştır. Denklem 3.9 ile hesaplanacak ortalama korozyon oranları, donatı çapına bağlı olarak boyuna donatı ve etriyelerdeki kütle kayıplarını hesaplamaktadır.

$$\text{Ortalama korozyon oranı (\%)} = \frac{A_{16}W_{16}}{A_t} + \frac{A_{20}W_{20}}{A_t} + \frac{A_{16}W_{216}}{A_t} \quad (3.9)$$

Mevcut tez çalışmasında, betonarme çerçeve numunelerinin her bir donatı çubuğundaki gerçek korozyon seviyeleri elde edilmiştir. Çalışmadan elde edilen gerçek korozyon seviyeleri, diğer çalışmalarda (örneğin, Almusallam ve diğ. 1996; Yalçiner ve diğ. 2020)

olduğu gibi, donatının uzunluğu boyunca üniform korozyon olarak kabul edilen kütle kaybına dayanmaktadır. Donatı yüzeylerinin herhangi bir bölgesinde oluşabilen ve farklı kesit kaybına sebep olan derin çukur korozyonunun meydana gelmesiyle, ortaya çıkan üç-boyutlu farklılıklar nedeniyle korozyona uğramış betonarme elemanların yapısal davranışının farklı olabileceği ve farklı bir çalışmanın yapılmasını gerektirdiği düşünülmektedir. Korozyonun saha çalışmalarında değerlendirilmesinden elde edilecek bulgularla gerçekleştirilecek analizlerde çukur korozyon durumunun dikkate alınması oldukça zor ve zahmetli süreçler gerektirmektedir.



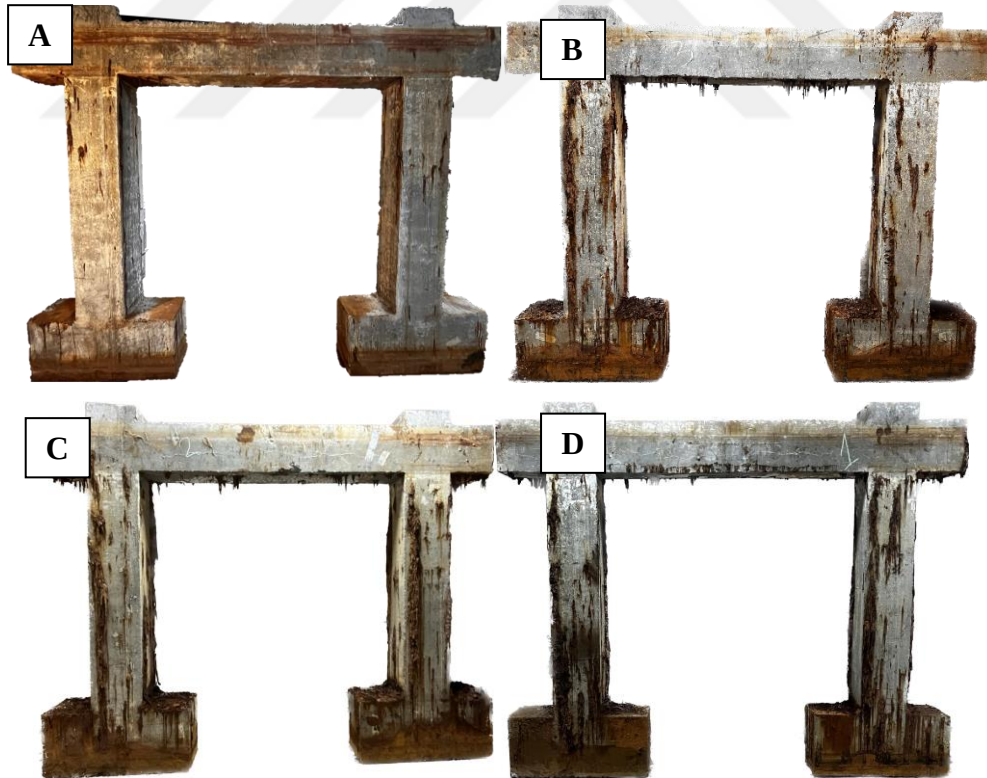
4. ARAŞTIRMA BULGULARI

4.1 Gerçek Korozyon Oranları

Deney numuneleri, korozyon sürecinin tamamlanmasının ardından 5 ton taşıma kapasitesine sahip seyyar vinç yardımıyla paslandırma havuzundan çıkarılmıştır (Şekil 4.1). Havuzdan çıkarılan numunelerin korozyon sonrası görüntüleri Şekil 4.2’de gösterilmektedir.



Şekil 4.1 : Betonarme çerçevelerin taşınması.



Şekil 4.2 : Korozyon süreci tamamlanan numuneler: (a) RCF₁ (b) RCF₂ (c) RCF₃, (d) RCF₄.

Hızlandırılmış korozyon sürecinden önce hedef korozyon oranları Faraday Kanununa göre teorik olarak hesaplanmıştır. Betonarme çerçevelerin gerçek korozyon oranlarının belirlenmesi amacıyla tersinir tekrarlanır yükleme deneylerinin ardından Şekil 4.3’de gösterildiği üzere korozyona maruz bırakılmış deney numuneleri hilti yardımıyla kırılmıştır.



Şekil 4.3 : Deney numunelerinin kırılması.

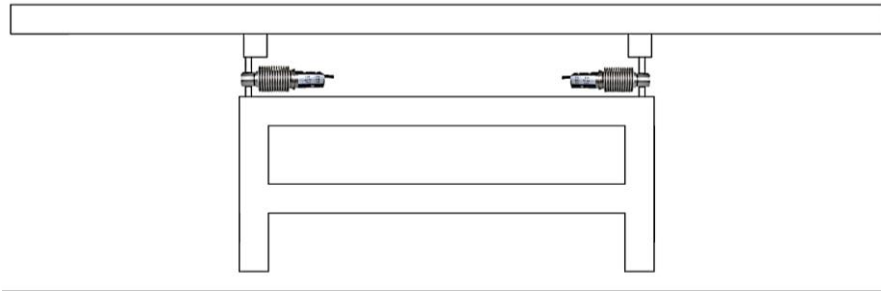
Gerçekleştirilen kırım işlemiyle birlikte her bir boyuna ve enine donatı beton içerisinden çıkarılmıştır. Korozyon sonrası numunelerin kaybettiği kütle kaybının sağlıklı olarak belirlenmesi amacıyla, donatı yüzeyindeki tüm atık beton ve pas ürününün temizlenmesi gerekmektedir. Bu kapsamda tüm donatılara ASTM G1-03 (2003) standardına göre önce mekanik ardından kimyasal temizleme işlemi uygulanmıştır. Mekanik temizleme işleminde saçaklı tel fırça kullanılmıştır. Kimyasal temizleme işlemi ise Clarke çözeltisi hazırlanarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.4’te mekanik temizleme işlemi ve kimyasal temizleme işlemi için hazırlanan sızdırmaz havuz görülmektedir.



Şekil 4.4 : Mekanik ve kimyasal temizleme işlemi.

Temizleme sürecinin tamamlanmasının ardından korozyona uğramış donatıların son kütle değerleri iki noktadan yük hücresine sahip 0.5 gr hassasiyetli terazi kullanılarak elde edilmiştir (Şekil 4.5).



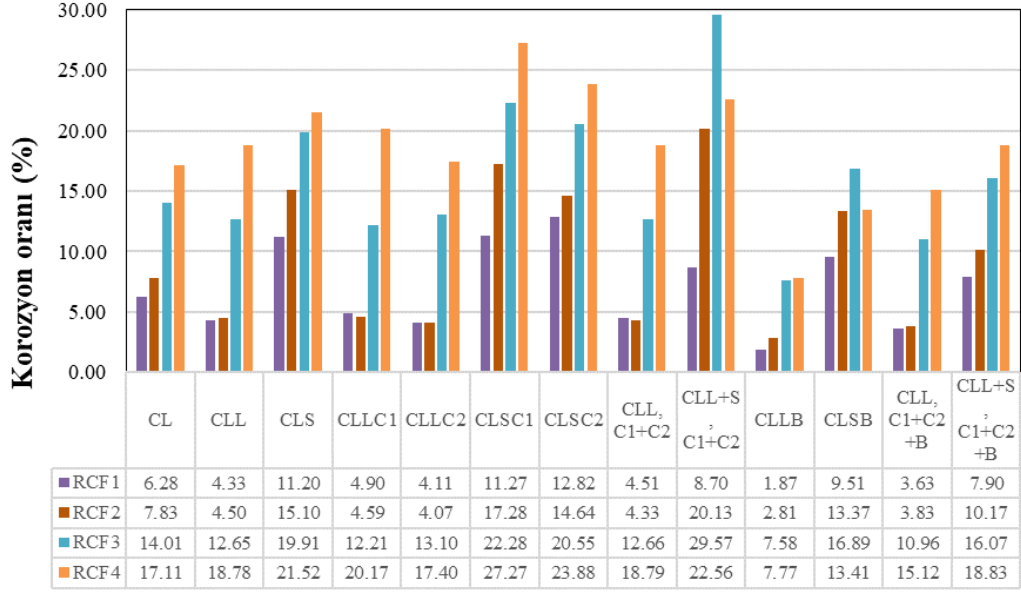


Şekil 4.5 : Donatıların tartılması.

Literatür incelendiği zaman korozyona maruz kalmış betonarme elemanlar üzerinde gerçekleştirilen deneysel çalışmalarda farklı korozyon oranlarının dikkate alındığı görülmektedir. Literatürdeki bu farklılık dikkate alınarak tez çalışması kapsamında Çizelge 4.1’de gösterilen korozyon oranları elde edilmiştir. Çizelge 4.1’de yer alan sınıflandırmalarda Denklem 3.5 ve 3.9 dikkate alınarak elde edilen gerçek korozyon oranlarına yer verilmiştir. Çizelge 4.1’de tanımlanan korozyon oranları Şekil 4.6’da gösterilmektedir.

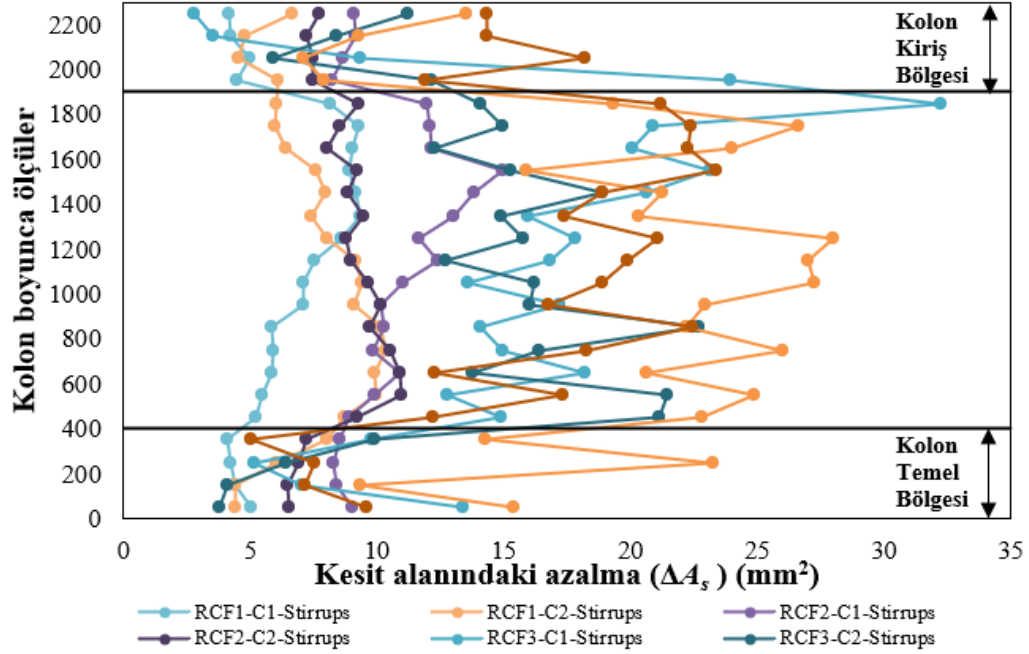
Çizelge 4.1 : Denklem 3.5 ve 3.9’a göre tanımlanan korozyon oranları.

Korozyon Tipi	Tanımlamalar	Denk.
CL	Ortalama korozyon oranı	
CL _L	Boyuna donatıların korozyon oranı	
CL _S	Etriyelerin korozyon oranı	
CL _{L,C1}	C1 kolonunun boyuna donatılarının ortalama korozyon oranı	
CL _{L,C2}	C2 kolonunun boyuna donatılarının ortalama korozyon oranı	(3.5)
CL _{S,C1}	C1 kolonunun etriyelerinin ortalama korozyon oranı	
CL _{S,C2}	C2 kolonunun etriyelerinin ortalama korozyon oranı	
CL _{L, C1+C2}	C1 ve C2 kolonlarının ortalama korozyon oranı	
CL _{L+S, C1+C2}	C1 ve C2 kolonlarının ortalama korozyon oranı	
CL _{L, C1+C2+B}	C1, C2 ve kirişin boyuna donatılarının ortalama korozyon oranı	(3.9)
CL _{L+S, C1+C2+B}	C1, C2 ve kirişin boyuna donatılar ve etriyelerinin ortalama korozyon oranı	

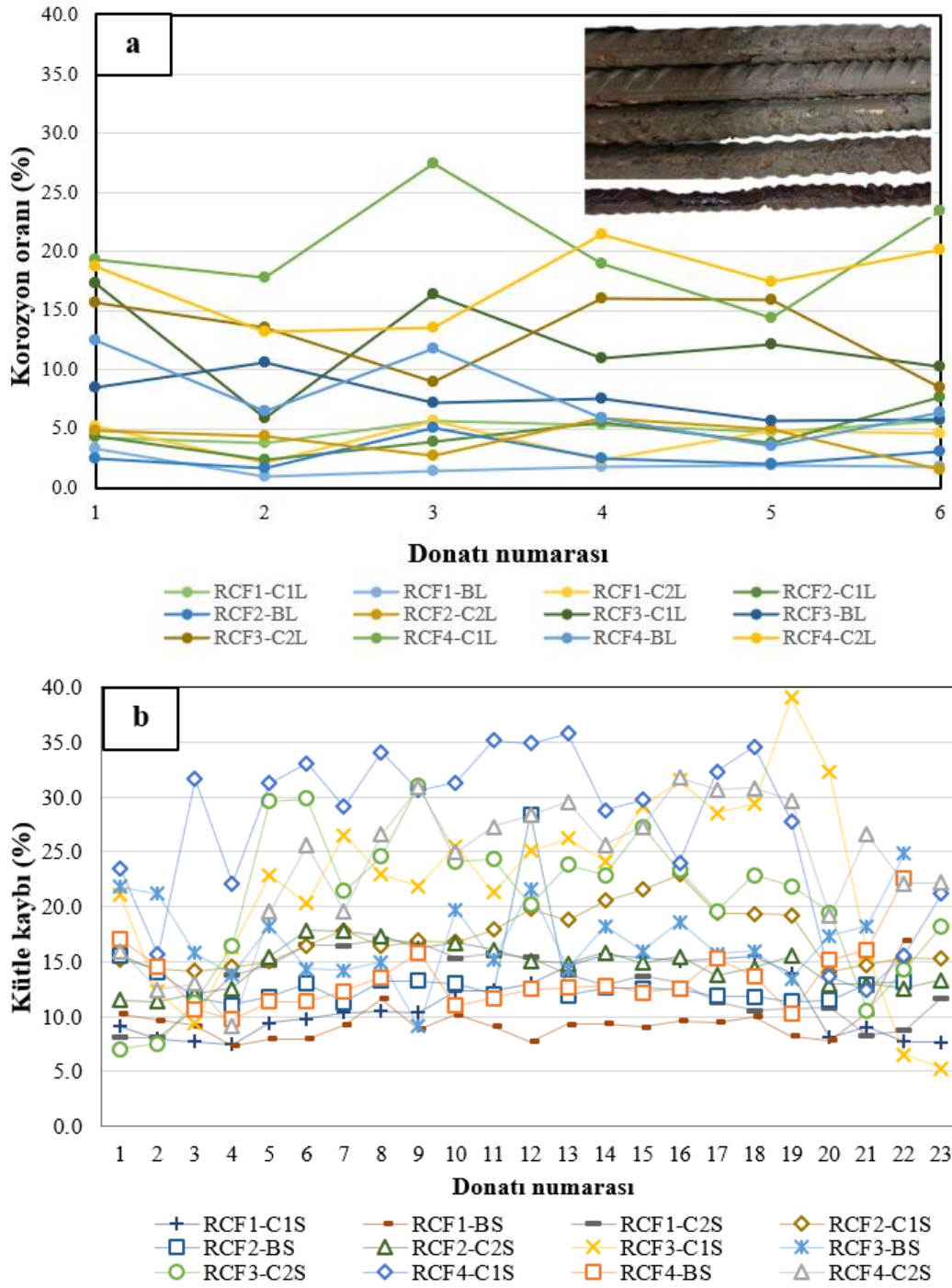


Şekil 4.6 : Denklem 3.5 ve 3.9'a göre hesaplanan korozyon oranları.

Şekil 4.7 dikkate alındığında, korozyona maruz bırakılan deney numunelerinin tüm donatılarından özdeş akım geçtiği kabulüne dayanarak kolon kiriş birleşim bölgesinde düşük korozyon oranı oluşmasının temel nedeni bu bölgedeki betonun donatı yüzey alanına göre düşük seviyede olması olarak açıklanabilir.



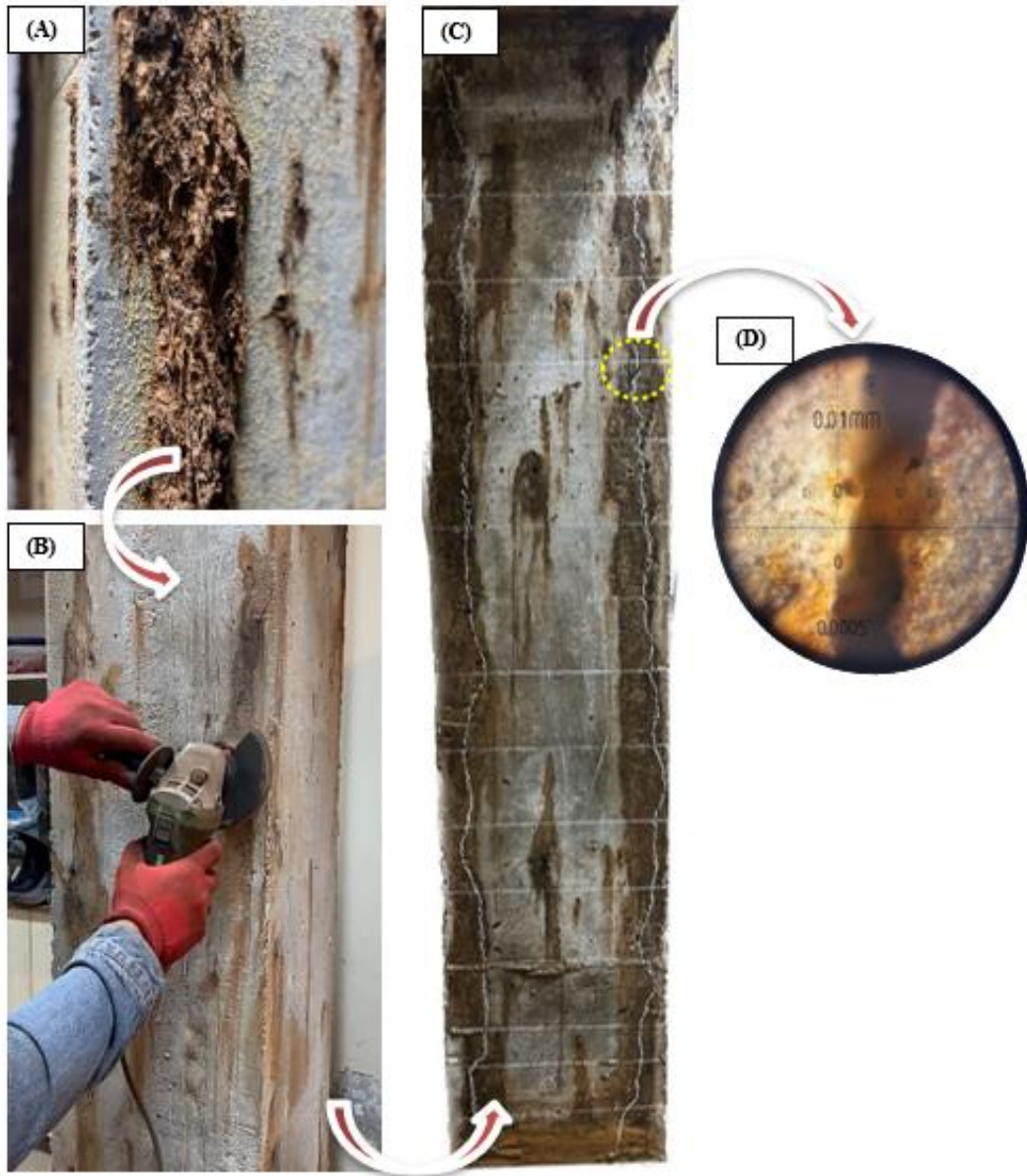
Şekil 4.7 : Kolon boyunca kesit alanındaki azalmalar.



Şekil 4.8 : Korozyon seviyelerinin dağılımı: (a) Denklem 3.5 ve 3.9'a göre korozyon oranları, b) Boyuna donatıların korozyon oranı, c) Etriyelerin korozyon oranı.

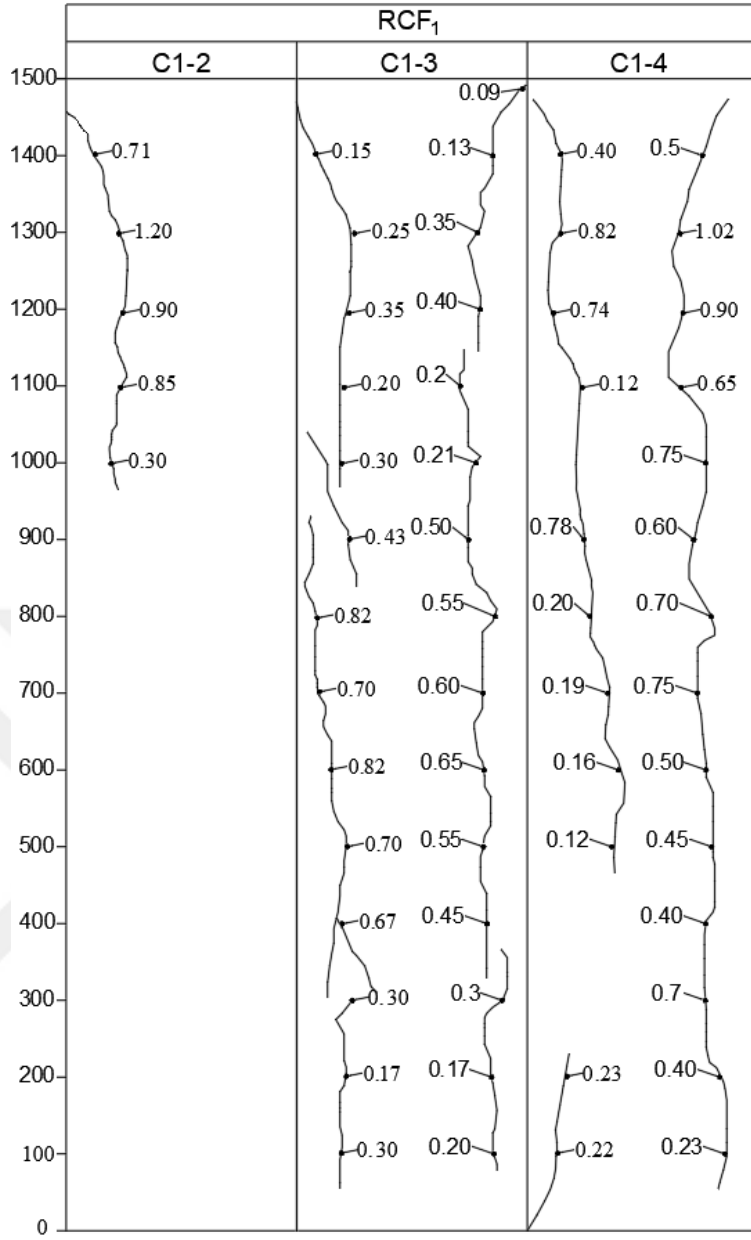
4.1.1 Korozyon sonrası birincil çatlak genişliği değerleri

Hızlandırılmış korozyon sürecinin tamamlanmasının ardından betonarme çerçevelerinin çatlak genişliklerinin ölçümü için beton yüzeyi saçak tel fırça yardımıyla temizlenmiştir (Şekil 4.9). Çatlak genişliği değerleri temel betonunun üzerinden itibaren her 100 mm lik ölçü değeri için çatlak mikroskobu kullanılarak elde edilmiştir.



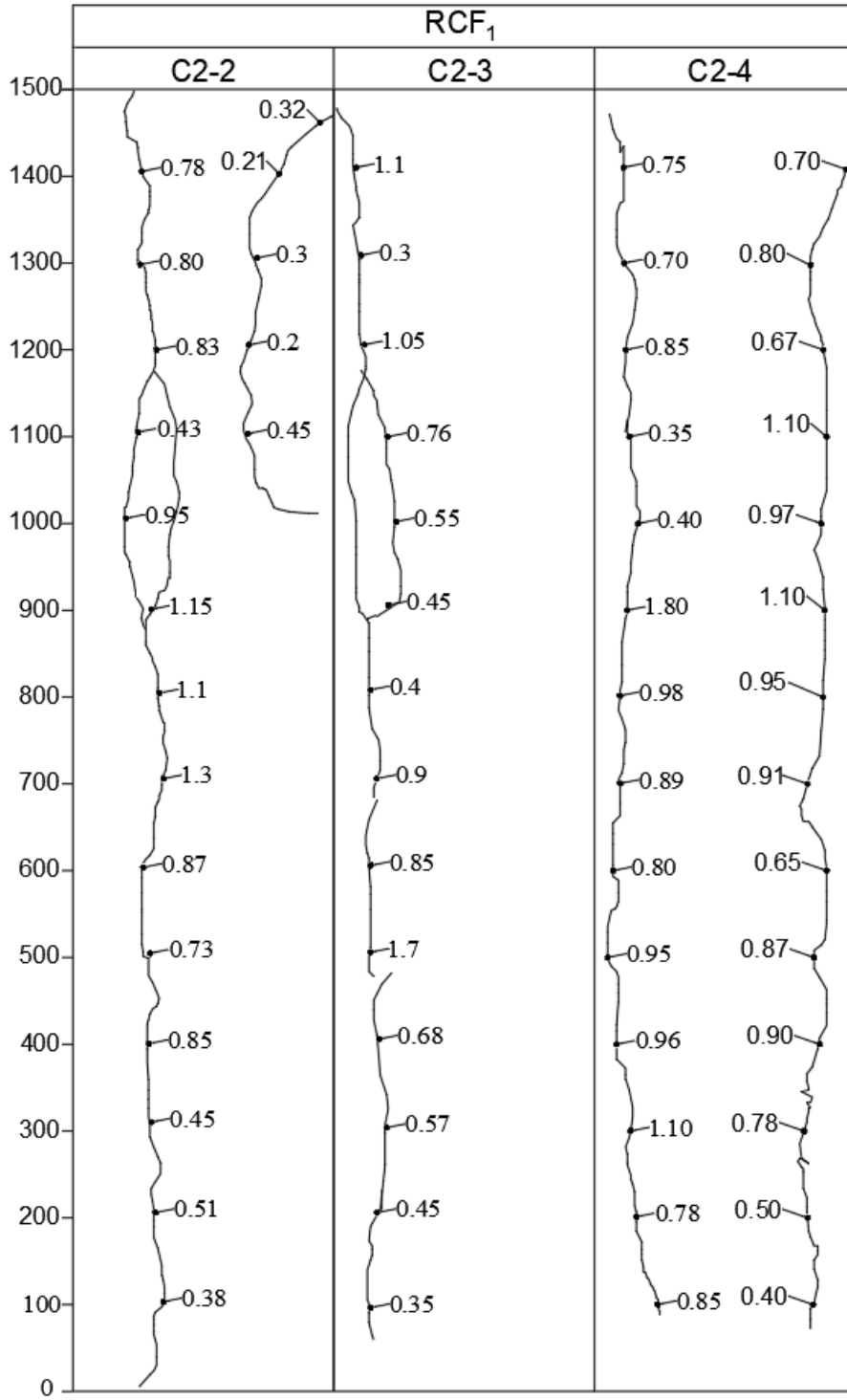
Şekil 4.9 : Çatlak genişliklerinin ölçümü: (a) Korozyon ürünlü yüzey, (b) Yüzeyin temizlenmesi, (c) Örnek çatlak ölçümü, (d) Çatlakların haritalandırılması.

RCF₁ numunesinin üç yüzeyi için alınan çatlak genişliği ölçüm değerleri Şekil 4.10'da görülmektedir. Elde edilen ölçümlerden RCF₁ numunesinin C1 kolonu için ortalama çatlak genişliği değeri 0.34 mm olarak elde edilmiştir. Korozyona maruz kalmış diğer numuneler dikkate alındığında numunenin 2 olarak tanımlanan yüzeyinde çatlak oluşumunun sınırlı düzeyde kaldığı görülmektedir. Bu durumun temel sebebinin 2 ile tanımlanan yüzeyde boyuna donatı korozyon oranının diğer yüzeylere göre düşük düzeyde olması ve 3-4 ile tanımlanan yüzeylerde meydana gelen korozyon çatlak genişliklerinin daha erken seviyelerde oluşmasından kaynaklandığı düşünülmektedir.



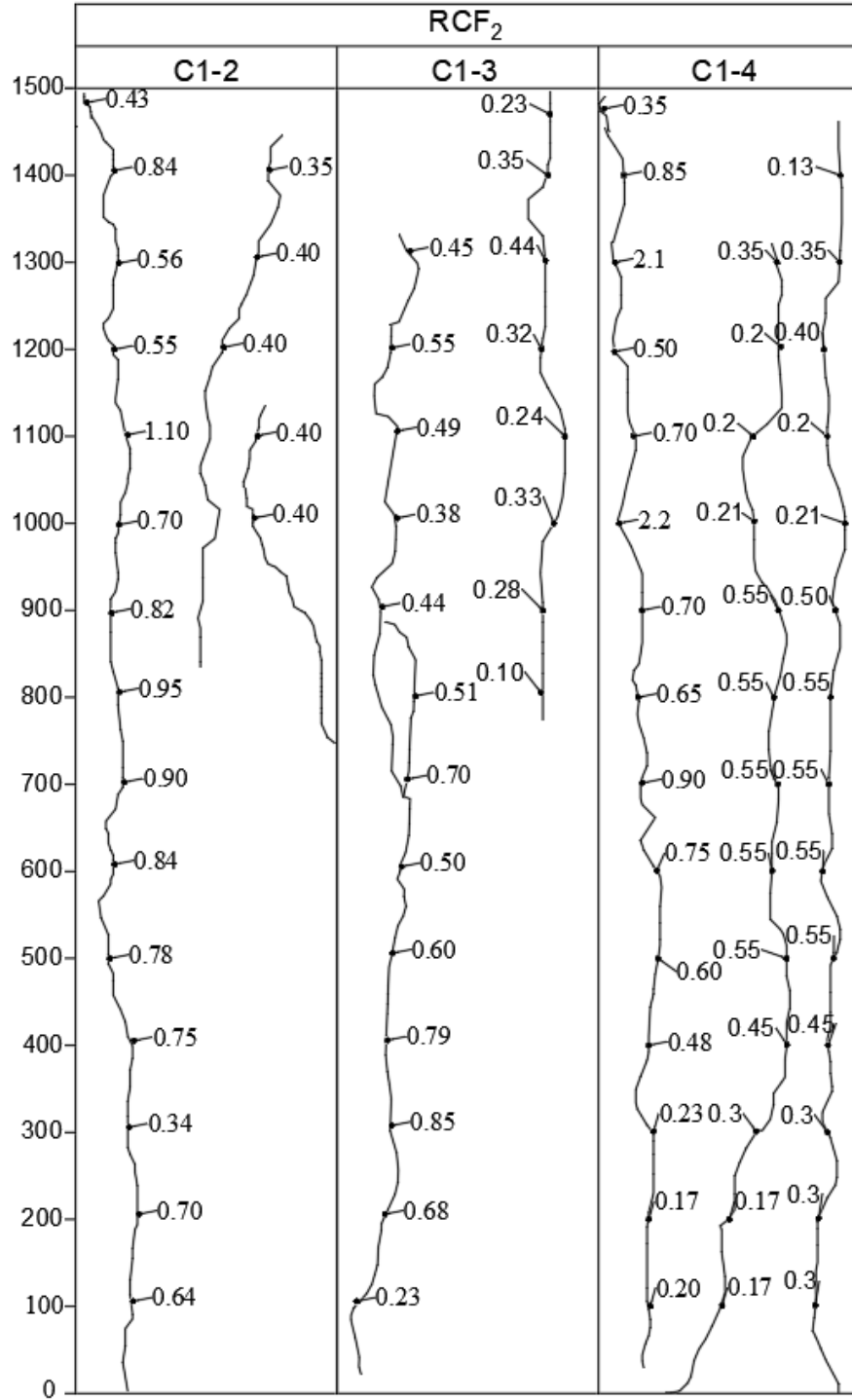
Şekil 4.10 : RCF₁ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

Elde edilen ölçümlerden RCF₁ numunesinin C2 kolonu için ortalama çatlak genişliği değeri 0.28 mm olarak elde edilmiştir (Şekil 4.11). C1 kolonunun hem boyuna donatı korozyon oranı hem de etriye korozyon oranının C2 kolonuna göre yüksek olması çatlak genişliği değerlerini de doğrudan etkilemiştir.



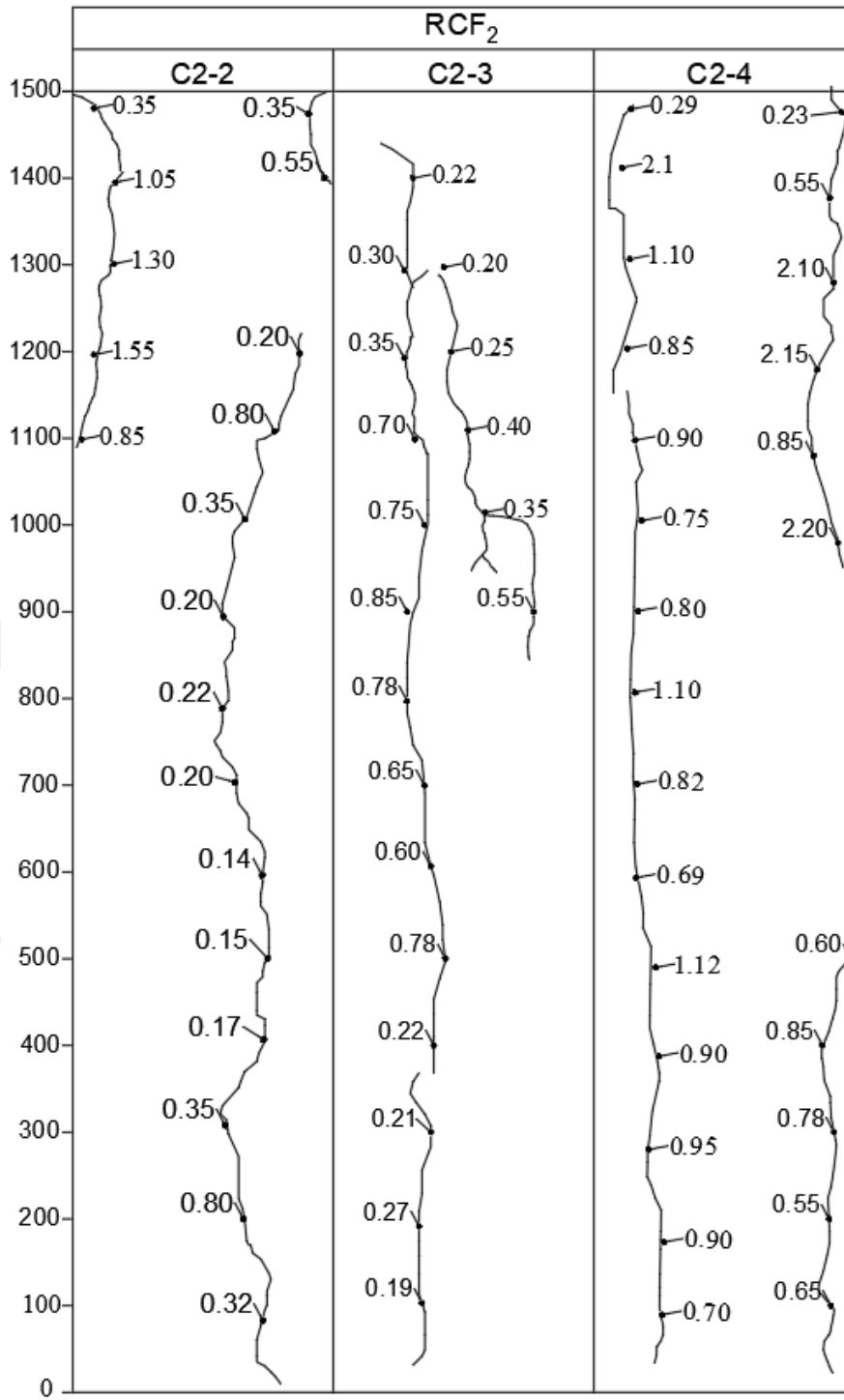
Şekil 4.11 : RCF₁ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

RCF₂ numunesinin üç yüzeyi için alınan çatlak genişliği ölçüm değerleri Şekil 4.12’de görülmektedir. Elde edilen ölçümlerden RCF₂ numunesinin C1 kolonu için ortalama çatlak genişliği değeri 0.35 mm olarak elde edilmiştir.



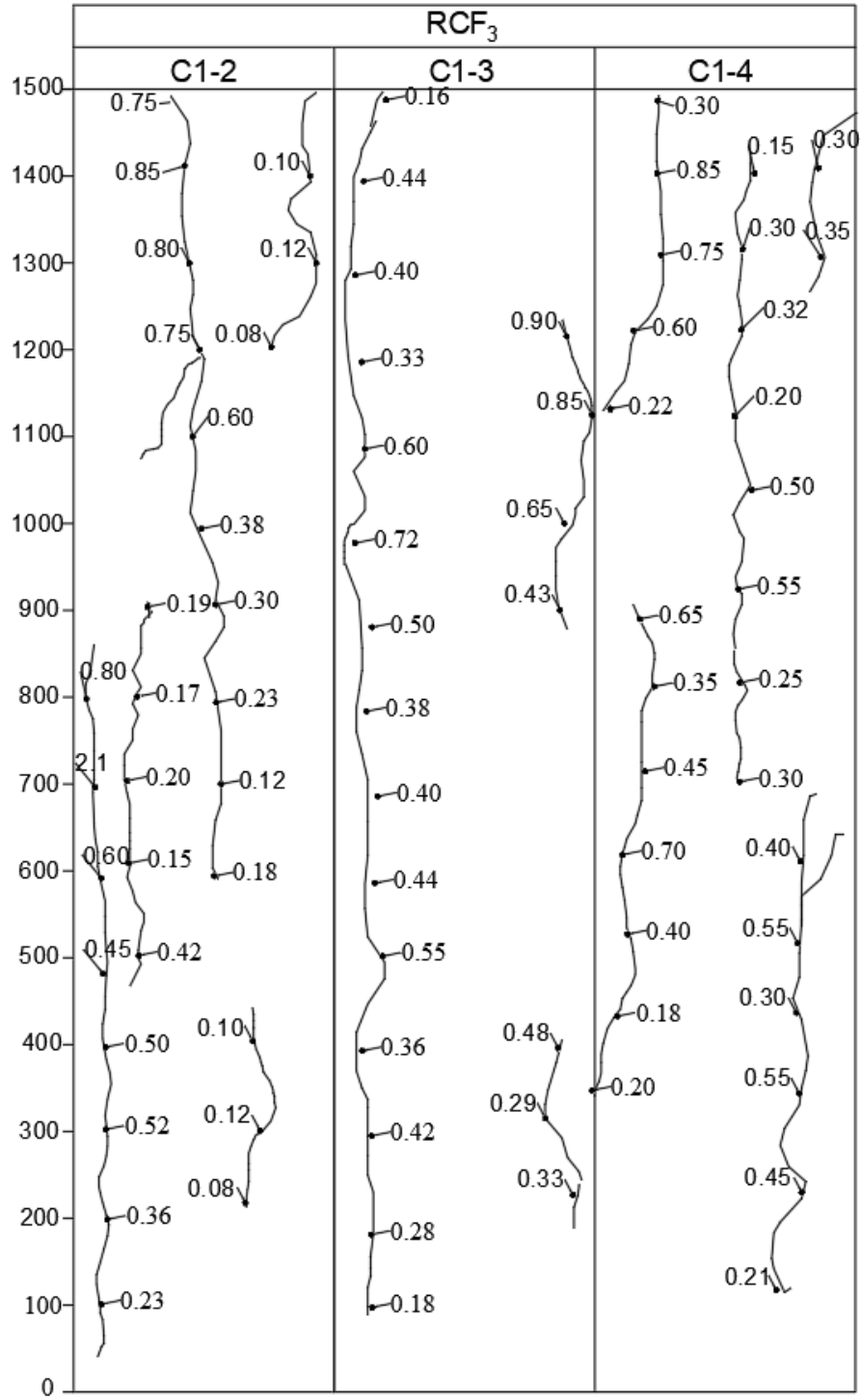
Şekil 4.12 : RCF₂ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

Elde edilen ölçümlerden RCF₂ numunesinin C2 kolonu için ortalama çatlak genişliği değeri 0.37 mm olarak elde edilmiştir. RCF₂ numunesinin C1 kolonu dikkate alındığında C2 kolonunda meydana gelen çatlakların yer yer kabuk dökülmeleri şeklinde olduğu görülmüştür.



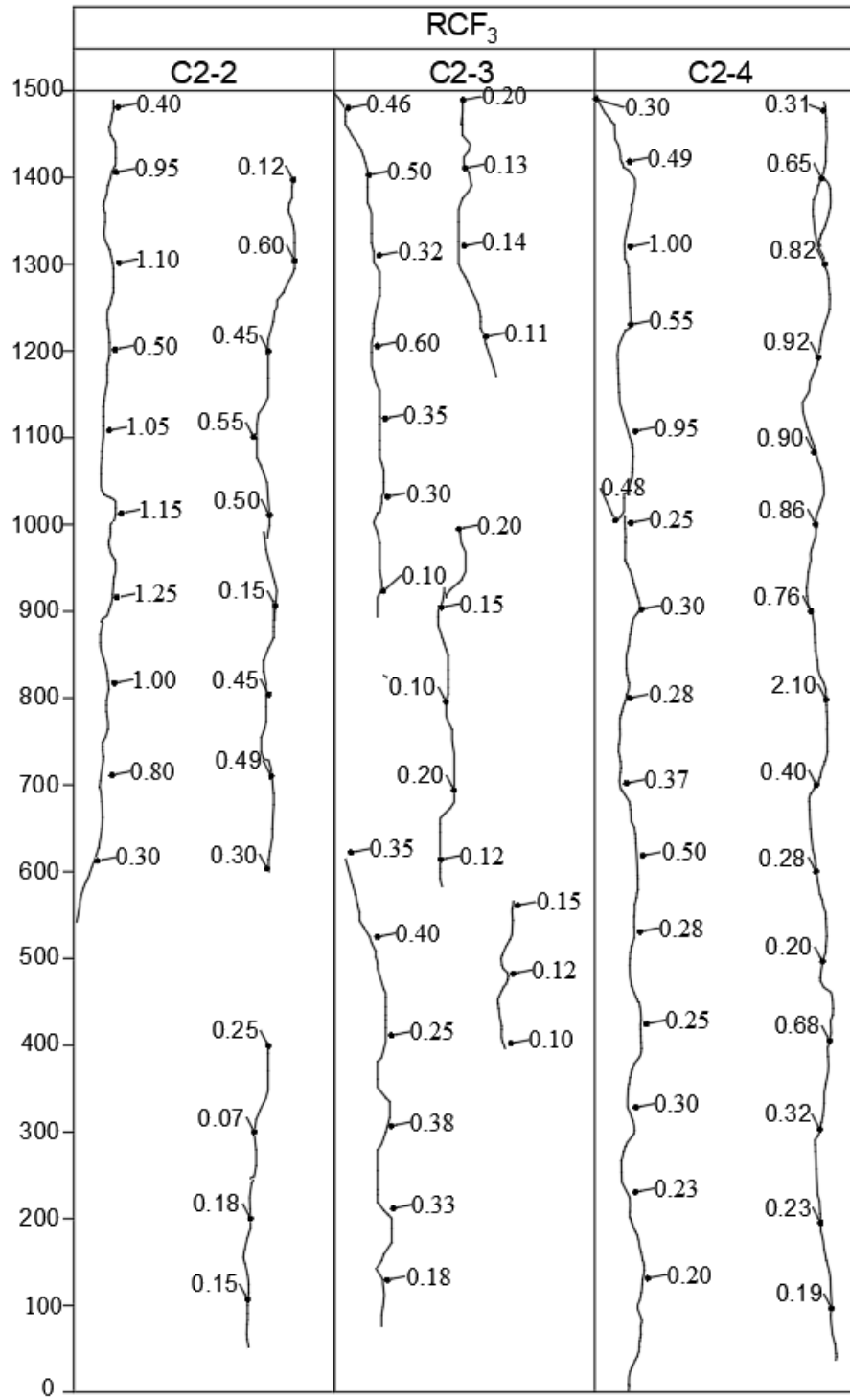
Şekil 4.13 : RCF₂ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

Korozyon oranının artmasıyla birlikte donatı yüzeyinde biriken pas ürününün meydana getirdiği hacimsel genişlemeler çatlak genişliğini artırmaktadır. RCF₃ numunesi için gerçekleştirilen çatlak ölçümleri Şekil 3.14'te gösterilmektedir. Ortalama çatlak genişliği değeri 0.39 mm olarak elde edilmiştir.



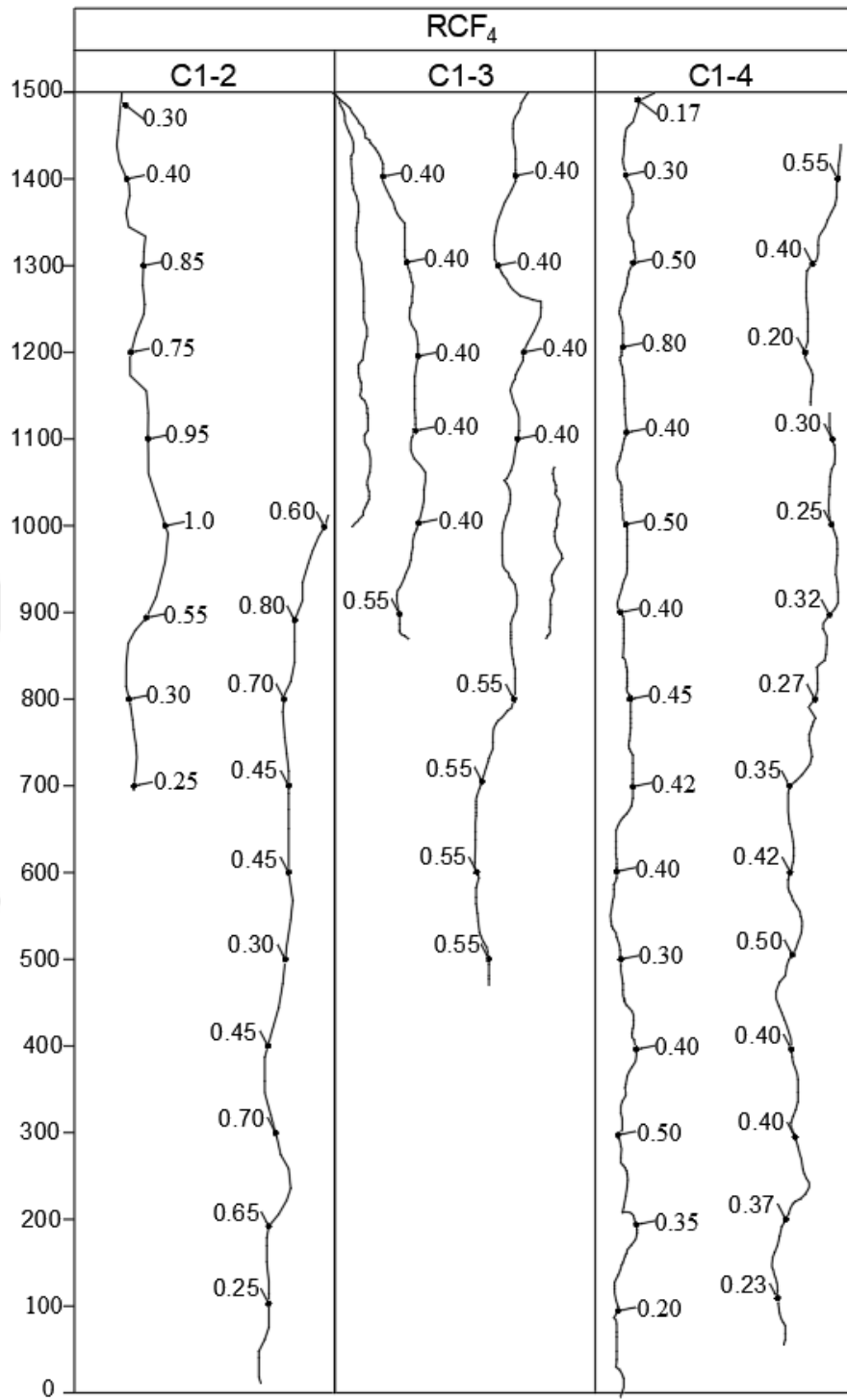
Şekil 4.14 : RCF₃ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

RCF₃ numunesi dikkate alındığında C2 kolonunun korozyon oranının C1 kolonuna göre daha yüksek olduğu araştırma bulguları bölümünde belirtilmektedir. Bu durum dikkate alınarak C2 kolonu için elde edilen çatlak genişliği değerinin daha yüksek düzeylerde olacağı beklentisi, elde edilen ölçüm sonuçları ile paralel olarak 0.44 mm olarak tespit edilmiştir.

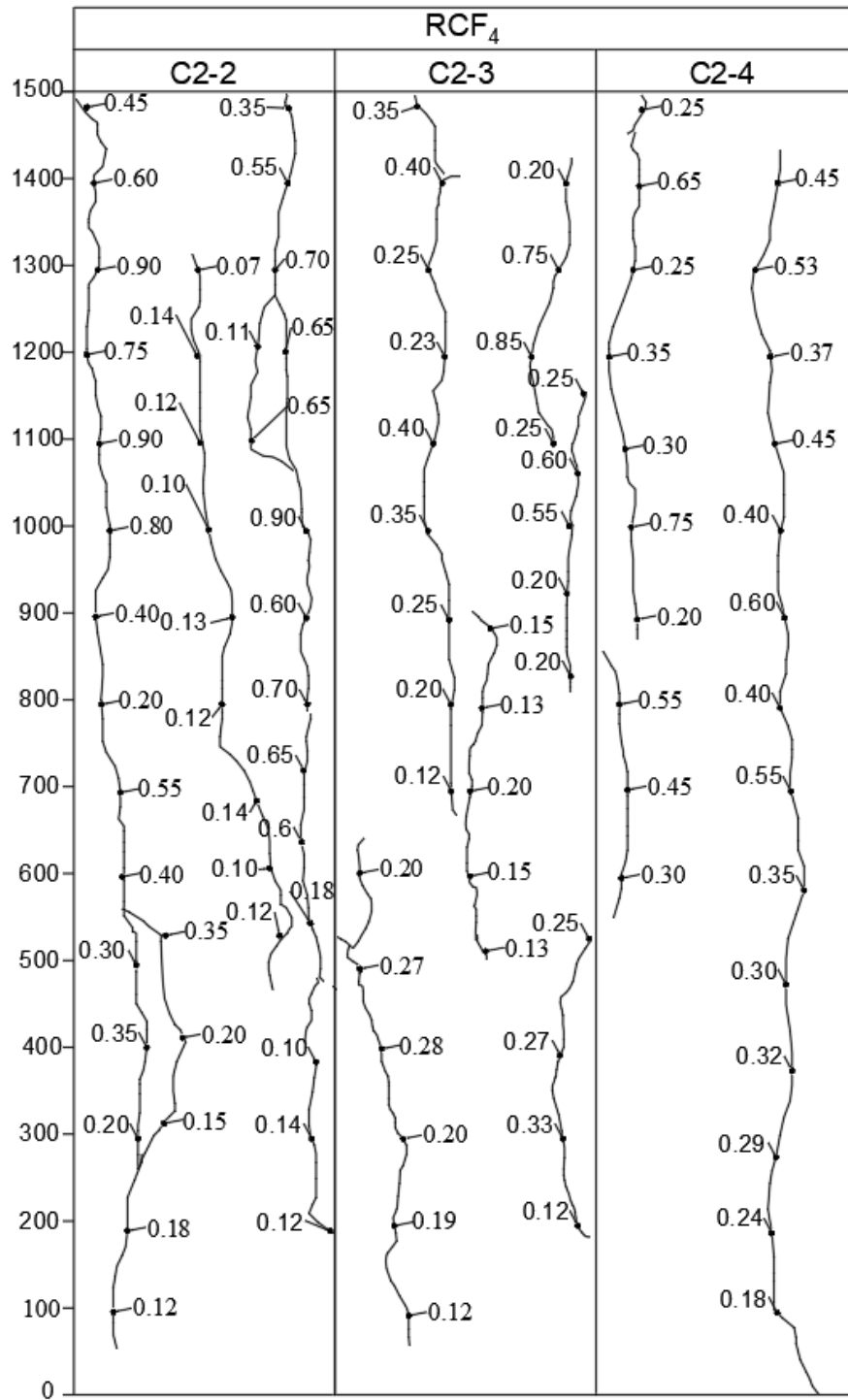


Şekil 4.15 : RCF₃ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

En yüksek korozyon oranına sahip RCF₄ numunesi için ölçülen çatlak genişlikleri Şekil 4.16'da gösterilmektedir. Elde edilen çatlak genişliği ölçüm değerleri dikkate alındığında korozyon oranlarıyla paralel olarak çatlak genişliklerinin diğer numunelere göre yüksek değerlerde olduğu gözlenmiştir. RCF₄ numunesinin C1 kolonu için elde edilen ortalama çatlak genişliği değeri 0.42 mm, C2 kolonu için ise 0.58 mm olarak ölçülmüştür.



Şekil 4.16 : RCF₄ çerçevesi C1 kolonu birincil çatlak genişlikleri.

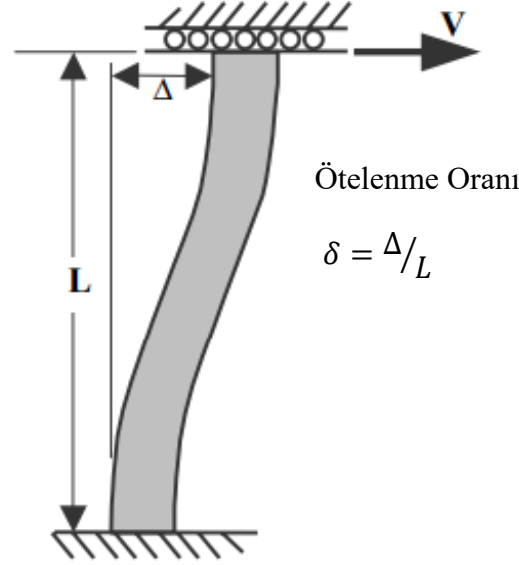


Şekil 4.17 : RCF₄ çerçevesi C2 kolonu birincil çatlak genişlikleri

4.2 Yük-Deplasman İlişkileri

Betonarme çerçevelerin yükleme deneyleri tersinir tekrarlanır yanal yük ve sabit %20 aksenal yük ($N_d = 0.2A_C \times f_{ck}$) etkisi altında gerçekleştirilmiştir. Yanal yük değerleri hidrolik pistonun uç bölümüne yerleştirilen yük hücresi ile çevrimlerde elde edilen yanal yer değiştirmeler kirişin orta noktasında yer alan potansiyometre ile elde edilerek deney

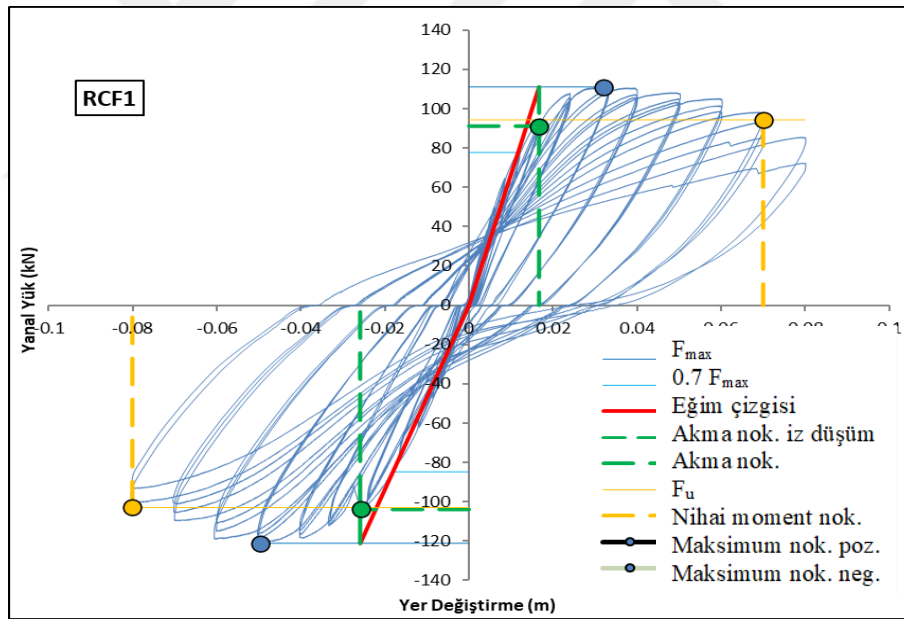
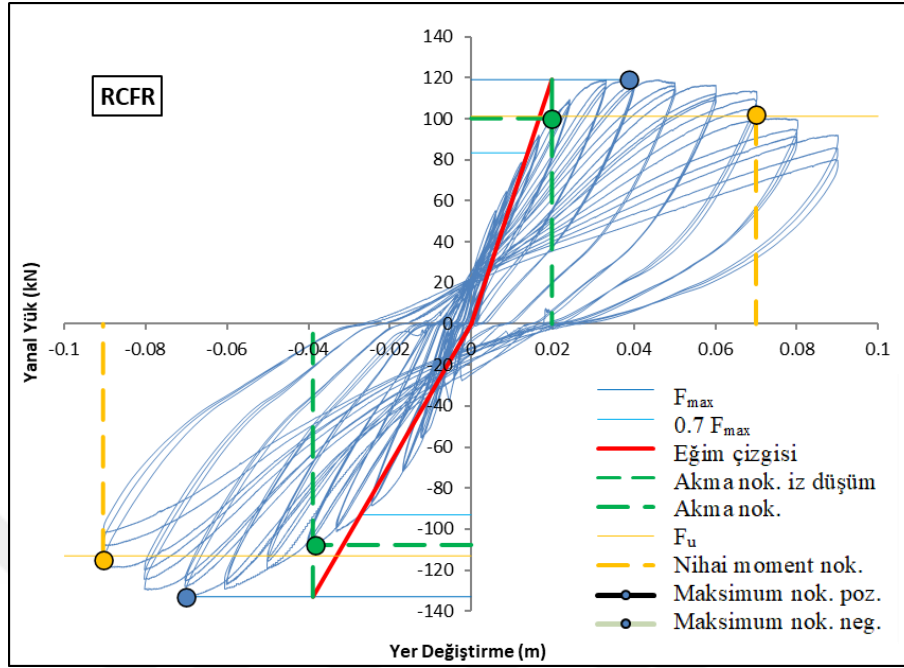
numuneleri için yük-deplasman grafikleri oluşturmuştur. Ötelenme oranı, kirişin orta noktasından taban kirişinin üst noktasına kadar olan mesafe ölçülerek tanımlanmıştır (Şekil 4.18).

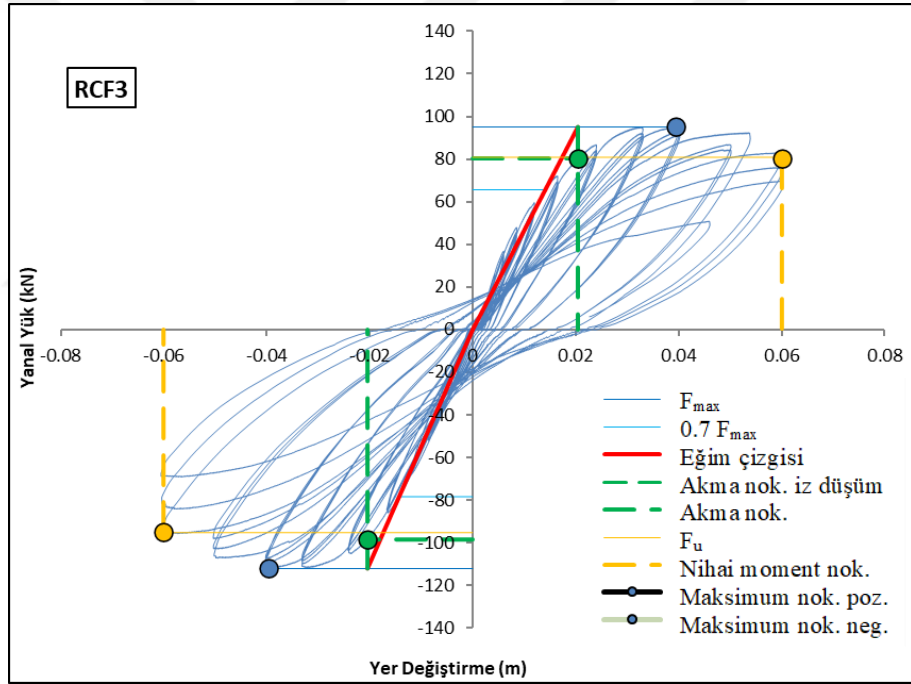
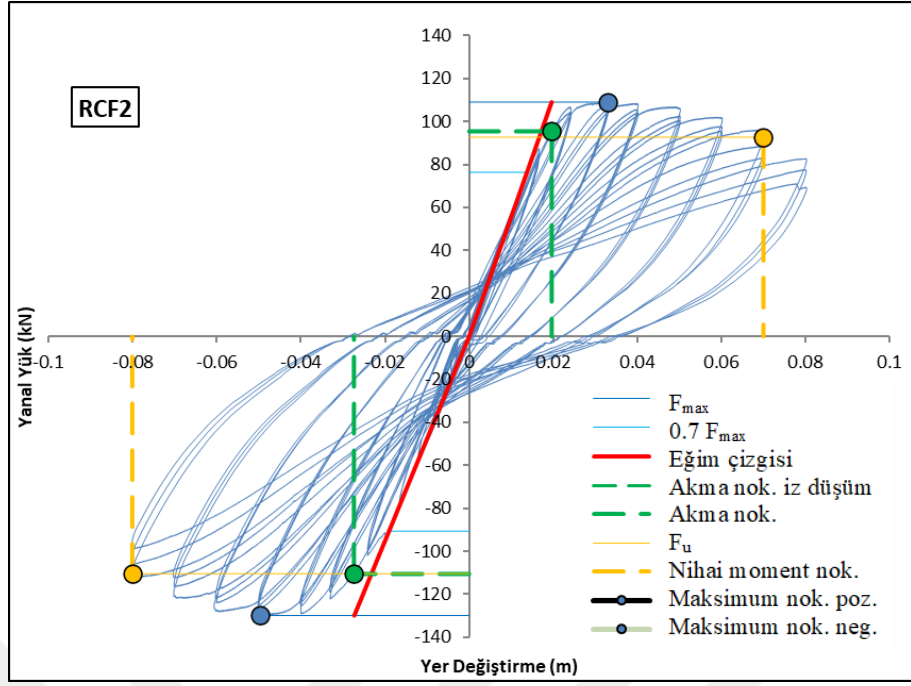


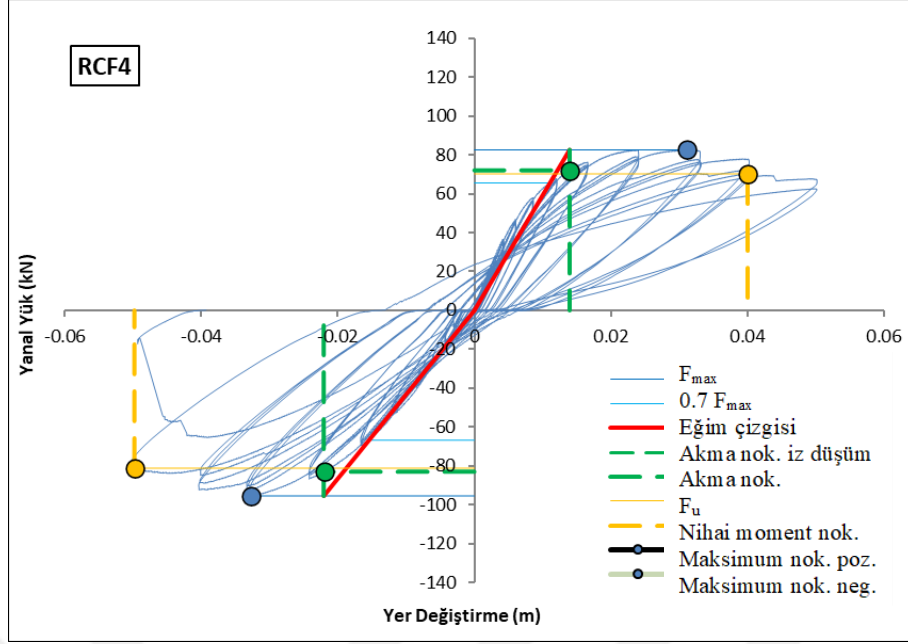
Şekil 4.18 : Ötelenme oranı (Elwood ve Moehle, 2004)

Mevcut literatür incelendiği zaman çevrimsel döngülerin idealleştirilmesi için farklı yaklaşım ve modellerin geliştirildiği bilinmektedir. Bu yaklaşımlardan bir tanesi de betonarme kolon numuneleri için Sezen ve Moehle, (2004) tarafından önerilen idealize yöntemidir. Önerilen bu idealleştirme yöntemi kapsamında; negatif ve pozitif yükleme yönleri için maksimum yanal yükler ve bu yüklerin %70'lik kısmına karşılık gelen değerleri belirlenir. Belirlen bu nokta ile orijin noktası bir doğru yardımıyla birleştirilerek birincil rijitlik değeri elde edilir. Doğrunun aynı eğim değeriyle maksimum yük değerini kesen paralel çizgi kesiştirilerek x eksenine izdüşümünün alınmasıyla (Δ_y) değeri belirlenir. Tespit edilen akma deplasmanına karşılık gelen akma yükü belirlenir. İdealleştirme işleminde son olarak maksimum yük değerinin %85'lik kısmına karşılık gelen nihai yük değeri (F_u) belirlenir. Her bir deney numunesi için gerçekleştirilen bu işlemler ve bulunan değerler Şekil 4.19'da gösterilen yük - yer değiştirme ilişkisi grafikleri üzerinde belirtilmiştir. Şekil 4.19'daki yük deplasman eğrileri incelendiği zaman pozitif ve negatif bölgedeki çevrimlerin sınırlandırdığı alanlarda farklılıklar olduğu gözlenmektedir. Bu durumun temel sebebi itme ve çekme yönündeki donatıların farklı korozyon oranlarına sahip olması olarak açıklanabilir. Donatı korozyon oranı için belirtilen bu farklar donatının mekanik özelliklerindeki değişime ek olarak korozyon sonucu meydana gelen birincil çatlak genişliği değerlerinde de değişime

sebeptir. Böylece farklı birincil korozyon çatlak genişliği değerleri artan ötelenme oranları ile birlikte genişleyerek çevrimsel davranışta etkin rol oynamaktadır.

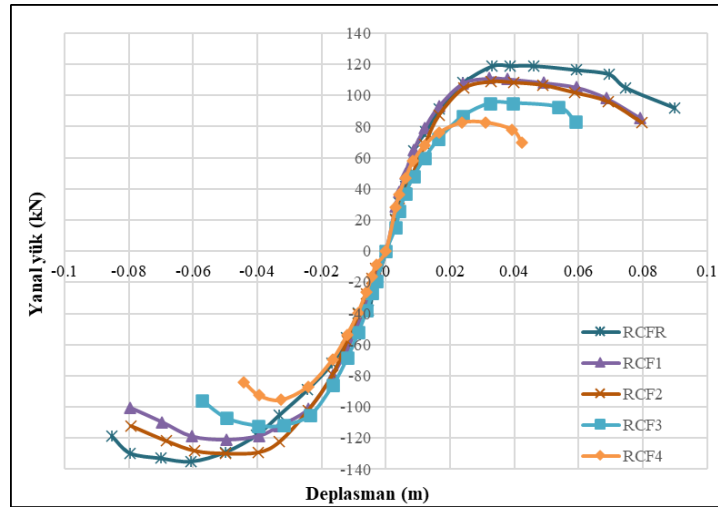






Şekil 4.19 : Betonarme kolonları için histerik çevrim grafikleri a) RCF_R, b) RCF₁, c) RCF₂, d) RCF₃, e) RCF_R

Yük – yer değiştirme grafikleri incelendiği zaman korozyon oranına bağlı olarak çevrim sayılarının azaldığı ve çevrimlerin sınırladığı alanların daraldığı görülmektedir. Bu durum erken akma konumuna ulaşan numunenin taşıma gücüne daha düşük deplasman değerlerinde ulaşmasından kaynaklanması ile açıklanabilir. Örneğin deney numuneleri içerisinde ortalama korozyon oranı %17.11 ile en yüksek değere sahip olan RCF₄ numunesinin akma yükü referans numunenin akma yüküne göre %25 oranında azalmıştır. Akma yüküne ek olarak nihai yük değeri dikkate alındığında ise referans RCF_R numunesinin nihai yük değerine göre %30.2 değerinde azalma göstermiştir. Yük-deplasman kapasite sınırını tanımlayan döngüsel zarf eğrileri Şekil 4.20'de gösterilmektedir.



Şekil 4.20 : Numunelerin yük – deplasman zarf eğrilerinin karşılaştırılması.

Deneysel olarak elde edilen çevrimsel döngüler, Sezen ve Moehle (2004) tarafından açıklanan prosedüre göre idealize edilmiş ve deney sonuçları Çizelge 4.2’de özetlenmiştir. Çizelge 4.2’de, verilen her üç çevrim için maksimum yanal yükün %85’ine düştüğünde nihai yük (F_u) elde edilmiştir. Maksimum yanal yükün %85’i Çizelge 4.2’de tek taraflı (yani sadece bir yükleme yönü için tartışılan deney sonuçları) ve iki taraflı (yani her iki yükleme yönünden elde edilen yapısal kapasite) göçme kriterleri göz önüne alındığında, korozyon seviyeleri arttıkça korozyonlu betonarme çerçevelerin yapısal kapasiteleri azalmıştır.

Çizelge 4.2 : Deneysel sonuçlar.

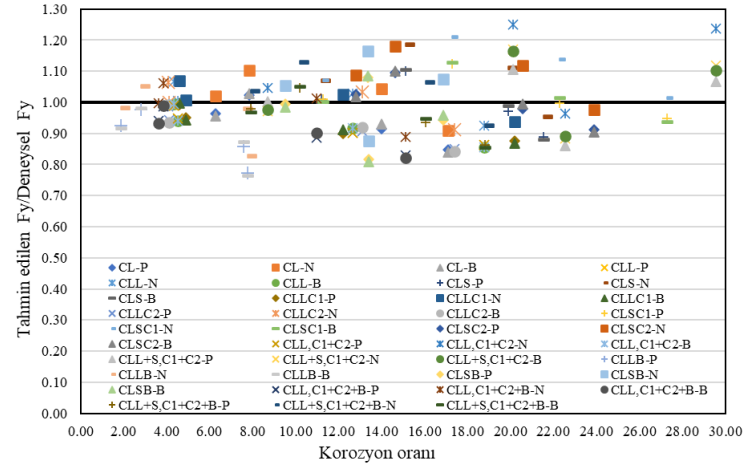
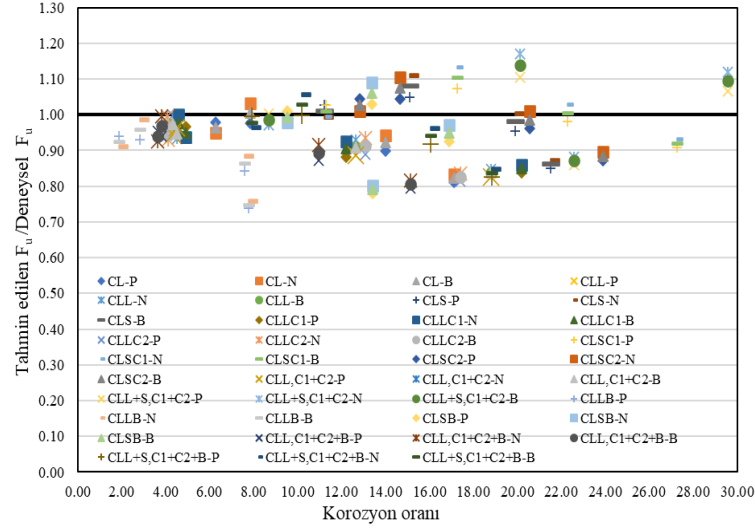
Numune	C_L (%)	Pozitif yükleme yönü				Negatif yükleme yönü				İki doğrultulu göçme durumu		E (kN.m)
		F_y (kN)	F_u (kN)	Δ_y (m)	Δ_u (m)	F_y (kN)	F_u (kN)	Δ_y (m)	Δ_u (m)	F_y (kN)	F_u (kN)	
RCF _R	0.00	100.20	102.08	0.019	0.069	-107.72	-114.96	-	-0.09	103.96	108.52	93.18
RCF ₁	6.28	91.16	94.42	0.016	0.069	-103.89	-102.96	-	-0.08	102.99	101.57	85.35
RCF ₂	7.83	95.42	92.68	0.019	0.069	-110.56	-110.46	-	-0.08	97.26	98.69	82.93
RCF ₃	14.01	80.29	80.29	0.020	0.060	-98.44	-94.90	-	-0.06	89.36	87.59	41.36
RCF ₄	17.11	72.11	70.22	0.013	0.040	-83.03	-81.18	-	-0.05	77.57	75.70	24.59

Korozyona uğramış donatıların mekanik özelliklerinin donatının kesit alanının azalmasıyla birlikte mekanik özelliklerinin bozulması, akma dayanımındaki yer değiştirmede ve buna karşılık gelen akma dayanımında azalmaya neden olmaktadır. Mevcut tez çalışmasında Denklem 3.5 ve 3.9 dikkate alınarak RCF₄ numunesi için elde edilen korozyon oranlarından en yüksek değer %20,17 oranıyla CLLC₁ tanımlamasına aittir. Bu korozyon oranı dikkate alınarak RCF₄ numunesi C1 kolonunun için boyuna donatı alanı 923,63 mm²’den 686,53 mm²’ye düşmüştür. Donatı alanındaki meydana gelen bu azalmayla birlikte hesaplanan donatı oranı 0,0076 olmuş ve mevcut TBDY 2018 deprem yönetmeliğine göre betonarme kolonlar için gerekli olan minimum donatı oranı kullanılabilir düzey içinde kalmıştır. Çizelge 4.2’de yüksek düzeyde korozyona uğramış RCF₄ betonarme çerçevenin nihai yer değiştirmesindeki ve buna karşılık gelen yükteki azalma, korozyona uğramamış çerçeveye kıyasla sırasıyla %42 ve %30 olmuştur. Modeller tek taraflı (yani pozitif yükleme yönü) hasar kriterlerine dayandığından, elde edilen test sonuçları deneysel sonuçları tahmin etmek için kullanılmıştır.

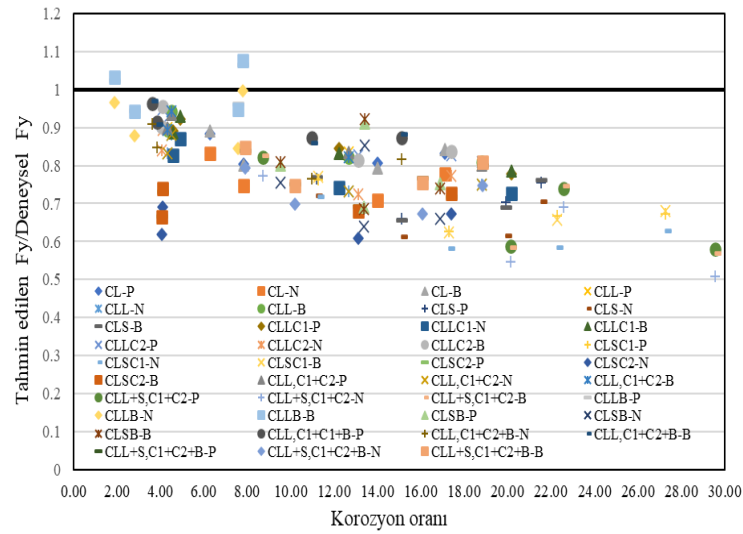
4.2.1 Akma ve nihai yük değerlerinin mevcut modeller kullanılarak doğrulanması

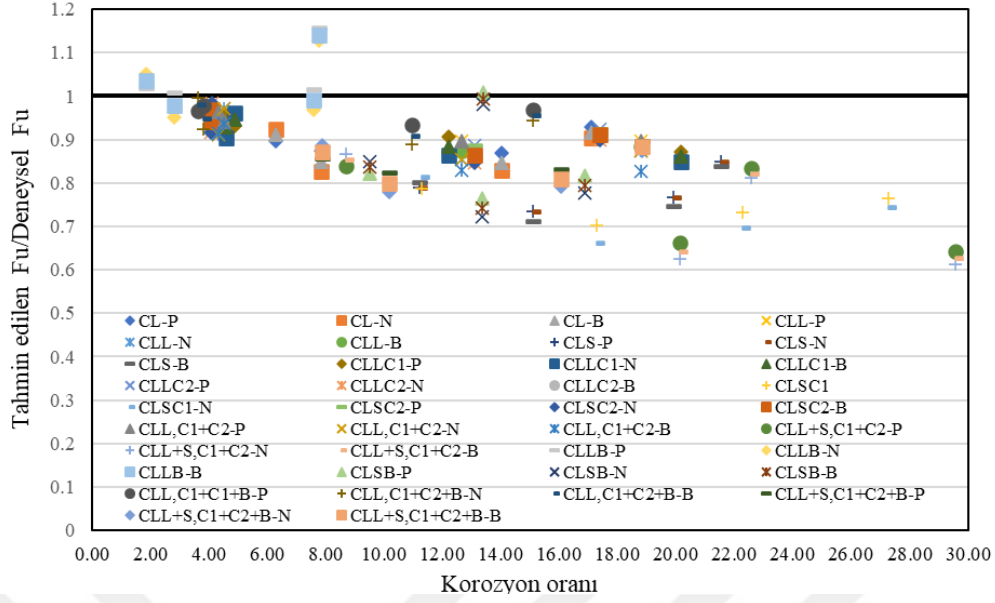
Mevcut literatürde yer alan kolon (Ma ve diğ. (2012), Yang ve diğ. (2014) ve Yalçın ve Kumbasaroğlu. 2020) ve çerçeve modellerinin (Liu ve diğ. (2017) bu çalışmadan

elde edilen deneysel verileri (korozyon seviyeleri, akma ve nihai yükler) tahmin etmedeki başarıları incelenerek bu modellerin korozyona maruz kalmış betonarme çerçeveler için kullanılabilirliği araştırılmıştır. Bu kapsamda yapılan değerlendirmelerde Denklem 3.5 ve 3.9 kullanılarak elde edilen 11 farklı korozyon oranı dikkate alınmıştır. Ma ve diğ. (2012) ile Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından geliştirilen modeller tek taraflı hasar kriterlerini temel alsa da, mevcut deneysel sonuçlardaki her iki yükleme yönü için de değerlendirme yapılmıştır. Şekil 4.21 ve Şekil 4.22’de sırasıyla Ma ve diğ. (2012) ve Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından akma ve nihai yük değerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen modeller kullanılarak tahmin edilen değerlerin deneysel değerlere oranı gösterilmektedir. Farklı korozyon oranları dikkate alınarak tahmin edilen akma ve nihai yük değerleri dikkate alındığında Ma ve diğ. (2012) ve Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından geliştirilen her iki modelin de yüksek tahmin oranına sahip görülmektedir. Örneğin C_L korozyon oranı dikkate alındığında akma yüklerini tahmin oranı Ma ve diğ. (2012) için 0,84 ile 1,03 arasında ve Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) için 0,79 ve 0,89 arasında değişmektedir. Akma yükleri için hesaplanan en düşük oranlar Ma ve diğ. (2012) için 0,82 ile 0,99 ve Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) için 0,58 ve 0,82 arasında değişmektedir. Bu değerler Ma vd. (2012) için $CL, C1+C2+B$ korozyon oranı, Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) için $CL+S, C1+C2$ korozyon oranı kullanılarak elde edilmiştir. Nihai yük değerlerinin tahmin oranları C_L korozyon oranı dikkate alındığında Ma ve diğ. (2012) için 0,82 ile 1,01 arasında değişirken, Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) modelinde 0,90 ile 0,98 arasında değişmektedir. Ma ve diğ. (2012) ile Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından önerilen iki betonarme kolon modeli de boyuna donatılardaki ortalama korozyon oranını dikkate alarak geliştirilmiş modeller olmasına rağmen betonarme çerçeveler için elde edilen birbirine yakındı. Bu durum korozyona maruz kalmış betonarme çerçevelerin akma ve nihai yük değerlerini tahmin etmede her iki modelinde kullanılabilirliğini vurgulamaktadır.

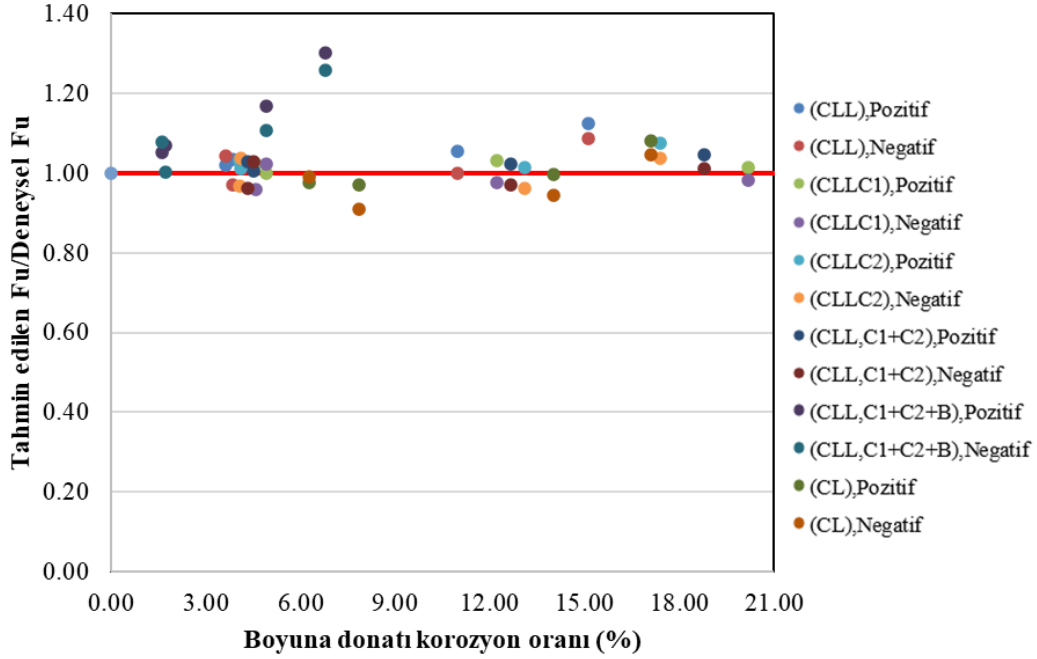


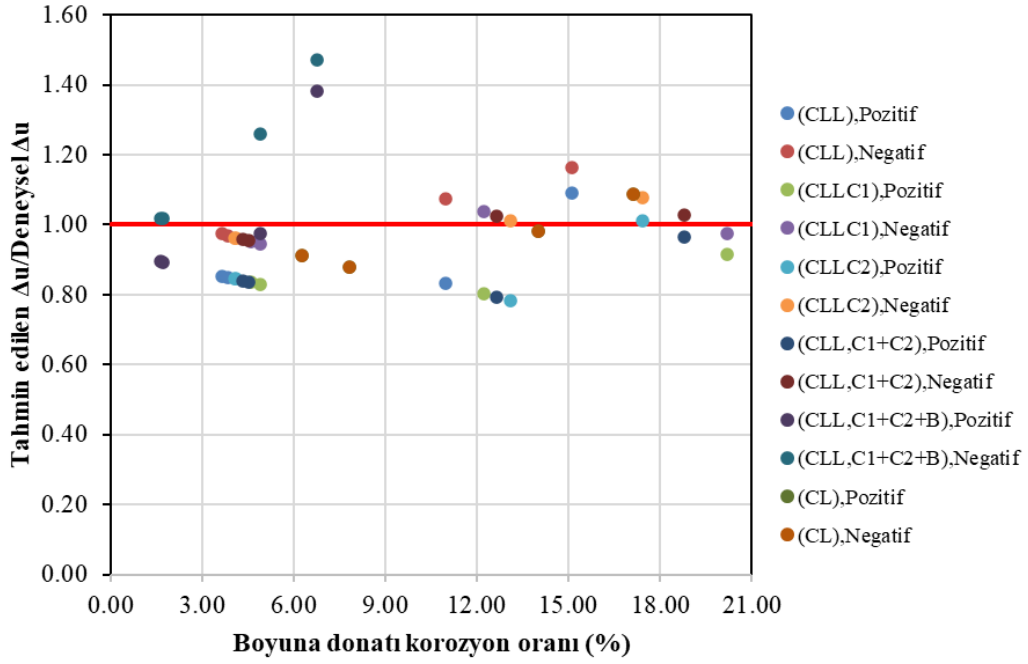
Şekil 4.21 : Ma ve diğ. (2012) modeli kullanılarak tahmin edilen değerlerin deneysel verilere oranı: a) F_u b) F_y .





Liu ve diğ. (2017) tarafından korozyona maruz bırakılmış betonarme çerçeve numuneleri üzerinde gerçekleştirilen deneyler sonucu elde edilen modeller kullanılarak teorik nihai yük ve deplasman değerleri elde edilmiştir. Şekil 4.23-4.24'te sırasıyla nihai yük ve deplasman değerleri için elde edilen teorik değerlerin mevcut deneysel çalışmadan elde edilen akma ve nihai yük değerlerine oranı gösterilmektedir.





Şekil 4.24 : Liu ve diğ. (2017) modeli kullanılarak tahmin edilen Δ_u değerinin deneysel Δ_u değerine oranı.

Denklem 3.9'a göre elde edilen CL_L , $C1+C2+B$ korozyon seviyeleri, Liu ve diğ. (2017) tarafından nihai yük değerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen modele girildiğinde hesaplanan tahmin oranlarının 1.05 ile 1.30 arasında değiştiği görülmektedir. CL_L , $C1$ korozyon seviyesi dikkate alındığında ise nihai yük değerleri 1.00 ile 1.02 arasında değişmektedir.

4.2.2 Akma ve nihai yük değerlerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen modeller

Farklı oranlardaki donatı korozyonunun betonarme çerçeveler üzerindeki yapısal etkilerini incelemek amacıyla normleştirilmiş performans oranları (örneğin, F_{uc}/F_{unc} , F_{yc}/F_{ync}) hesaplanmıştır. Elde edilen veriler ışığında betonarme çerçevelerin akma ve nihai yük değerlerini tahmin etmek amacıyla CL_L korozyon seviyesine bağlı olarak deneysel bir model geliştirilmiştir. Denklem 4.1 ve 4.2 için korelasyon katsayıları sırasıyla 0.93 ve 0.98 olarak elde edilmiştir. RMSE (ortalama karekök hata) tahminleri ise sırasıyla 0.034 ve 0.022'dir.

$$\frac{F_{uc}}{F_{unc}} = 1 - 0.019x \quad (4.1)$$

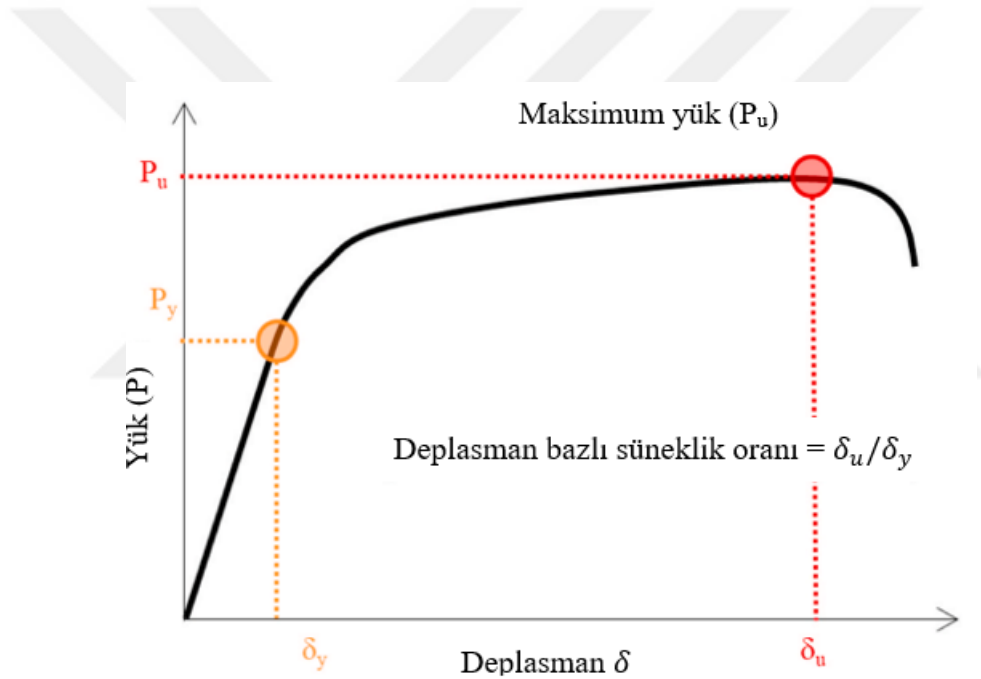
$$\frac{F_{yc}}{F_{ync}} = 1 - 0.017x \quad (4.2)$$

4.3 Süneklik Oranları

Betonarme elemanlarda nihai yer değiştirmenin akma anındaki yer değiştirmeye oranı Denklem 4.3’de de tanımlanan deplasman bazlı süneklik oranı olarak tanımlanmaktadır. Denklem 4.4.’de tanımlanan enerji bazlı süneklik oranı ise betonarme elamanın deneysel süreçte tüketmiş olduğu kümülatif enerjinin akma anına kadar olan enerjiye oranı olarak elde edilmektedir.

$$\mu_D = \frac{\Delta_u}{\Delta_y} \quad (4.3)$$

$$\mu_E = \frac{Eu}{E_y} \quad (4.4)$$



Şekil 4.25 : Süneklik oranı (Park ve diğ. 2022).

Çizelge 4.3’te verilen süneklik oranları itme ve çekme yönleri için ayrı ayrı hesaplanmıştır. Tek taraflı hasar kriterleri (pozitif veya negatif μ_D) dikkate alınarak yer değiştirmeye dayalı yöntemle göre hesaplanan değerler, korozyona uğramış betonarme elemanların yapısal davranışının yorumlanması açısından yanıltıcı sonuçlar ortaya koyabilmektedir. Korozyon etkisiyle kesitin erken akma konumuna erişmesi, yer değiştirme bazlı ve/veya eğrilik bazlı yöntemler kullanılarak elde edilen teorik oranlarda korozyonun betonarme elemanların süneklik oranını artırdığı sonucu elde edilmektedir. Bu yanıltıcı sonuçların önüne geçmek amacıyla Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020), kümülatif enerji dağılımını akma dayanımına kadar harcanan enerjiye bölerek korozyona uğramış betonarme elemanlar için enerji bazlı

süneklik indeksinin (yani $\mu_E = \frac{E_u}{E_y}$) kullanılmasını önermektedir. Enerji bazlı süneklik oranı dikkate alındığında ise referans numuneye göre diğer korozyonlu numunelerin kümülatif enerji değerleri daha düşük değerlerde olsa da μ_E değerleri için %14.01 korozyon oranına kadar çelişkili değerler görünmektedir. Betonarme elemanlarda düşük oranda meydana gelen donatı korozyon mekanizması meydana getirdiği pas ürününün beton iç yapısında yer alan boşlukları doldurmasıyla birlikte süneklik oranında artışların gözlemlendiği bir çok çalışmada vurgulanmıştır. Ancak artan çevrimler ve yük etkisi altında kümülatif enerji tüketme kapasitesinin korozyona maruz bırakılmayan numuneye göre düşük seviyelerde kalacağından dolayı korozyonla birlikte süneklik oranında artış meydana geldiği yargısına varmak doğru olmayacaktır. Korozyona uğramış betonarme elemanların süneklik oranlarının belirlenmesinde ortaya çıkan çelişkili sonuçlar nedeniyle Dang vd. (2014) tarafından Denklem 4.5 geliştirilmiştir.

$$\mu_{corr} = \Delta_{u(korozyonlu)} / \Delta_{u(korozyonsuz)} \quad (4.5)$$

Denklem 4.5'te Dang vd. (2014) tarafından geliştirilen modelde süneklik oranı korozyona uğramamış elemanların nihai yer değiştirmesinin, korozyona uğramamış numunenin nihai yer değiştirmesine oranı olarak tanımlanmaktadır. Bu tür öneriler, sünekliğin temel tanımında akma davranışının dikkate alınmamasını vurgulamaktadır. Literatürde yer alan tanımlamalar dikkate alınarak Çizelge 4.3'de hesaplanan deplasman ve enerji bazlı süneklik oranları dikkate alındığında korozyona maruz kalmış betonarme çerçevelerin süneklik oranlarını hesaplamak için yeni bir yaklaşıma ihtiyaç duyulmuştur. Bu bağlamda geliştirilen model enerji bazlı bir yaklaşımdır.

$$\mu_{corr} = E_{u(korozyonlu)} / E_{y(korozyonsuz)} \quad (4.6)$$

Denklem 4.6, sünekliğin temel tanımını enerji dağıtma kapasiteleriyle birlikte ele almaktadır. Dang ve diğ. (2014) tarafından belirtilen denklemlerde korozyona uğramamış elemanlarla ilgili olarak, korozyon süneklik indeksi her zaman 1'e eşittir ve süneklik indeksi korozyondan dolayı değişir. Çizelge 4.3'te görüldüğü gibi %7,83'lük korozyon seviyesi için enerji bazlı değerlendirmeye göre süneklik azalmış, deplasman bazlı değerlendirmeye göre ise artmıştır. Çizelge 4.3'te $E_{uc}/E_{y_{nc}}$ süneklik oranı dikkate alındığında korozyonlu numunelerin kümülatif enerji kapasiteleri referans numuneye göre sırasıyla %8.4, %11.0, %55.6 ve %73.6 oranında azaltılmıştır.

Çizelge 4.3 : Deplasman ve enerji bazlı süneklik oranları.

C _L (%)	Numune	Pozitif Yükleme Yönü					Negatif Yükleme Yönü					İki doğrultulu göçme durumu		
		Δ_y (m)	Δ_u (m)	μ_D	μ_E	Eu_c/Ey_{nc}	Δ_y (m)	Δ_u (m)	μ_D	μ_E	Eu_c/Ey_{nc}	μ_D	μ_E	Eu_c/Ey_{nc}
0	RCF _R	0.019	0.069	3.630	13.31	13.31	-0.038	-0.09	2.36	11.2	11.21	3.00	12.08	12.27
6.28	RCF ₁	0.016	0.069	4.310	20.78	12.95	-0.025	-0.08	3.20	18.2	11.04	3.75	16.41	12.00
7.83	RCF ₂	0.019	0.069	3.630	17.46	13.01	-0.027	-0.08	2.96	15.8	9.78	3.29	16.61	11.40
14.01	RCF ₃	0.020	0.060	3.000	12.35	7.650	-0.020	-0.06	3.00	12.5	6.15	3.00	12.47	6.90
17.11	RCF ₄	0.013	0.040	3.070	7.60	4.068	-0.022	-0.049	2.22	6.33	3.06	2.65	6.89	3.57

4.3.1 Süneklik oranlarının mevcut modeller kullanılarak doğrulanması

Ma ve diğ. (2012), Yang ve diğ. (2016) ve Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından betonarme kolonlar üzerinde gerçekleştirilen deneysel çalışmalar sonucu korozyona maruz kalmış betonarme kolonların süneklik oranını tahmin etmeye yönelik modeller geliştirilmiştir. Denklem 4.7’de Ma ve diğ. (2012) tarafından önerilen deplasman bazlı süneklik oranını ifade etmektedir. Denklem 4.7’de $\rho = \frac{C_L}{100}$ ifadesine eşittir.

$$\mu_c = \mu_0(1 - 1.795\rho) \quad (4.7)$$

Denklem 4.8’de Yang ve diğ. (2016) tarafından önerilen deplasman bazlı süneklik oranını ifade etmektedir.

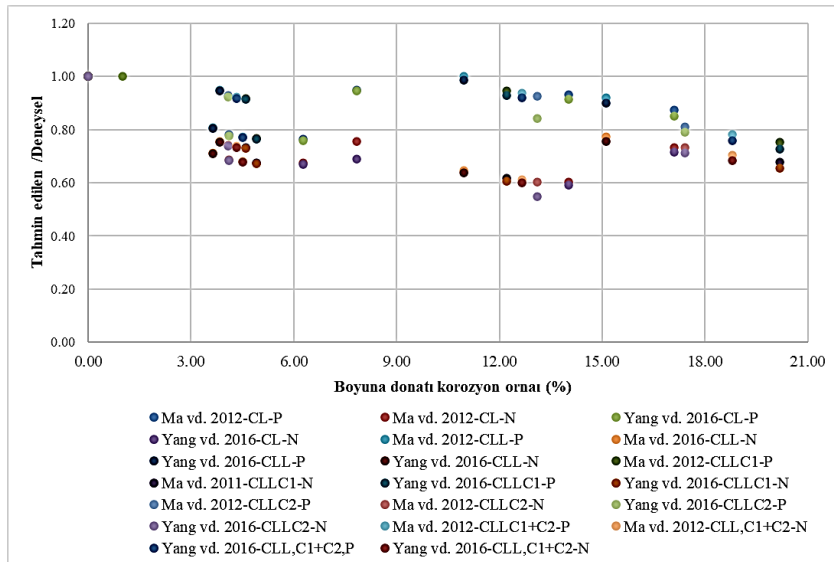
$$\mu_c = \mu_0(1 - 0.019C_L) \quad (4.8)$$

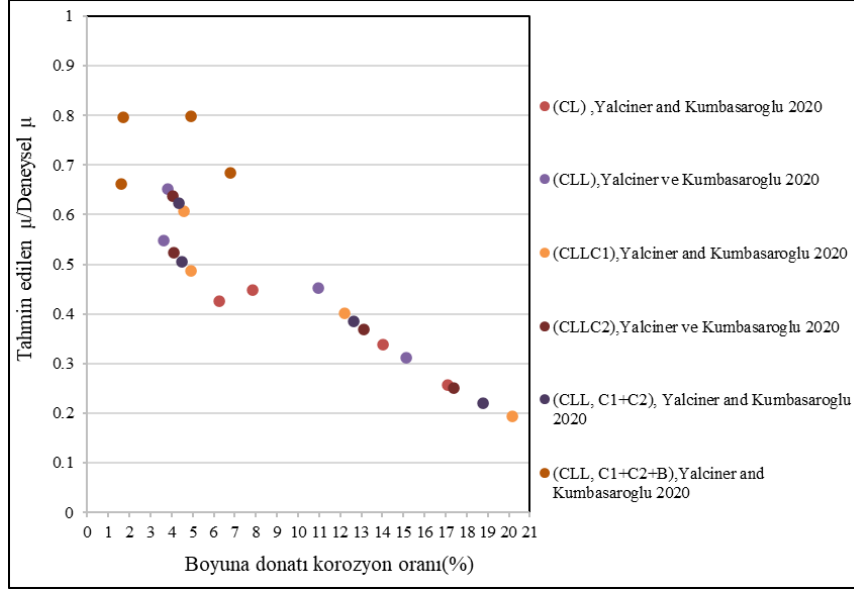
Denklem 4.9 Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından önerilen enerji bazlı süneklik oranını ifade etmektedir. Denklem 4.9’da verile CL_L boyuna donatıların ortalama korozyon oranını temsil etmektedir.

$$\mu_c = \mu_0(0.91^{CL_L}) \quad (4.9)$$

Şekil 4.27’de yukarıda verilen süneklik modelleri kullanılarak tahmin edilen süneklik oranı değerlerinin deneysel çalışmadan elde edilmiş süneklik oranı değerlerine oranları verilmiştir. Modeller tek taraflı hasar kriterlerine dayandığından, elde edilen test sonuçları (yani pozitif yükleme yönü) deneysel sonuçları tahmin etmek için kullanıldı. Şekil 4.27’de gösterildiği gibi, modellerden elde edilen değerler deneysel sonuçlardan uzaktır. Farklı çalışmalar kullanılarak elde edilen deneysel modellere altı farklı gerçek korozyon seviyesi girilmiş

olmasına rağmen, Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından önerilen model kullanılarak hesaplanan en yüksek tahmin oranı C_{LL} korozyon seviyesinde 1.21 değerindedir. Betonarme kolon çalışmalarından geliştirilen yük modelleri (F_y ve F_u) çerçeve sonuçlarını tahmin edebilirken; korozyona maruz kalmış betonarme kolonlar kullanılarak geliştirilmiş olan süneklik modelleri korozyona maruz kalmış betonarme çerçevelerin süneklik oranlarını tahmin etmede başarısız olmuştur. Bunun nedeni betonarme kolon ve çerçeve çevrimlerinin benzer ve farklı korozyon oranları ile açıklanabilir. Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından yapılan deneysel çalışmada %5.91 korozyon oranında ve uygulanan 0.20 eksenel yük oranında F_u ve F_y değerleri sırasıyla %16 ve %20 oranında azalmıştır. Çelik ve diğ. (2021) gerçekleştirilen deneysel çalışmada, uygulanan 0.20 eksenel yük oranıyla yüzde 28.34 korozyon oranıyla F_u ve F_y değerleri sırasıyla %22 ve %14 oranında azalmıştır. Bu çalışmada aşırı korozyona uğramış betonarme çerçevenin F_u ve F_y değerleri de sırasıyla %28 ve %31.2 oranında azalmıştır. Başka bir deyişle, düşük ve yüksek korozyon oranları için betonarme kolon veya çerçeve sistemlerinin yanal yük kapasitelerindeki azalma değerleri, korozyona maruz kalan betonarme çerçevelerin yük kapasitelerinin tahmin edilmesinde başarılı olmuştur. Çerçeve sisteminin daha rijit davranışı ve buna bağlı olarak daha az deplasman tüketme kapasitesi ve uygulanan benzer yanal yüklerde daha fazla enerji kapasitesine sahip olması nedeniyle mevcut betonarme modelleri korozyona uğramış betonarme çerçevelerin hem yer değiştirme sünekliği, hem de enerji bazlı süneklik oranı açısından tahmin edememektedir.





Şekil 4.26 : Ma ve diğ. (2012), Yang ve diğ. (2016), Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) süneklik modelleri kullanılarak tahmin edilen oranın deneysel olarak elde edilen enerji bazlı süneklik değerine oranı.

4.3.2 Süneklik oranını tahmin etmeye yönelik geliştirilen model

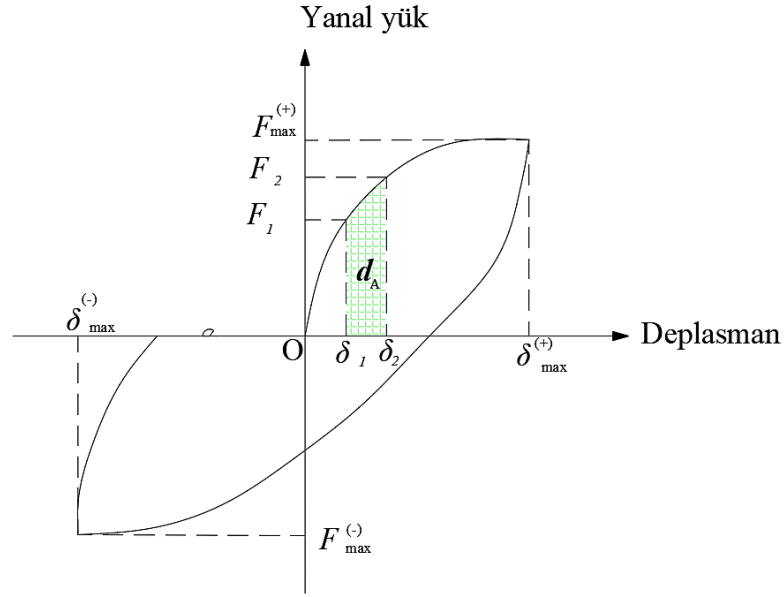
Elde edilen veriler ışığında betonarme çerçevelerin enerji bazlı süneklik oranlarını tahmin etmeye yönelik ampirik bir model geliştirilmiştir. Denklem 4.10'da gösterilen modelin korelasyon katsayısı 0,98 ve RMSE (ortalama karekök hata) tahmini 0.026 olarak elde edilmiştir.

$$\frac{\mu_c}{\mu_{nc}} = 1 - 0.034x \quad (4.10)$$

4.4 Enerji Yutma Kapasiteleri

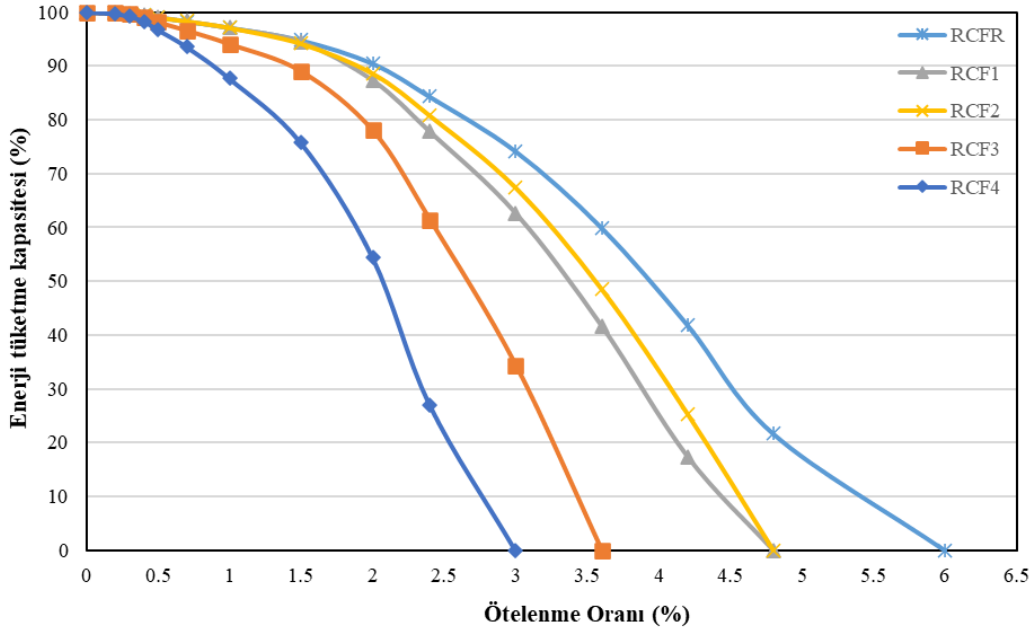
Betonarme çerçevelerin yük-yer değiştirme eğrisi altında kalan kümülatif alanlar elemanların sismik performans seviyelerini tanımlayan önemli yapısal parametrelerdendir. Çevrimsel yükleme altında betonarme elemanlarda enerji tüketme kapasitesi yapı elemanının tipi, donatı oranı-düzeni, kesit boyutu ve donatı korozyon durumu gibi çeşitli parametrelere bağlıdır. Betonarme çerçevelerin enerji yutma kapasiteleri Denklem 4.11 ve Şekil 4.27 kullanılarak hesaplanmıştır. Şekil 4.29'da enerji tüketim kapasiteleri gösterilmektedir. Deneysel çalışmada numunelerin tüketmiş olduğu kümülatif enerji kapasite değerleri hesaplanırken yanal yükün %85'inden sonraki çevrimler dikkate alınmamıştır.

$$E = \sum_{i=1}^n E_i \quad (4.11)$$



Şekil 4.27 : Şematik diyagramda dağıtılan enerji.

Burada E_i , pozitif ve negatif her bir histerezis döngülerde harcanan enerji değerinden hesaplanmaktadır. Korozyona uğramış betonarme numunelerin çevrimsel davranışında ötelenme oranının artmasıyla birlikte rijitlik bozulması baskın hale gelmektedir. Bu durum çevrimlerin kısıtlanmasına dolayısıyla çevrimlerin altında kalan alanın azalmasına sebep olmaktadır. Şekil 4.28'te tüm numunelerin başlangıçta hemen hemen aynı davranışı sergilemesine rağmen, yüksek derecede korozyona uğramış RCF₃ ve RCF₄ numunelerinin, %1,5'lik bir ötelenme oranından sonra enerji tüketiminde önemli bir düşüş gösterdiği açıkça görülmektedir. %6,3, %7,8, %14,0 ve %17,1 korozyon oranına sahip numunelerin enerji tüketme değerleri %2,5 ötelenme oranında sırasıyla %15,70, %19,22, %22,17, %38,57 ve %70,59 oranında azalmıştır. Ek olarak, aynı ötelenme oranı için, korozyona uğramış numuneler, korozyona uğramamış olanlara göre daha fazla enerji tüketmektedir. Elde edilen bu deneysel sonuç Meda ve diğ. (2014), Rajput ve diğ. (2018) ve Rinaldi ve diğ. (2022)'nin sonuçlarıyla da paralellik göstermektedir.



Şekil 4.28 : Betonarme numunelerdeki enerji tüketim eğrisi.

Yang ve diğ. (2016), Liu ve diğ. (2017) ve Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından geliştirilen tek taraflı göçme kriterlerine dayalı olarak geliştirilen üç model bu çalışmada korozyona uğramış betonarme çerçevelerin enerji yutma kapasitesini tahmin etmek amacıyla kullanılmıştır. Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020) tarafından geliştirilen betonarme kolon modelinde, düşük ve yüksek beton basınç dayanıma sahip numunelerin enerji yutma kapasitelerini tahmin etmek amacıyla iki farklı deneysel model geliştirilmiştir. Geliştirilen modellerden Denklem 4.12'nin 8 MPa beton basınç dayanımına sahip numuneler, Denklem 4.13'ün ise 20 ve 30 MPa beton basınç dayanımına sahip numuneler için kullanılması önerilmektedir.

$$E_c = E_0(1 + 0.34 \times CL_L - 0.19 \times CL_L^{1.5}) \quad (4.12)$$

$$E_c = E_0 \frac{1}{1 + 0.024 \times C_L + 0.035 CL_L^2} \quad (4.13)$$

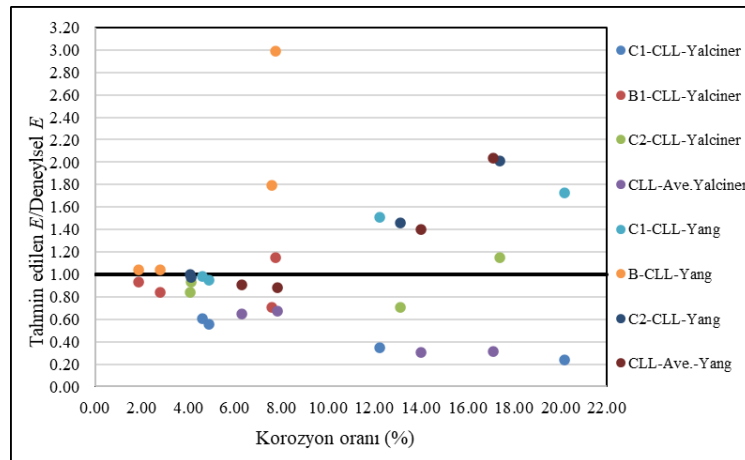
Yang ve diğ. (2016) tarafından önerilen enerji modeli (Denklem 4.14) tek bir beton basınç dayanımını (39.2 MPa) içermektedir.

$$E_c = E_0(1 - 0.027C_L) \quad (4.14)$$

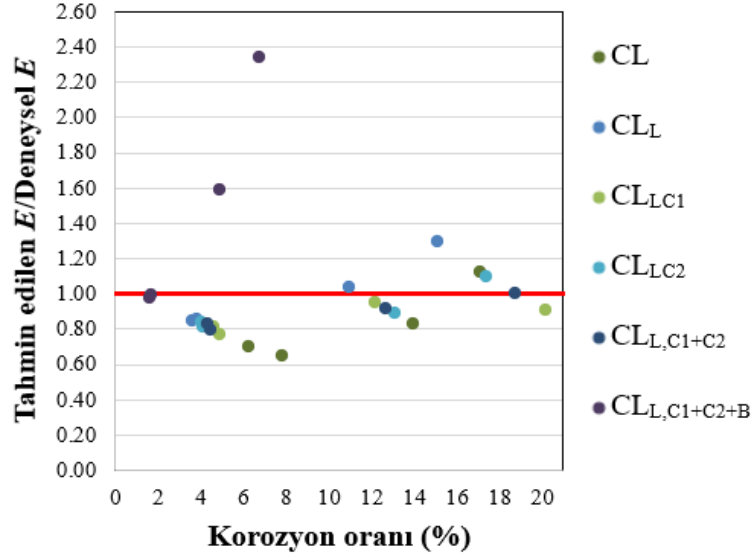
Liu ve diğ. (2017) tarafından geliştirilen enerji modeli Denklem 4.15'de görülmektedir.

$$R_E = 0.8964 \times e^{-0.071n} \quad (4.15)$$

Şekil 4.29 ve 4.30’da yukarda belirtilen modeller kullanılarak elde edilen teorik enerji tüketme değerlerinin deneysel verilere oranı gösterilmektedir. Modellerin tahmin oranı dikkate alınan korozyon oranıyla birlikte değişmektedir. En düşük tahmin oranları Yang ve diğ. (2016), Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) ve Liu ve diğ. (2017) modelleri için sırasıyla CL_L , CL ve $CL_{L, C1+C2+B}$ korozyon oranlarının kullanılması sonucu elde edilmiştir. Bu enerji modellerinden kolonlar için geliştirilen Yang ve diğ. (2016) modeli dikkate alınarak elde edilen oranlar 0.98 ile 2.24 arasında, Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) modelinde ise 0.27 ve 0.43 arasında değişmektedir. Betonarme çerçeveler için Liu ve diğ. (2017) tarafından geliştirilen modelde ise tahmin oranları 0.97 ve 2.14. (2017) arasında değişmektedir. En yüksek tahmin oranları Yang ve diğ. (2016), Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) ve Liu ve diğ. (2017) modelleri için sırasıyla CL_{LC1} , $CL_{L, C1+C2+B}$ ve CL_L korozyon oranlarının dikkate alınmasıyla elde edilmiştir. Bu oranlar Yang ve diğ. (2016) için 0.95 ile 1.73 arasında, Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) için 0.97 ve 1.37 ve Liu ve diğ. (2017) için 0.84 ve 1.30 arasında değişmektedir. Belirtilen oranlar dikkate alındığında Yang ve diğ. (2016) tarafından geliştirilen model %0 ila %8 aralığında daha iyi tahmin sonuçları elde ederken, Yalçiner ve ark. (2020) modeli %0 -%2 aralığında, Liu ve diğ. (2017) modelinde %10-%14 aralığında yüksek tahmin oranları elde etmektedir. Mevcut çalışmanın korozyon seviyeleri Yang ve diğ. (2016) ve Liu ve diğ. (2017) tarafından elde edilen sınırlar dâhilinde olmasına rağmen, tahmin edilen düşük sonuçların çalışmalarda dikkate alınan eksenel yük oranı (örn. %10), beton basınç dayanımı (örn. 46 MPa) ve korozyonunun homojen olmayan durumundan kaynaklandığı düşünülmektedir.



Şekil 4.29 : Yang ve diğ. (2016) ve Yalçiner ve Kumbasaroğlu (2020) enerji kapasitesi modelleri kullanılarak tahmin edilen oranın deneysel olarak elde edilen enerji kapasitesi değerlerine oranı.



Şekil 4.30 : Liu ve diğ. (2017) enerji kapasitesi modeli kullanılarak tahmin edilen oranın deneysel olarak elde edilen enerji kapasitesi değerine oranı.

4.4.1 Enerji tüketme kapasitelerini tahmin etmeye yönelik geliştirilen model

Yüklemeye deneyleri ve gravimetrik çalışmalardan elde edilen veriler kullanılarak betonarme çerçevelerin enerji tüketim kapasitelerini tahmin etmek amacıyla deneysel bir model geliştirilmiştir. Korelasyon katsayısı Denklem 4.16'da 0.98 olup RMSE (ortalama karekök hata) tahminleri 0.042'dir.

$$\frac{E_c}{E_{nc}} = 1 - 0.053CL_L \quad (4.16)$$

4.5 Rijitlik Azalması

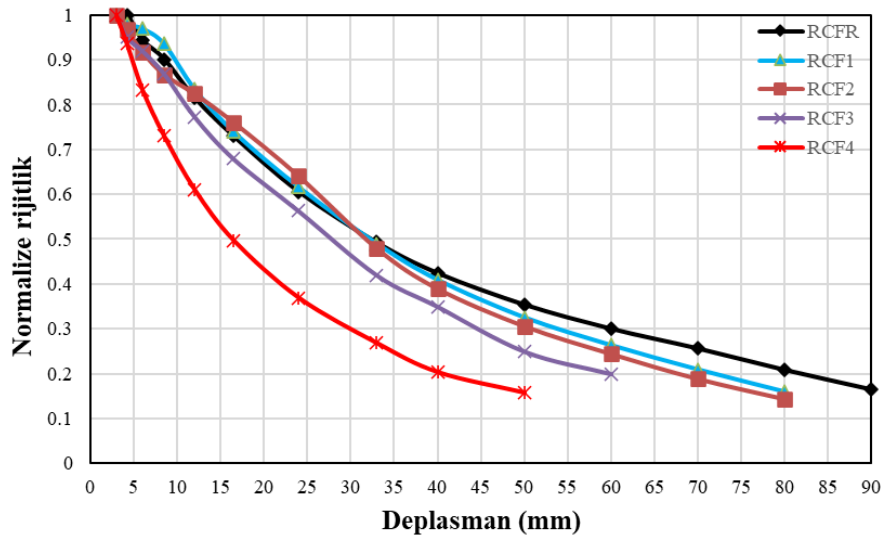
Betonarme elemanlar ve sistemler, çevrimsel yük etkisine maruz kaldıklarında belirli bir seviyede rijitlik kaybı sergileyebilir. Rijitlik bozulması genellikle betonun çatlaması, beton örtüsünün dökülmesi, donatının burkulması veya aderans kaybı sonucu meydana gelmektedir. Rijitlik bozulmasının seviyesi, betonarme sistemin yapısal ve malzeme özelliklerine (örneğin, malzemenin mekanik özellikleri, korozyon oranı, süneklik oranı, eleman tipi) ve ayrıca uygulanan yükleme protokolüne bağlıdır. Her bir betonarme çerçevenin rijitlik bozulması, Sun ve diğ. (2008) tarafından geliştirilen Denklem 4.17-4.19'a göre hesaplanmıştır.

$$K_{\Delta} = \frac{K_{\Delta}^{+} + K_{\Delta}^{-}}{2} \quad (4.17)$$

$$K_{\Delta}^{+} = \sum_{j=1}^3 F_{j,max}^{+} / \sum_{j=1}^3 \Delta_j^{+} \quad (4.18)$$

$$K_{\Delta}^{-} = K_{\Delta}^{-} = \sum_{j=1}^3 F_{j,max}^{-} / \sum_{j=1}^3 \Delta_j^{-} \quad (4.19)$$

Verilen denklemde $F_{j,max}^{+}$ ve $F_{j,max}^{-}$ sırasıyla çevrimsel yükleme işleminin i . adımında itme ve çekme yönlerindeki nihai yük değerini ve Δ_j^{+} ve Δ_j^{-} sırasıyla $F_{j,max}^{+}$ ve $F_{j,max}^{-}$ 'ye karşılık gelen yer değiştirme değerini temsil etmektedir. Her bir yer değiştirme değeri için hesaplanan rijitlik değeri ($\Delta_j^{+}, \Delta_j^{-}$) ilk üç çevrimin rijitliğine göre normalize edilmiştir. Numunelerin deplasman-bazlı normalize edilmiş rijitlik değerleri Şekil 4.31'de gösterilmektedir. Şekil 4.31 incelendiğinde artan ötelenme oranıyla birlikte korozyonlu numunelerin rijitlik bozulmasının referans numunesi RCF_R numunesine göre daha hızlı olduğu görülmektedir. Bu durum özellikle korozyona maruz kalmış betonarme taşıyıcı sisteme sahip yapıların sismik yük etkisi altında, elemanlar arasında yük aktarım mekanizmasını olumsuz etkileyerek ve komşu elemanların kapasitelerini aşan yüklere maruz kalmasına neden olabilecektir. Deney sonuçları %3 (50 mm yer değiştirme) ötelenme oranı düzeyi için incelendiğinde RCF_R numunesine göre RCF₁, RCF₂, RCF₃ ve RCF₄ numunelerinin rijitliğinin sırasıyla %64, %67, %69, %75 ve %84 oranında azaldığı görülmüştür.



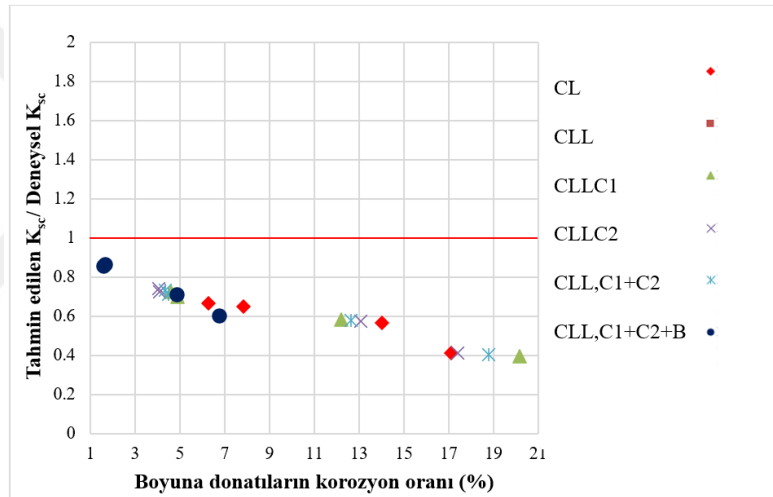
Şekil 4.31 : Referans numuneye göre elde edilen normalize rijitlik azalım eğrileri.

4.5.1 Rijitlik bozulma değerlerinin mevcut modeller kullanılarak doğrulanması

Yalçın ve Kumbasaroğlu (2020), farklı beton basınç dayanımı, eksenel yük seviyesi ve korozyon seviyelerini dikkate alarak, korozyona uğramış kolonların korozyona uğramayan kolonlara göre sekant rijitliğini tahmin etmek amacıyla deneysel bir model geliştirmiştir.

$$\frac{K_{sc}}{K_{so}} = (1 + CL_L)^{-0.24} \quad (4.20)$$

Şekil 4.32’de mevcut çalışmadan deneysel olarak elde edilen değerlere dayanarak %6’ya kadar olan korozyon oranları için K_{sc}/K_{so} değerini %70’lik bir oranda tahmin edebildiği, ancak korozyon seviyeleri arttıkça modelin tahmin doğruluğunun azaldığı sonucuna varılabilmektedir.



Şekil 4.32 : Yalçın ve diğ. (2020) rijitlik modeline göre hesaplanan teorik rijitlik değerlerinin deneysel verilere oranı.

4.6 Hasar ve Çatlak Mekanizmaları

Betonarme elemanların çevrimsel yük etkisi altındaki kesme kapasiteleri eğilme dayanımlarına göre daha hızlı şekilde tükenmektedir (Biskinis ve diğ, 2004). Bu durum korozyon durumuyla daha baskın duruma gelmektedir. Korozyona maruz kalmış betonarme çerçevelerin tersinir tekrarlanır yükleme etkisi altında taşıma gücünü kaybetmesine sebep olan göçme tipi, korozyon oranıyla bağlantılı olarak eğilme, kesme veya eğilmeye ilave kesme davranışın birlikte hâkim olacağı şekilde görülebilmektedir. Boyuna donatı korozyon oranı %12’nin üzerinde olan RCF₃ ve RCF₄ numuneleri daha düşük korozyon oranına sahip diğer numunelere göre kesme hâkim bir davranış sergilemiştir. Bu durum RCF₃ ve RCF₄

numunelerinin gevrek davranış sergilemesine sebep olmuştur. Betonarme çerçeve sistemlerinde birleşim bölgelerinde altı farklı hasar durumu gözlemlenebilir (İlki ve diğ, 2013). Çizelge 4.4'te tanımlanan hasar dağılımlarına göre numunelerin hasar dağılımları Çizelge 4.5'te belirtilmektedir.

Çizelge 4.4 : Hasar mod ve biçimleri.

Hasar Modu	Davranış Biçimi
AJ	Sargılama etkisinin azalmasıyla birlikte kolon boyuna donatılarında burkulmanın meydana gelmesi sonucu birleşim bölgesinin kesme kapasitesine ulaşması.
J	Birleşim bölgesinin kesme dayanımına erişmesi.
BJ	Kiriş boyuna donatılarında akma durumlarının meydana gelmesiyle birlikte birleşim bölgesinin kesme kapasitesine erişmesi.
CJ	Kolon boyuna donatılarında akma durumlarının meydana gelmesiyle birlikte birleşim bölgesinin kesme kapasitesine erişmesi.
BCJ	Kolon ve kiriş boyuna donatılarının her ikisinin de akmaya ulaşması sonucu birleşim bölgesinin kesme kapasitesine ulaşması durumu
SJ	Kiriş çekme donatılarının elemana etkiyen yük ile birlikte aderans kuvvetindeki azalmaya bağlı olarak sıyrılması sonucu meydana gelen durum.

Çizelge 4.5 : Hasar tanımları.

Numune	Hasar Tanımları					
	AJ	J	BJ	CJ	BCJ	SJ
RCF _R	+	-	-	-	-	-
RCF ₁	+	-	-	-	-	-
RCF ₂	+	+	-	-	-	-
RCF ₃	+	+	-	+	-	-
RCF ₄	+	+	+	+	+	-

4.6.1 Hasar durumları

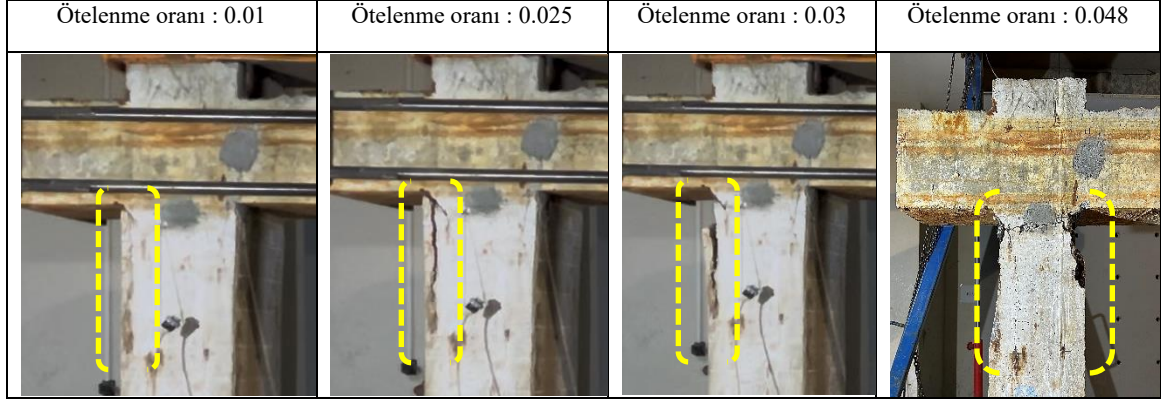
Korozyona maruz bırakılmayan RCF_R kodlu betonarme çerçeve numunesi referans numune olarak kullanılmıştır. Şekil 4.33'te RCF_R çerçevesinin yükleme deneylerinin ardından meydana gelen hasar durumu görülmektedir. Eksenel basınç etkisi altında artan ötelenme değerleri boyuna ve enine donatıların akma konumuna ulaşmasına sebep olmaktadır. Bu duruma ek olarak tersinir tekrarların yük etkisi altında betonarme çerçevenin maksimum moment değerlerinin olduğu birleşim bölgelerinde meydana gelen meydana gelen deformasyonlar sonucu sargılama etkisinin azalması ilerleyen çevrimlerde donatıların burkulmasına sebep olmuştur.



Şekil 4.33 : RCF_R çerçevesi hasar durumu.

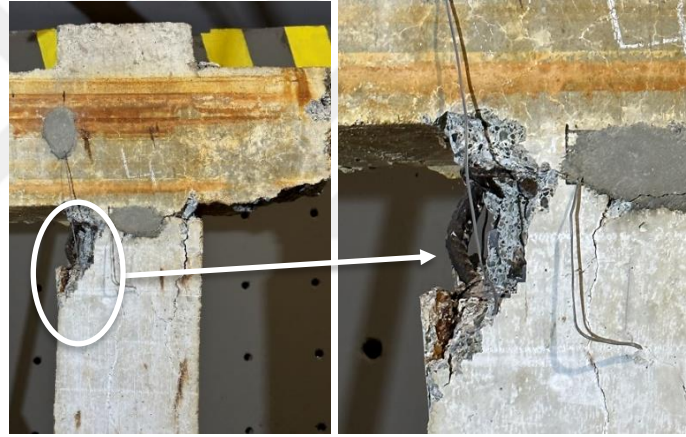
%6.28 korozyon oranına sahip RCF₁ deney numunesinin tersinir tekrarlı yükleme deneyi sonrası hasar durumu Şekil 4.34'te gösterilmektedir. Korozyon etkisiyle meydana gelen kılcal çatlaklar çevrimsel yükleme etkisi ile birleşerek genişlemektedir. Artan deplasman değerleri ile birlikte pas payı tabakasında dökülmeler meydana gelmiştir. Şekil 4.34'te 0.01, 0.025, 0.03 ve 0.048 ötelenme oranları için kolon kiriş birleşim bölgesinin hasar durumları gösterilmektedir.





Şekil 4.34 : RCF₁ çerçevesi hasar durumu.

Donatının korozyon sonucu malzeme mekanik özelliklerinde meydana gelen bozulmalar eksenel ve yanal yük etkisiyle birlikte donatının dayanımında ani azalmaları meydana getirerek burkulmalara sebep olmaktadır. Şekil 4.35'te gösterilen birleşim bölgesinde donatı burkulmaları gösterilmektedir.



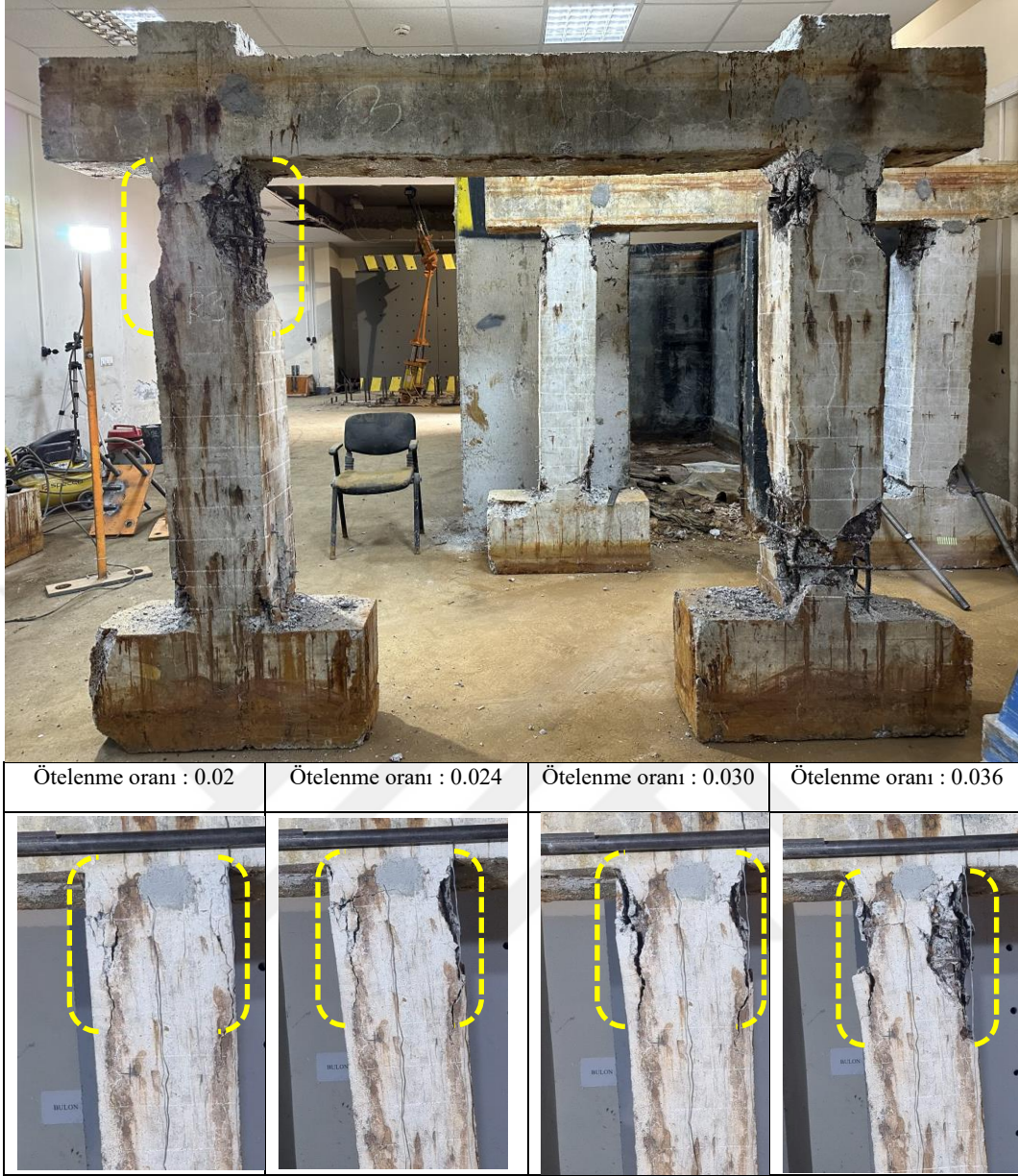
Şekil 4.35 : RCF₁ numunesi donatı burkulması.

% 7.83 korozyon oranına sahip RCF₂ deney numunesinin tersinir tekrarlanır yük etkisi altında gerçekleştirilen deney sonrası hasar durumu Şekil 4.36'da gösterilmektedir. Korozyon oranının artmasıyla birlikte donatı çevresinde biriken pas ürünü beton yüzeyinde radyal gerilmeler meydana getirmektedir. Bu gerilmelere ek olarak yön değiştiren yanal yük ve sabit eksenel yük etkisi ile kolon-kiriş ve kolon-temel birleşim bölgelerindeki betonda meydana gelen gerilmeler sonucu kabuk betonda dökülmeler meydana gelmiştir. Artan korozyon oranıyla birlikte boyuna donatıya paralel şekilde oluşan çatlaklar RCF₂ numunesinde aderans sorunlarına yol açmıştır.



Şekil 4.36 : RCF₂ çerçevesi hasar durumu.

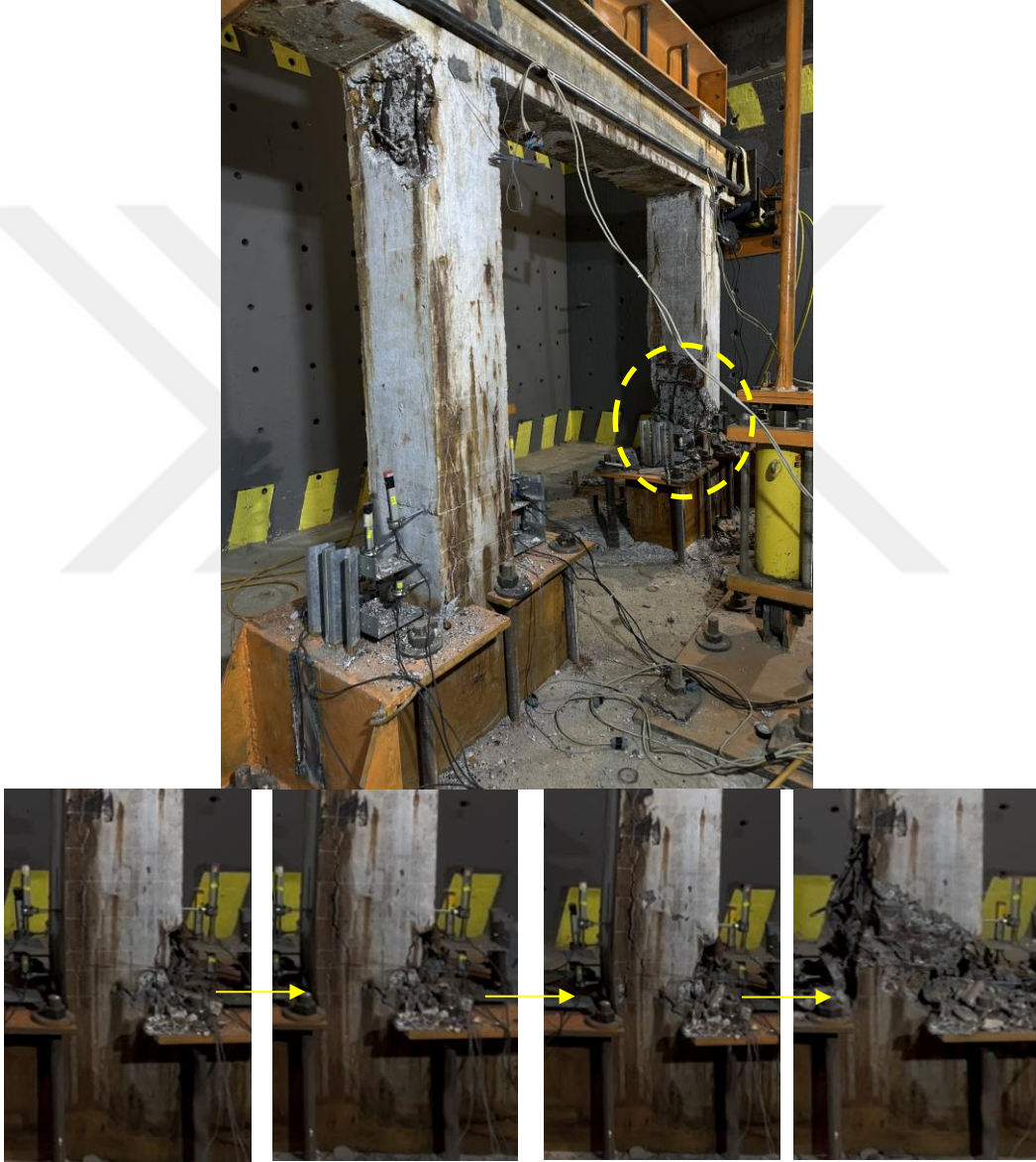
%14.01 ortalama korozyon oranına sahip RCF₃ deney numunesinin tersinir tekrarlanır yük etkisi altında gerçekleştirilen deney sonrası hasar durumu Şekil 4.37’de gösterilmektedir. Daha düşük korozyon oranına sahip RCF₁ ve RCF₂ numuneleri ve dikkate alındığında RCF₃ numunesinin etriye ve boyuna donatılarındaki nervürlerin artan korozyon oranına bağlı olarak daha fazla hasar aldığı tespit edilmiştir. Aynı korozyon oranı için etriyelerde meydana gelen bozulmalar, donatı çapı etkisinden dolayı boyuna donatılardan fazla olmaktadır. Bu durum dikkate alındığında artan korozyon oranıyla birlikte deney sürecindeki etkiyen yükler etriyelerin genişlemesine ve kopmasına sebep olmuştur. Bu olumsuz durum boyuna donatıların burkulmasına zemin hazırlamıştır.



Şekil 4.37 : RCF₃ çerçevesi hasar durumu.

%17.11 ile deney numuneleri içerisinde en yüksek korozyon oranına sahip RCF₄ deney numunesinin tersinir tekrarlanır ve sabit eksenel yük etkisi altında gerçekleştirilen deney sonrası hasar durumu Şekil 4.38’de gösterilmektedir. RCF₄ numunesinde etriye ve boyuna donatılarda kopmalar meydana gelmiştir. Korozyon oranına bağlı olarak etriyelerde meydana gelen kesit kayıpları artan yüklerin etkisi altında yüksek ötelenme oranlarında sargılama etkisini kaybetmektedir. Sargılama etkisinin azalmasıyla birlikte boyuna donatılarda burkulmaların meydana geldiği gözlenmiştir. Korozyon sürecinin tamamlanmasının ardından boyuna donatılara paralel olarak meydana gelen korozyon çatlakları meydana gelmiştir. Eksenel ve yanal yük etkisiyle meydana gelen kayma gerilmeleri ve basınç gerilmeleri bu çatlakların genişleyerek pas payı tabakasının

dökülmesine ve aderans problemlerinin oluşmasına sebep olmuştur. Betonarme çerçeveyi oluşturan Her iki kolon numunesinde de üst ve alt kolonlarda itme-çekme doğrultusunda kesme çatlaklarının (diyagonal yönde) olduğu gözlenmiştir. Wight ve Sözen (1973) tarafından yapılan çalışmada da etriye aralıklarının azalmasının (dolayısı ile sargılamının azalması) eğik çatlağın eğimini artırdığı gözlenmiştir. Kolon-temel bölgesi almış olduğu hasar sonucu burkulmaların artması elemanın ani gevrek bir şekilde göçmesine sebep olmuştur.



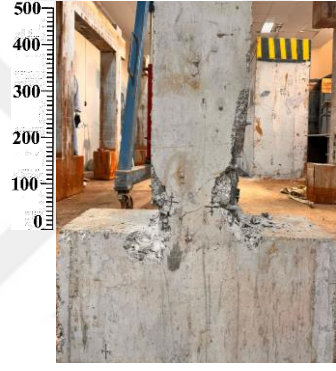
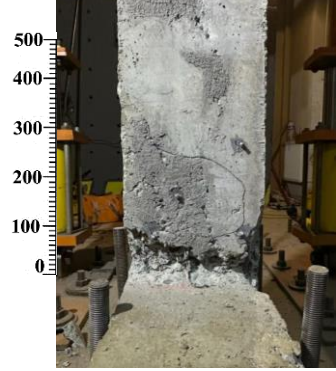
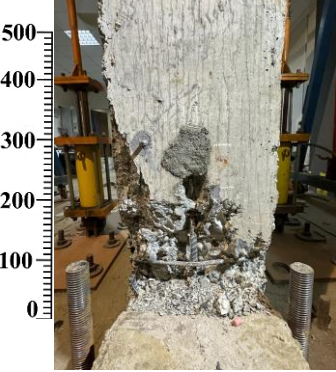
Şekil 4.38 : RCF4 çerçevesi hasar durumu.

4.6.1.1 Plastik mafsallık bölgesi

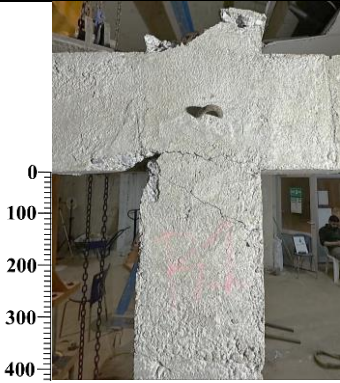
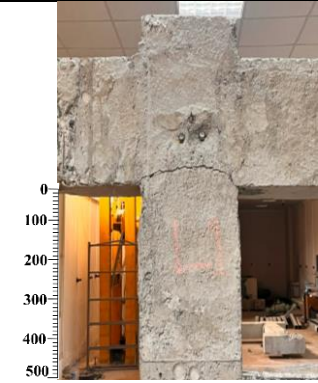
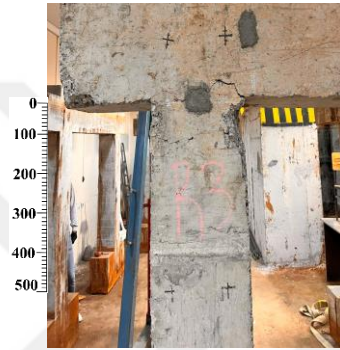
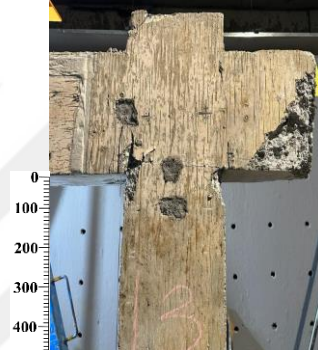
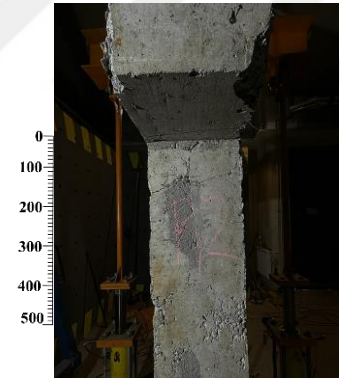
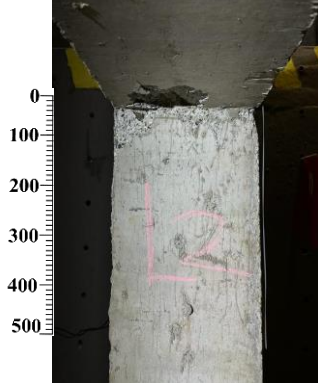
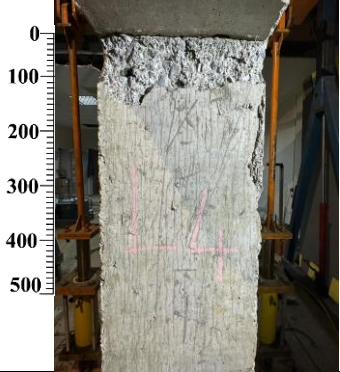
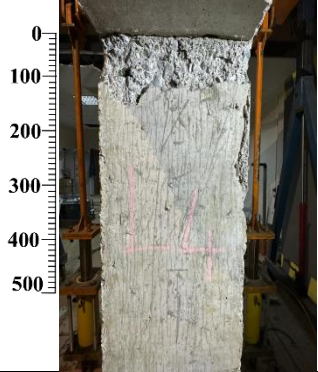
Deney elemanlarında kolon-kiriş ve kolon-temel gibi hasarların yoğunlaştığı bölgelerde mafsallaşma mekanizması oluşmuştur. Çizelge 4.6-4.15'te tüm deney elemanlarının

kolonlarının 4 yüzeyi için mafsalları belirtilmektedir. Çizelgelerin kenarında bulunan cetvel elemanın görseline göre ölçeklenmiştir.

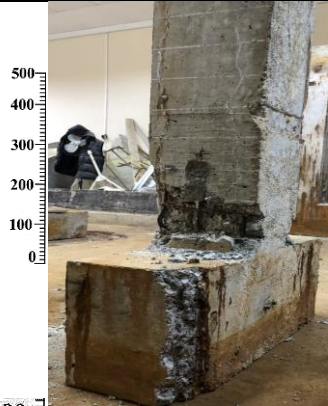
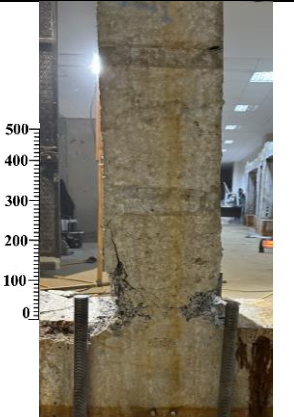
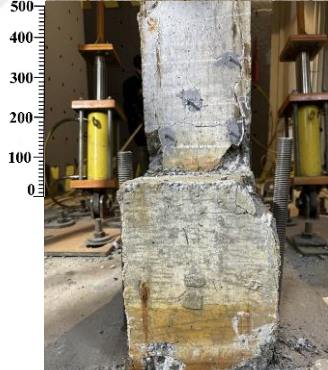
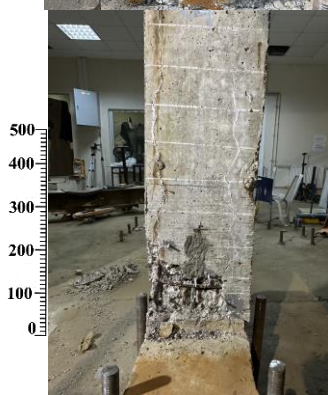
Çizelge 4.6 : RCFR numunesi kolon mafsalları.

RCFR	SAĞ KOLON	SOL KOLON
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

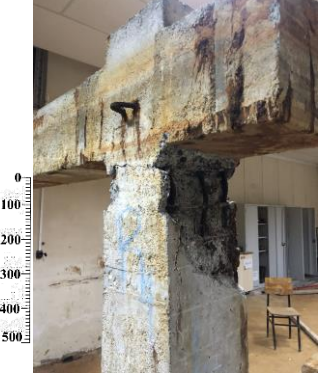
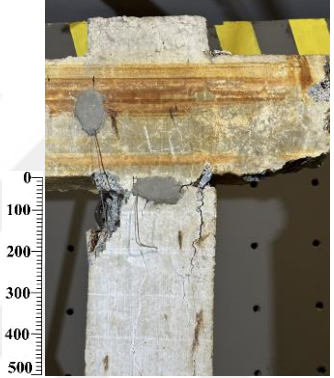
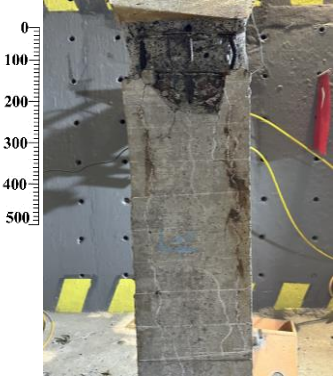
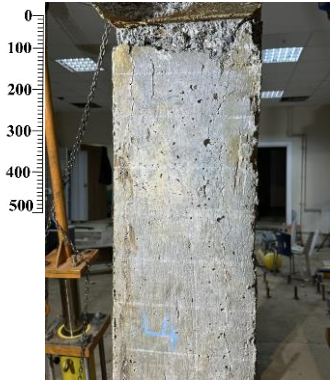
Çizelge 4.7 : RCFR numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.

RCFR	SAĞ KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ	SOL KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

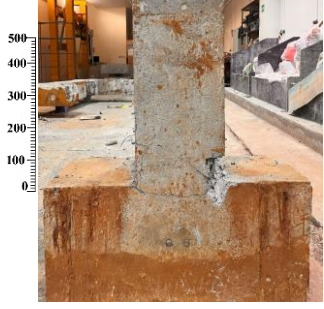
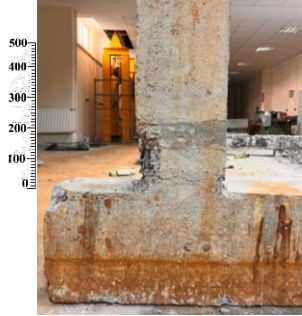
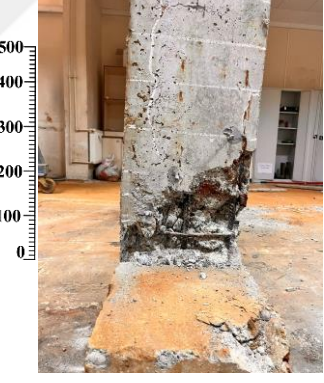
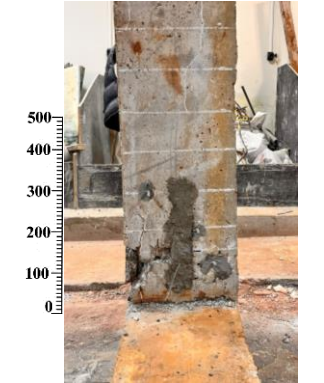
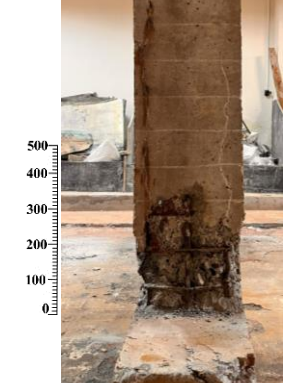
Çizelge 4.8 : RCF₁ numunesi kolon mafsalları durumları.

RCF ₁	SAĞ KOLON	SOL KOLON
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

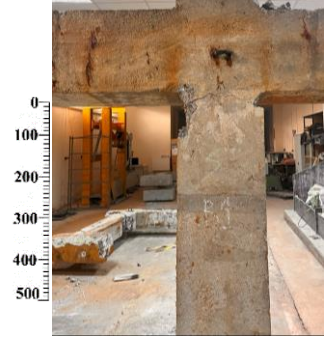
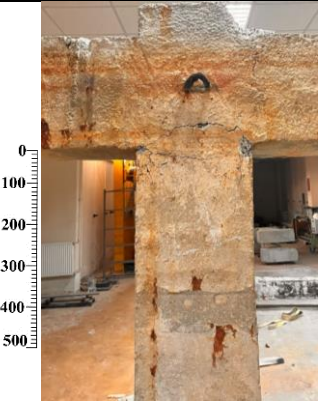
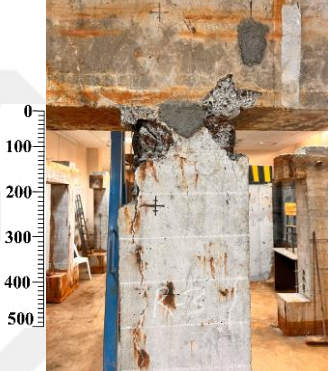
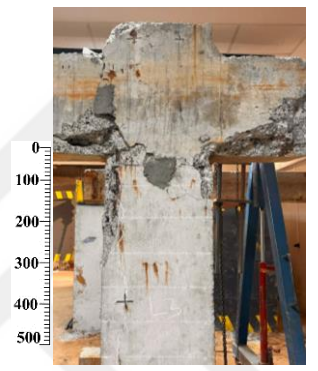
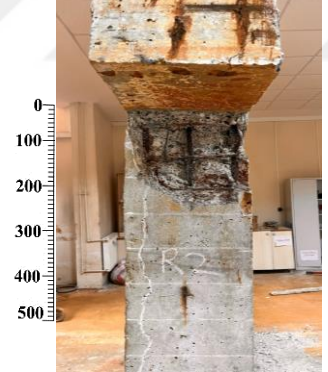
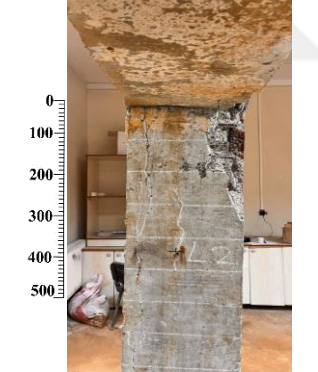
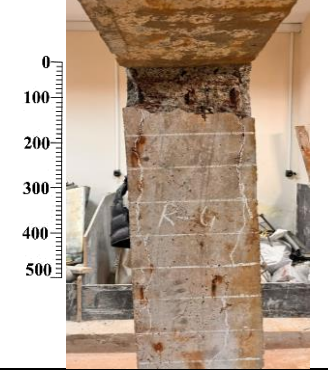
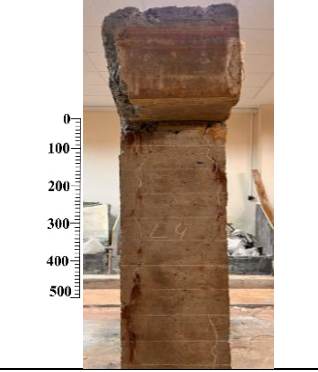
Çizelge 4.9 : RCF₁ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.

RCF ₁	SAĞ KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ	SOL KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

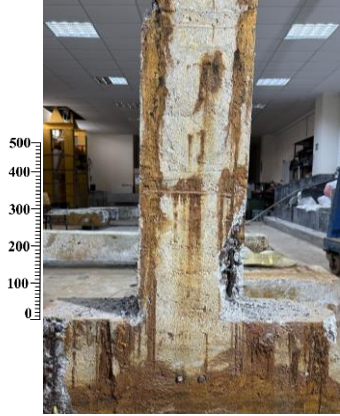
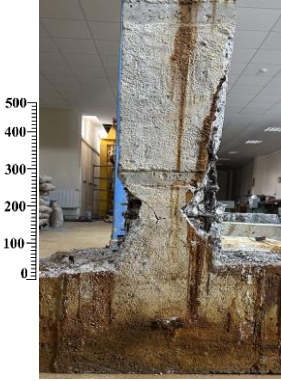
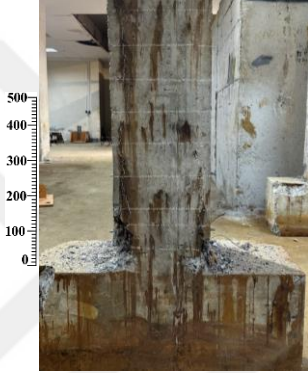
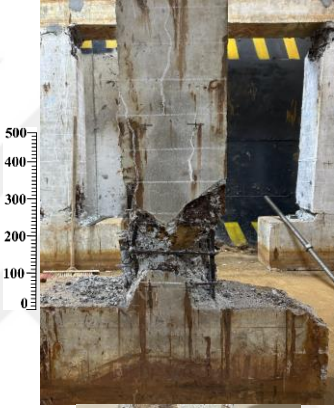
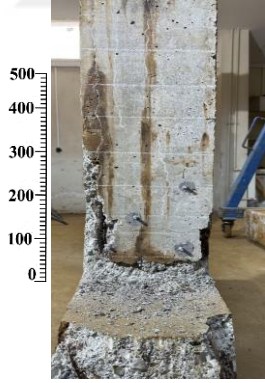
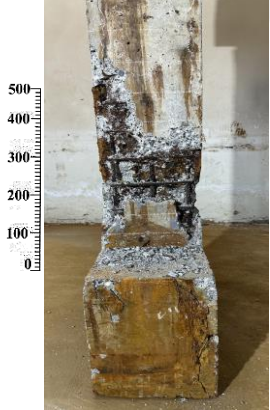
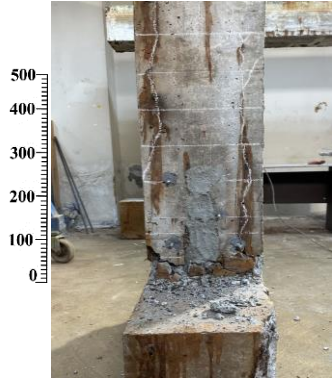
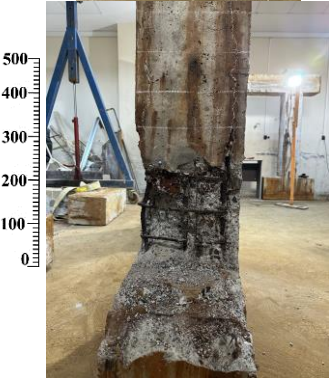
Çizelge 4.10 : RCF₂ numunesi kolon mafsal durumları.

RCF ₂	SAĞ KOLON	SOL KOLON
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

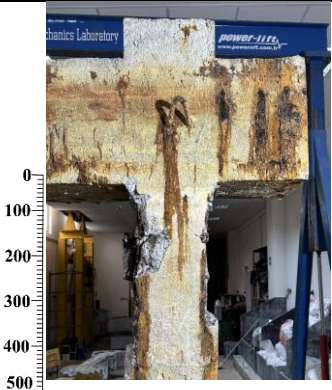
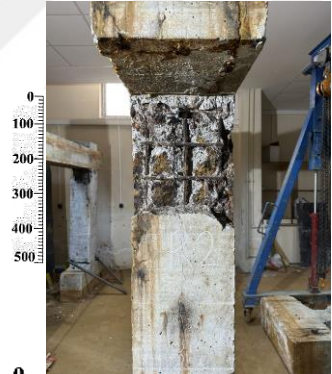
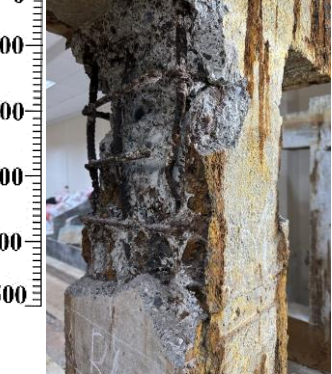
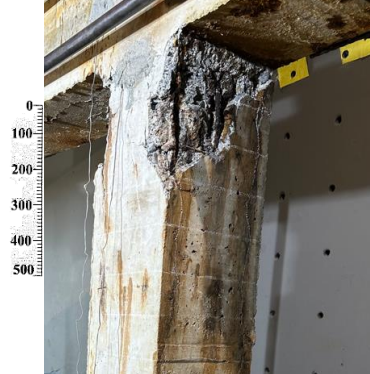
Çizelge 4.11 : RCF2 numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.

RCF ₂	SAĞ KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ	SOL KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

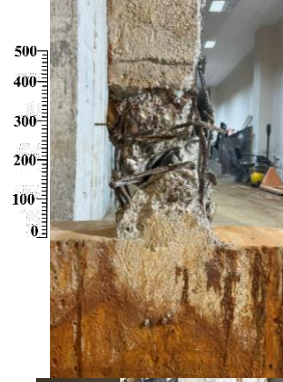
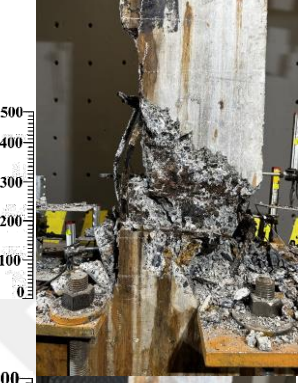
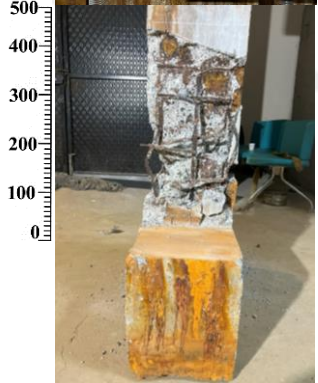
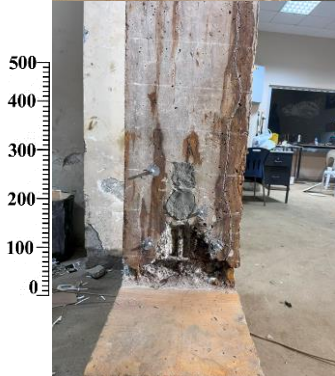
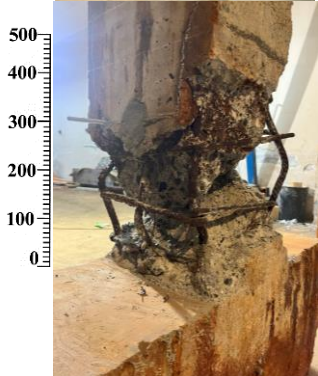
Çizelge 4.12 : RCF₃ numunesi kolon mafsal durumları.

RCF ₃	SAĞ KOLON	SOL KOLON
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

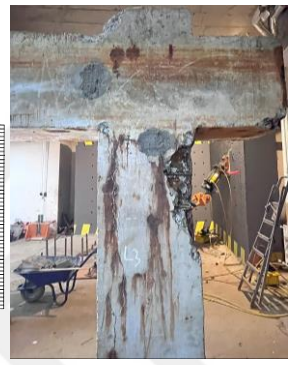
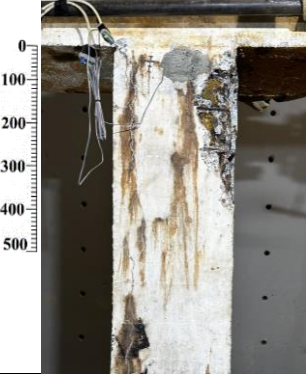
Çizelge 4.13 : RCF₃ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.

RCF ₃	SAĞ KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ	SOL KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

Çizelge 4.14 : RCF₄ numunesi kolon mafsal durumları.

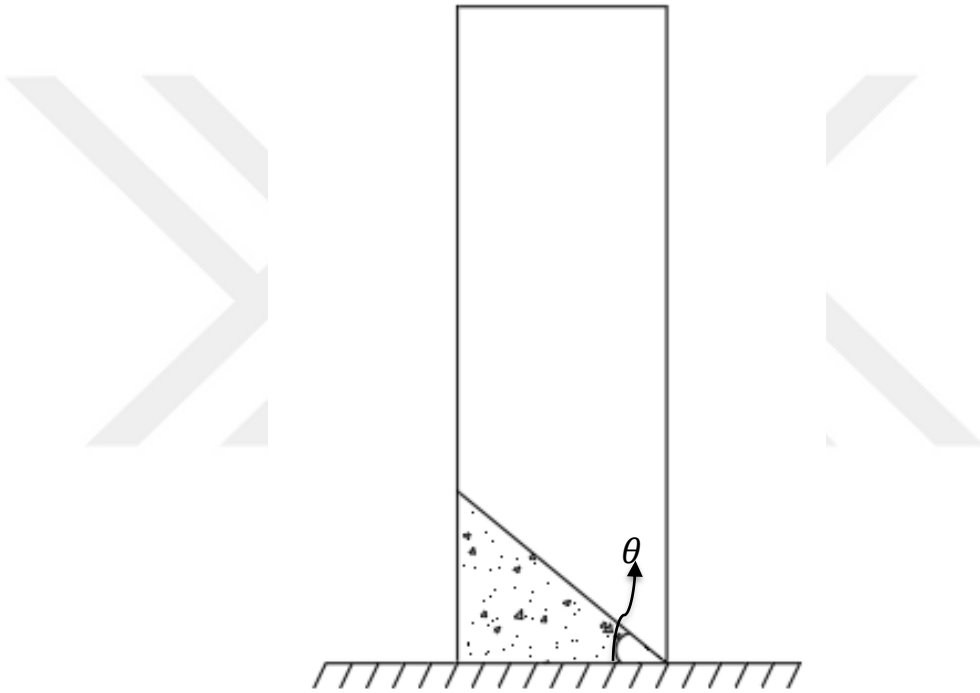
RCF ₄	SAĞ KOLON	SOL KOLON
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

Çizelge 4.15 : RCF₄ numunesi birleşim bölgesi mafsal durumları.

RCF ₄	SAĞ KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ	SOL KOLON-KİRİŞ BİRLEŞİM BÖLGESİ
ÖN		
ARKA		
SAĞ		
SOL		

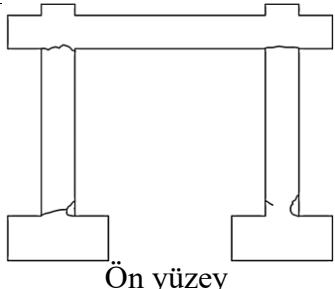
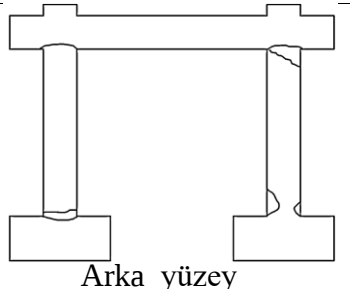
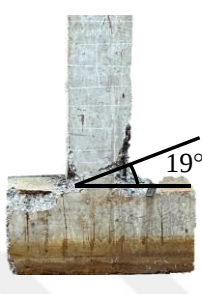
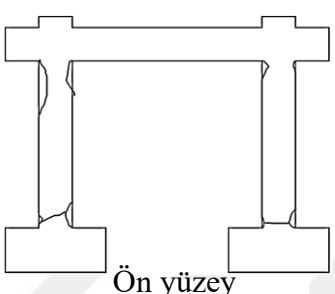
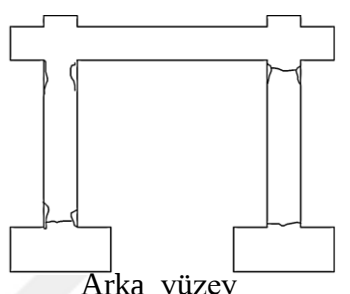
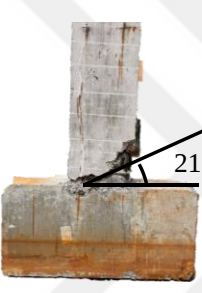
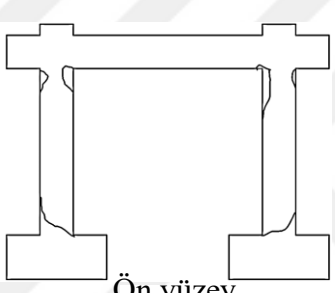
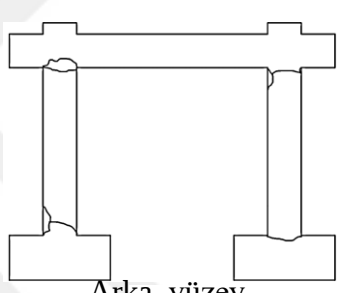
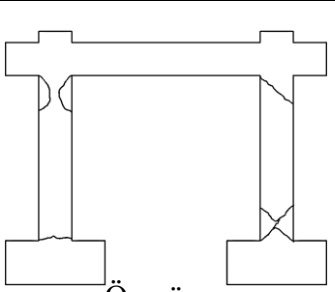
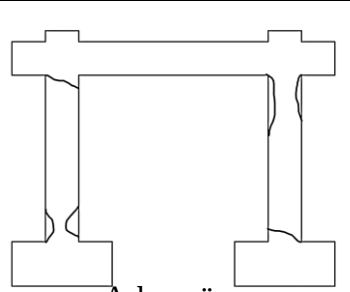
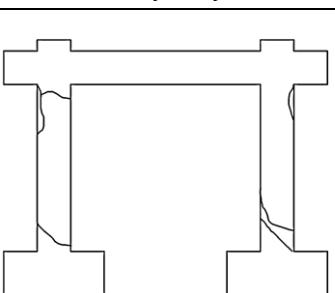
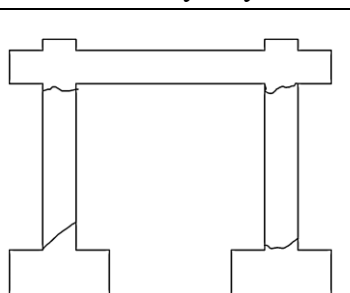
4.6.1.2 Kritik kesme çatlağı açıları

Yükleme deneylerinin tamamlanmasının ardından plastik mafsallarda oluşan kritik kesme çatlağı açıları (Şekil 4.39) ölçülmüştür (Çizelge 4.16). RCF_R betonarme çerçeve numunesi göçme durumuna ulaştığında, betonarme kirişlerinde yalnızca kılcal, kolon-kiriş bölgesinde ise daha geniş eğilme çatlakları meydana gelmiştir. Korozyonlu numunelerde ise eğilme çatlakları yerine kesme çatlakları elemanların göçme moduna ulaşmasına sebep olmuştur. Korozyon oranının artmasıyla birlikte baskın hale gelen kesme davranışı sonucunda çatlak açıları da artmaktadır. Deney numuneleri için çatlak açıları RCF_R, RCF₁, RCF₂, RCF₃ ve RCF₄ numuneleri için sırasıyla 15°, 19°, 21°, 45° ve 48° olarak ölçülmüştür.



Şekil 4.39 : Kritik kesme açısının gösterimi.

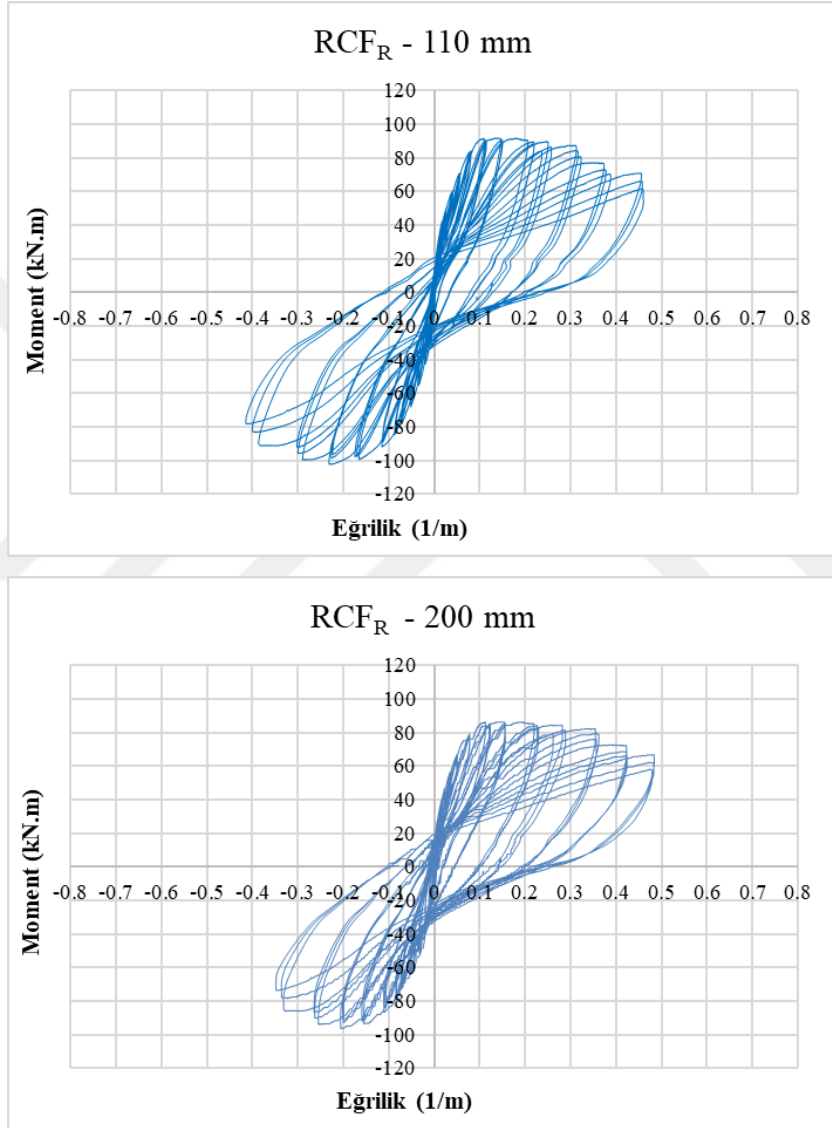
Çizelge 4.16 : Kritik kesme çatlağı açıları.

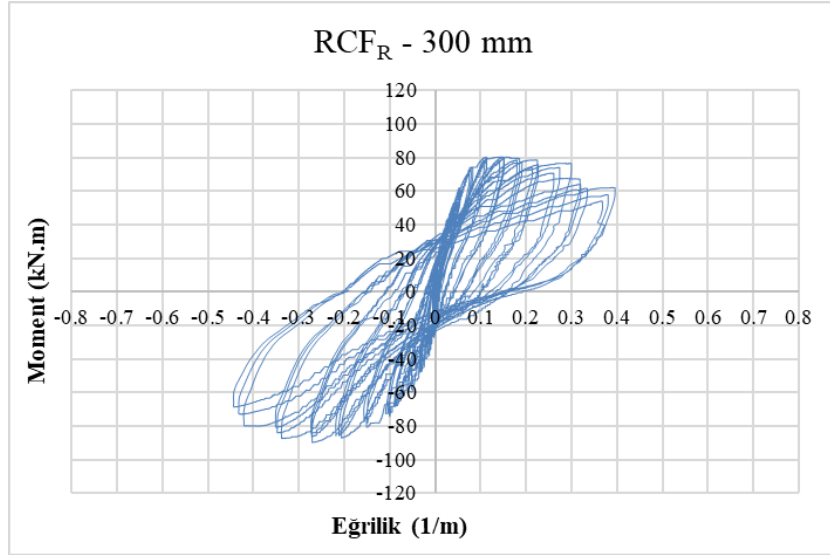
a 		
b 		
c 		
d 		
e 		

4.7 Moment – Eğrilik İlişkisi

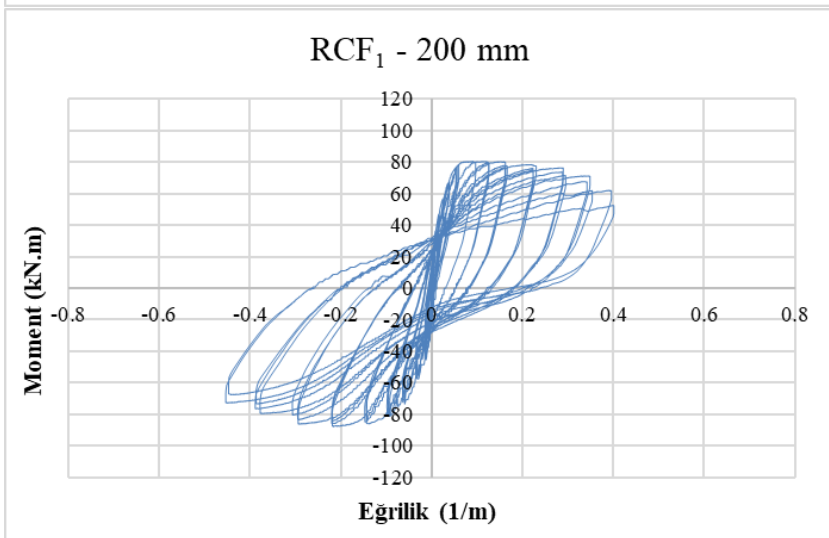
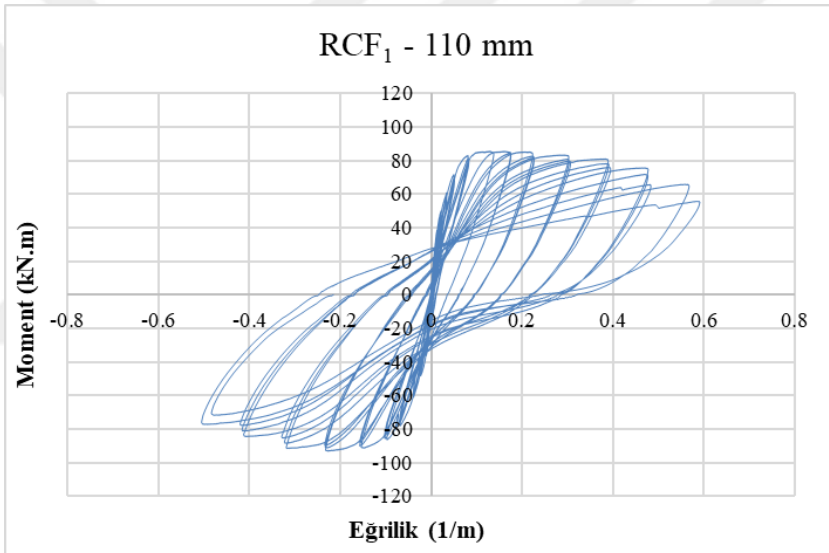
Deney numuneleri için elde edilen Moment – Eğrilik ilişkileri incelendiğinde artan donatı korozyon oranı etkisinin davranış üzerinde etkili olduğu görülmektedir. Korozyonlu deney

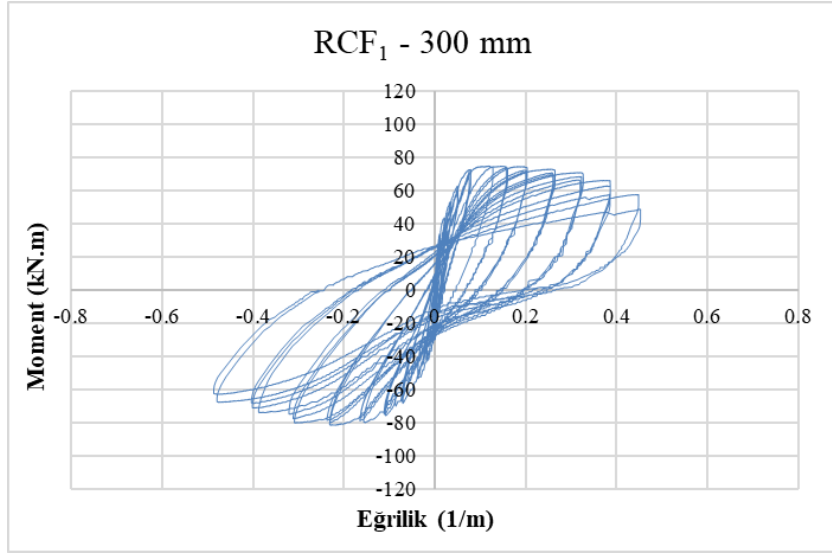
numunelerinde paslandırma sürecine ek olarak, yükleme etkisi altında artan ötelenme oranlarıyla birlikte, beton ve donatı mekanik özelliklerinde bozulmalar olmaktadır. Bu bozulmalar sonucu oluşan kesit kayıpları ile birlikte kritik hale gelen eksenel yükleme numunelerin moment ve eğrilik kapasitelerini sınırlamaktadır. Örneğin 91.71 kN.m moment kapasitesine sahip RCFR referans numunesi dikkate alındığında moment kapasiteleri RCF₁, RCF₂, RCF₃ ve RCF₄ numuneleri için sırasıyla %6.73, %8.46, %20.19 ve %30.59 oranında azalış göstermiştir.



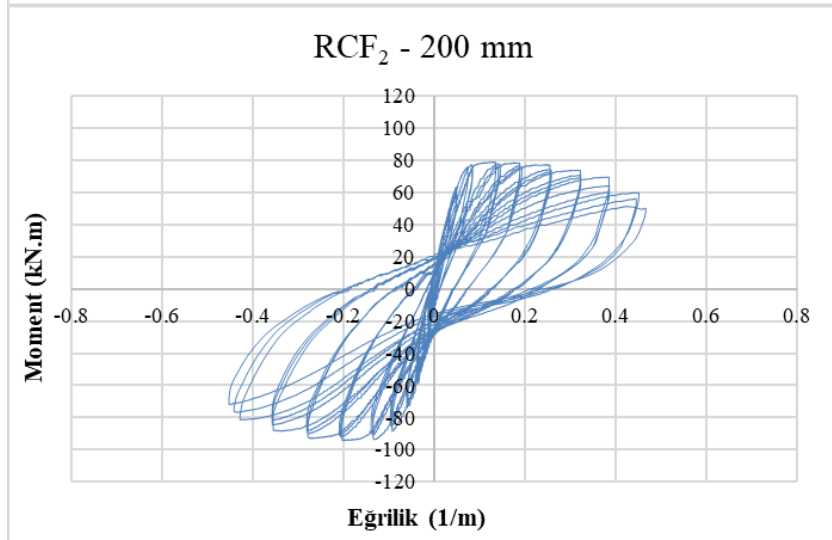
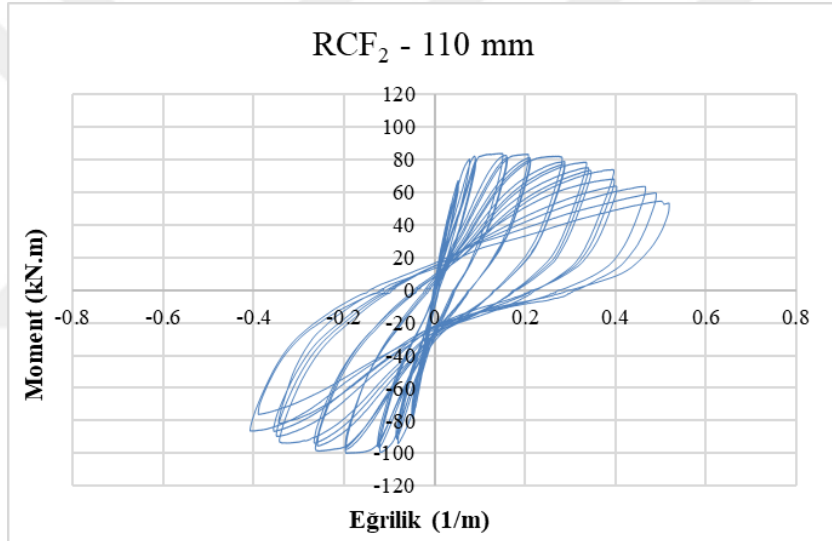


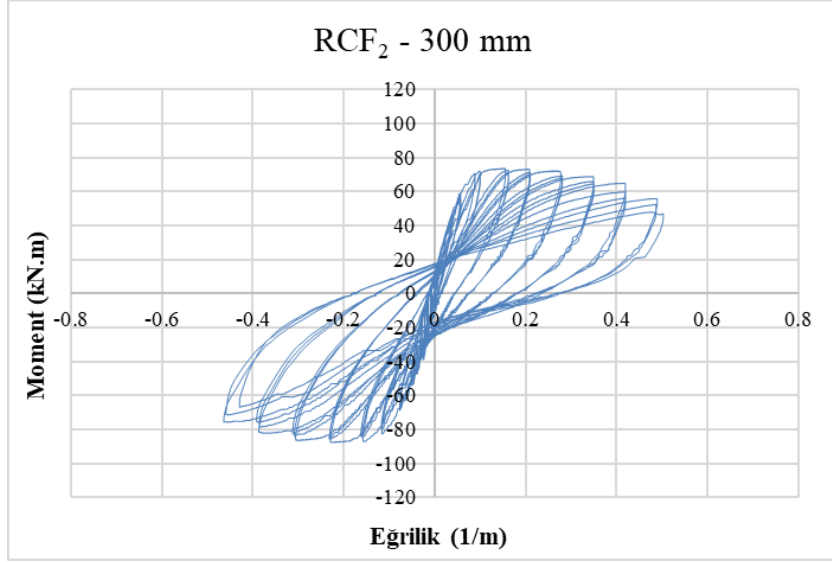
Şekil 4.40 : RCF_R numunesi Moment-Eğrilik ilişkisi.



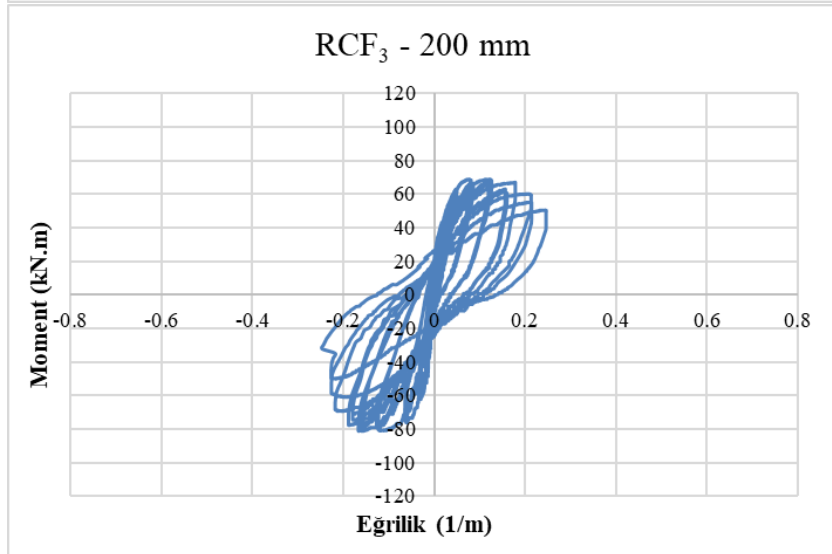
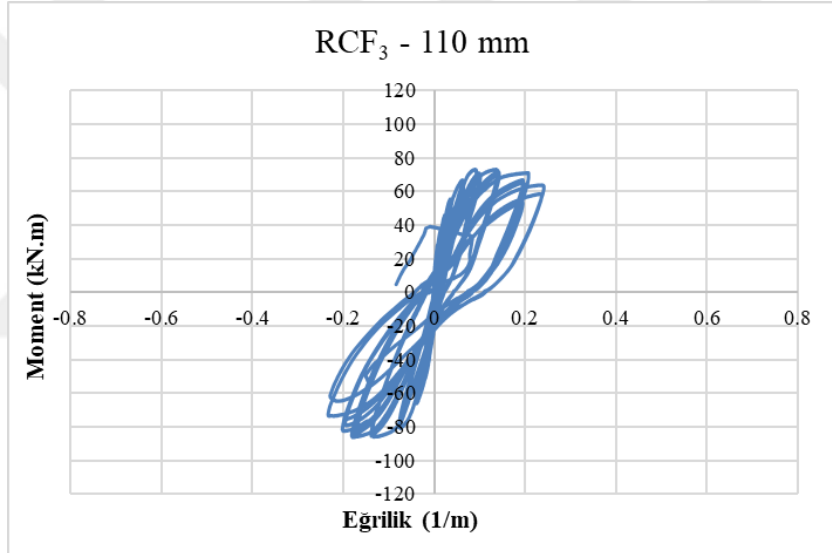


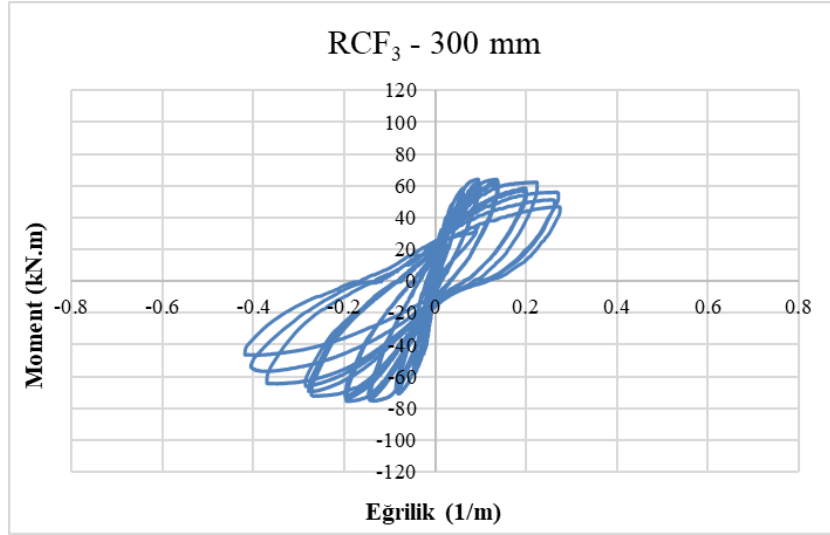
Şekil 4.41 : RCF₁ numunesi C1 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.



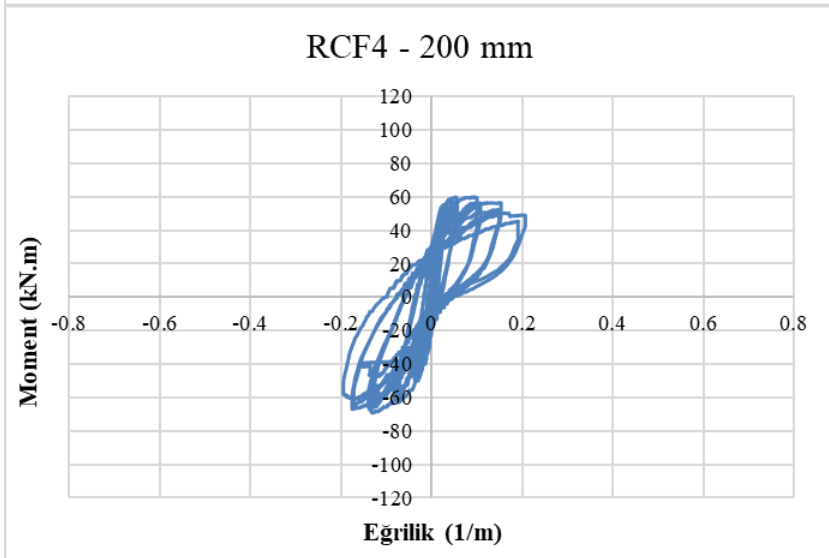
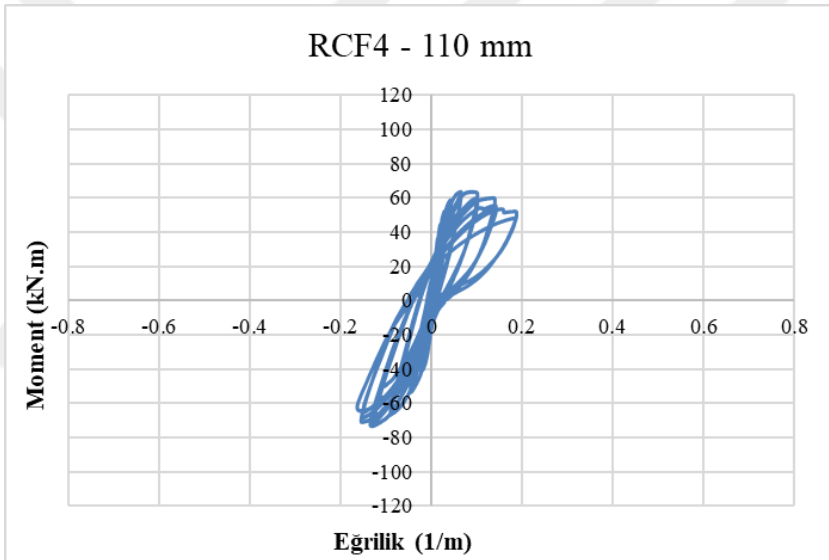


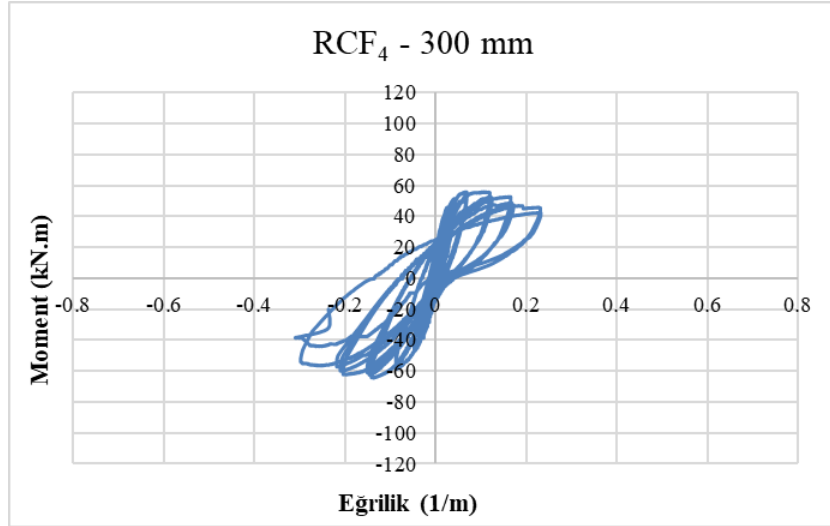
Şekil 4.42 : RCF₂ numunesi C1 Moment-Eğrilik ilişkisi.



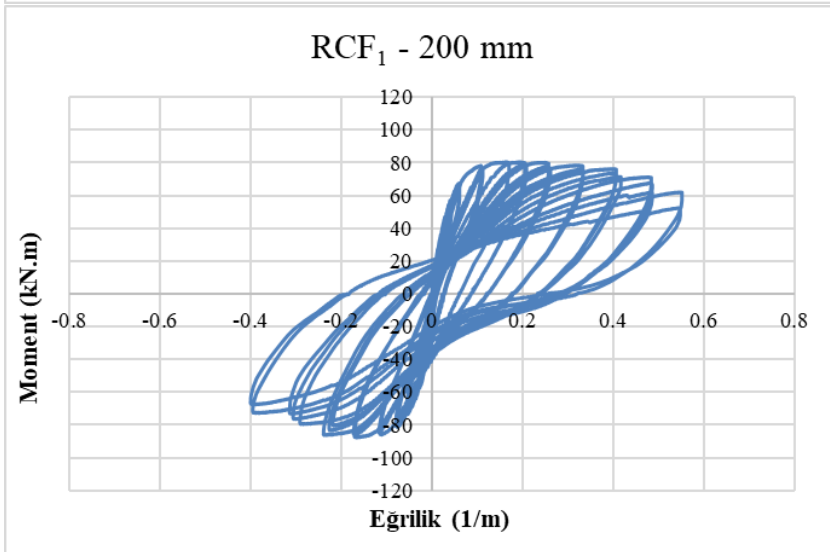
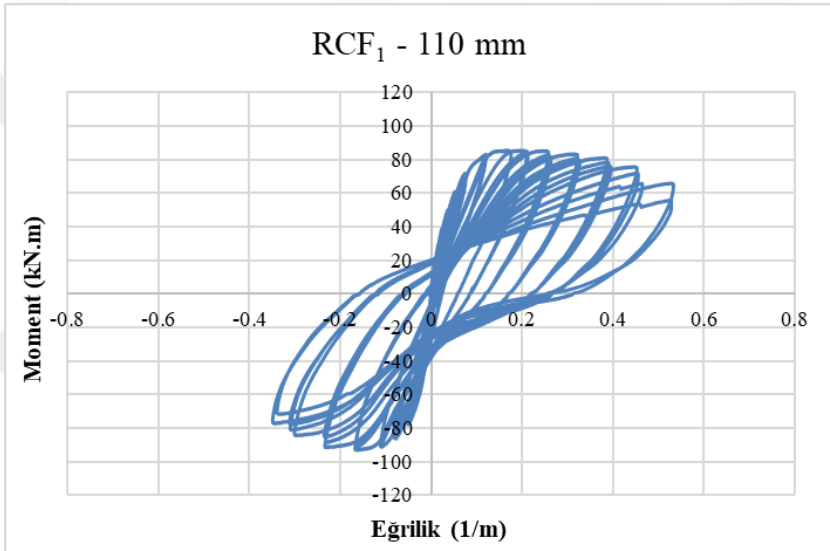


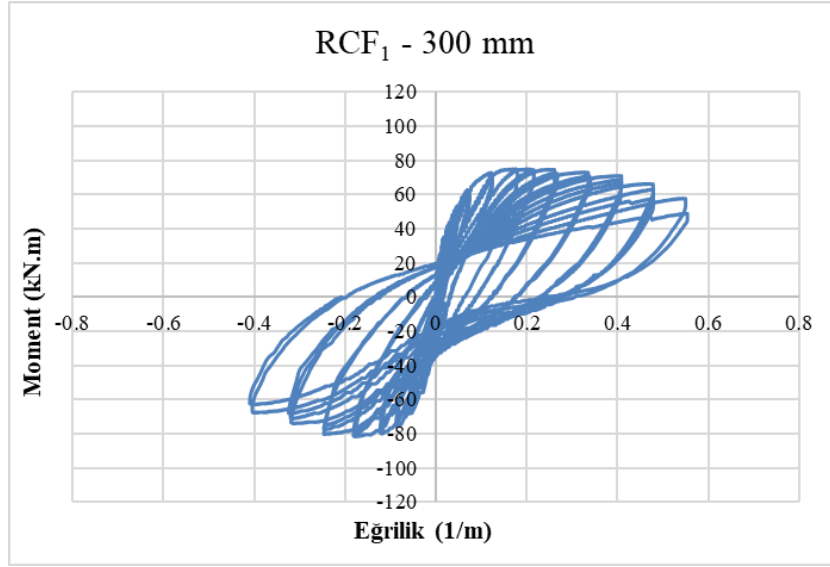
Şekil 4.43 : RCF₃ numunesi C1 Moment-Eğrilik ilişkisi.



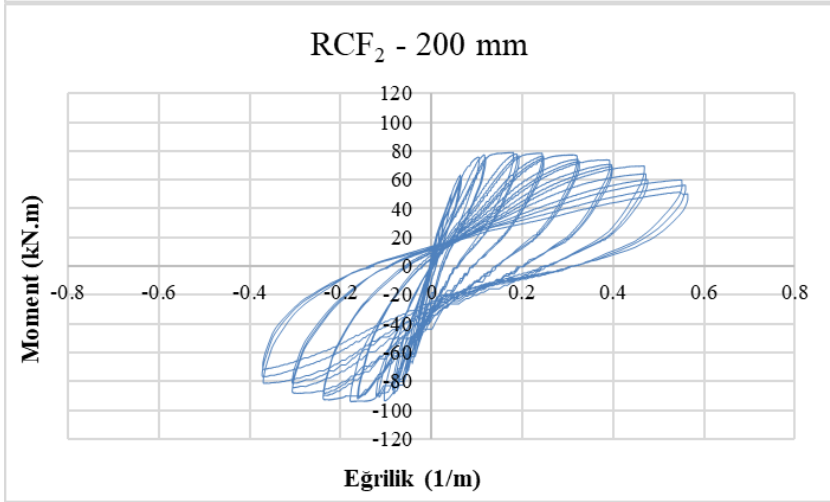
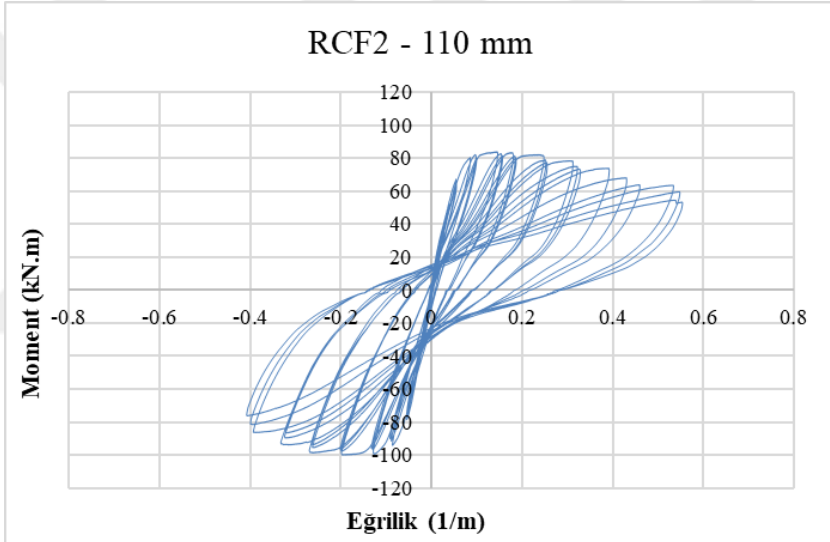


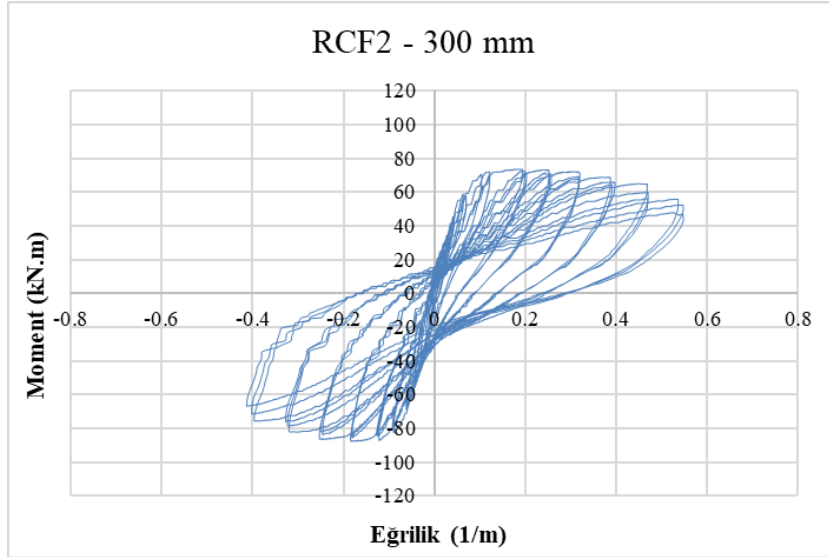
Şekil 4.44 : RCF_4 numunesi C1 Moment-Egrilik ilişkisi.



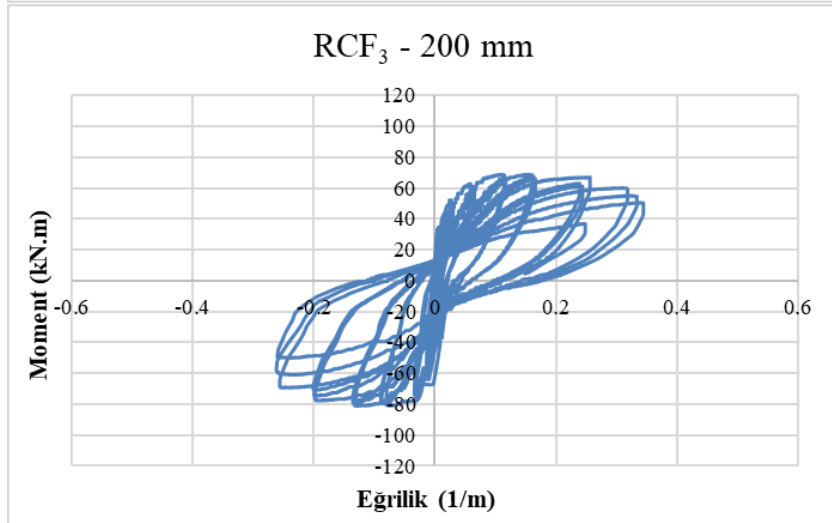
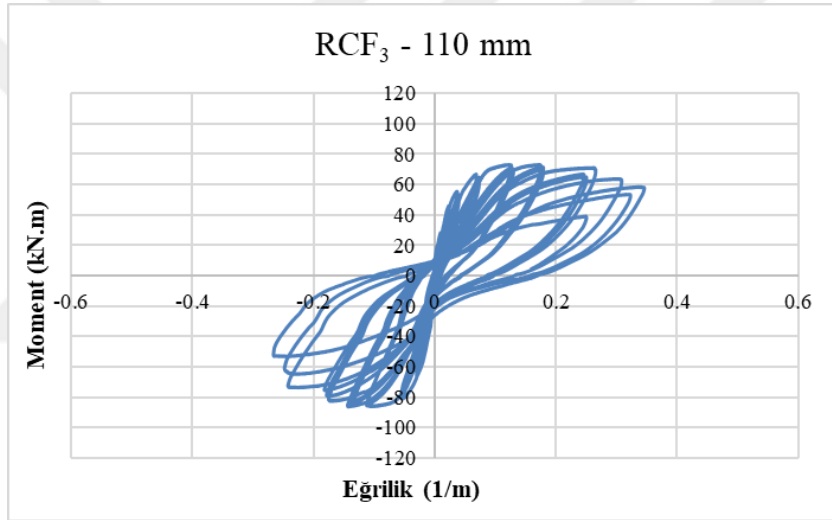


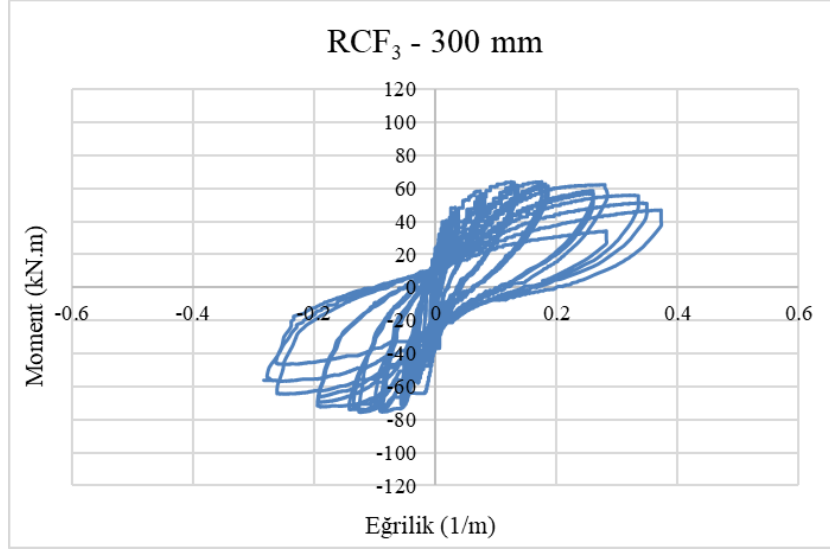
Şekil 4.45 : RCF₁ numunesi C2 kolonu Moment-Egrilik ilişkisi.





Şekil 4.46 : RCF₂ numunesi C2 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.

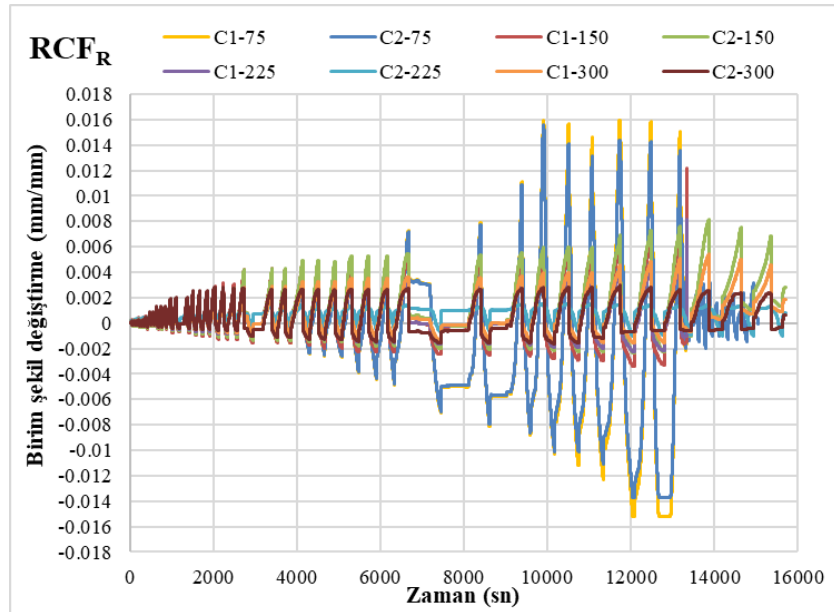


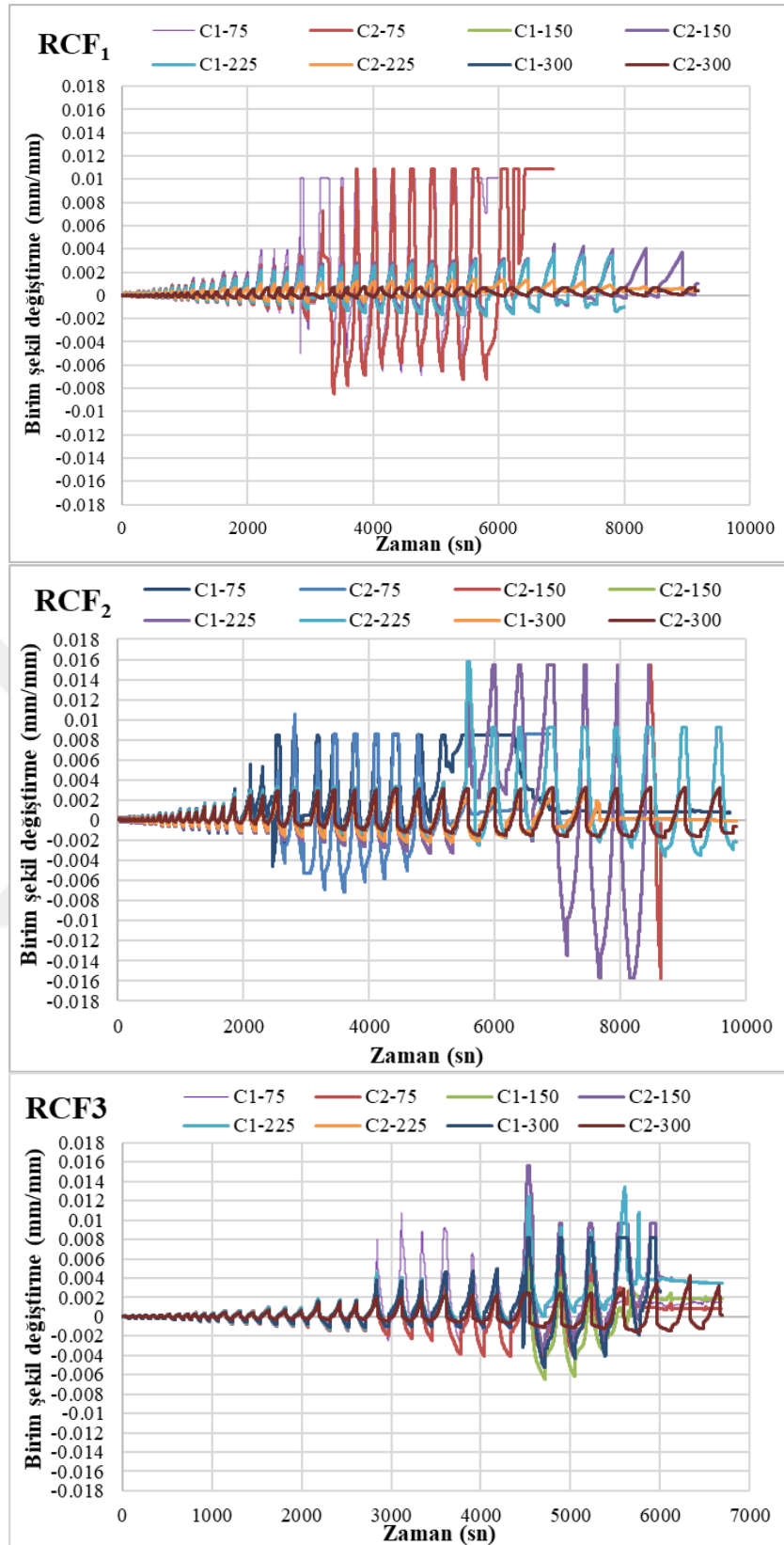


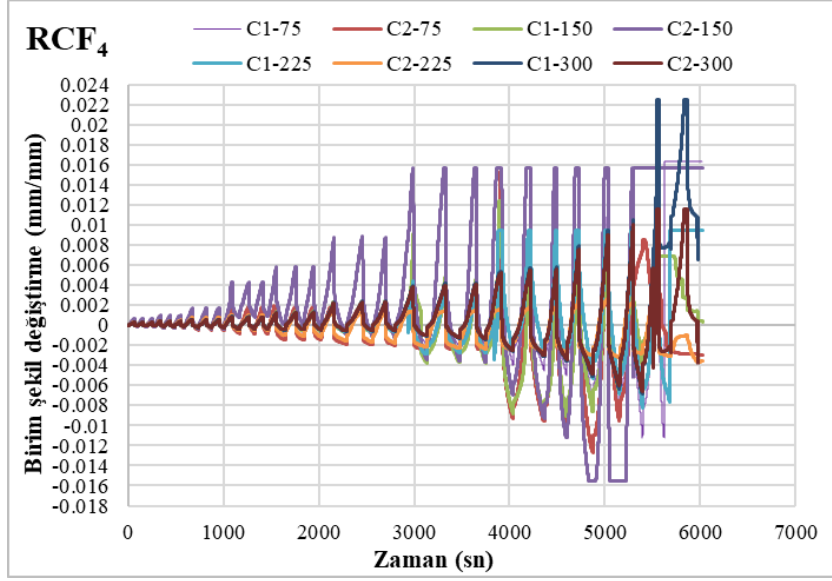
Şekil 4.47 : RCF₃ numunesi C2 kolonu Moment-Eğrilik ilişkisi.

4.8 Donatı Birim Şekil Değiştirme Değerleri

Betonarme çerçeveyi oluşturan her iki kolonda yanal ve aksenal yükleme etkisi altında korozyon etkisiyle değişen birim şekil değiştirme değerleri beton dökümünden önce donatılara yapıştırılan birim şekil değiştirme ölçerler yerleştirilmiştir. Elde edilen birim şekil değiştirme – zaman ilişkileri Şekil 4.48’de gösterilmektedir.

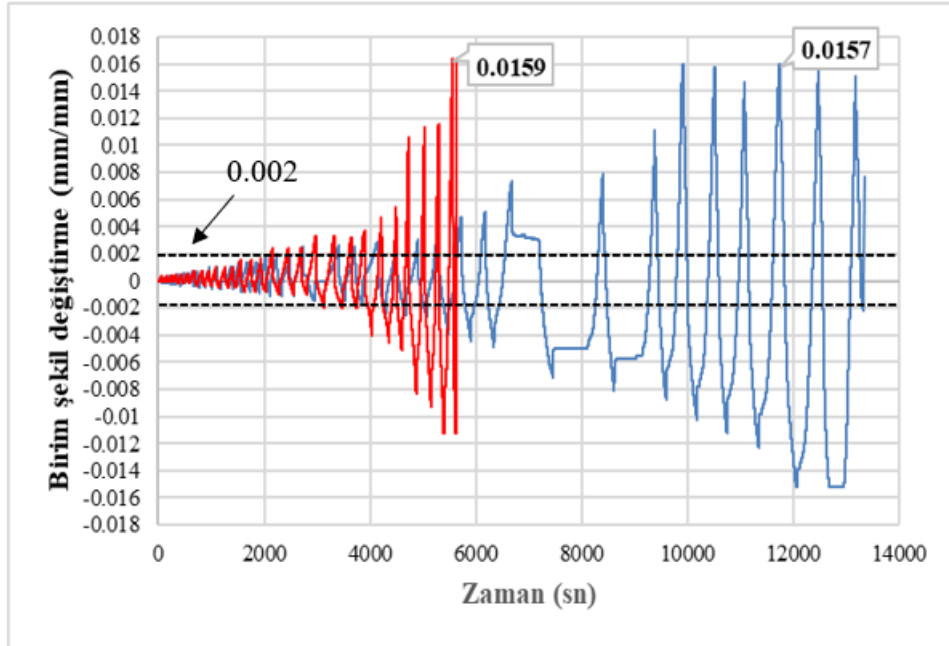






Şekil 4.48 : Numunelerin birim şekil değiştirme - zaman ilişkisi a) RCF_R , b) RCF_1 , c) RCF_2 , d) RCF_3 , e) RCF_4 .

Donatı korozyon oranının artması numunelerin erken akma konumuna ulaşmasına sebep olmaktadır. Şekil 4.49’da RCF_R ve RCF_4 numunelerinin 75 mm’de yer alan birim şekil değiştirme ölçerlerden elde edilen değerler incelendiğinde her iki donatının da akma konumuna ulaştığı görülmektedir. İtme yönü dikkate alındığında her iki numunenin donatısı içinde nihai birim şekil değiştirmenin yakın değerlerde olduğu görülmektedir. Bu durumun aksine erken akma konumuna ulaşan korozyonlu donatı kesitin taşıma gücü erken kaybetmesine sebep olmaktadır.



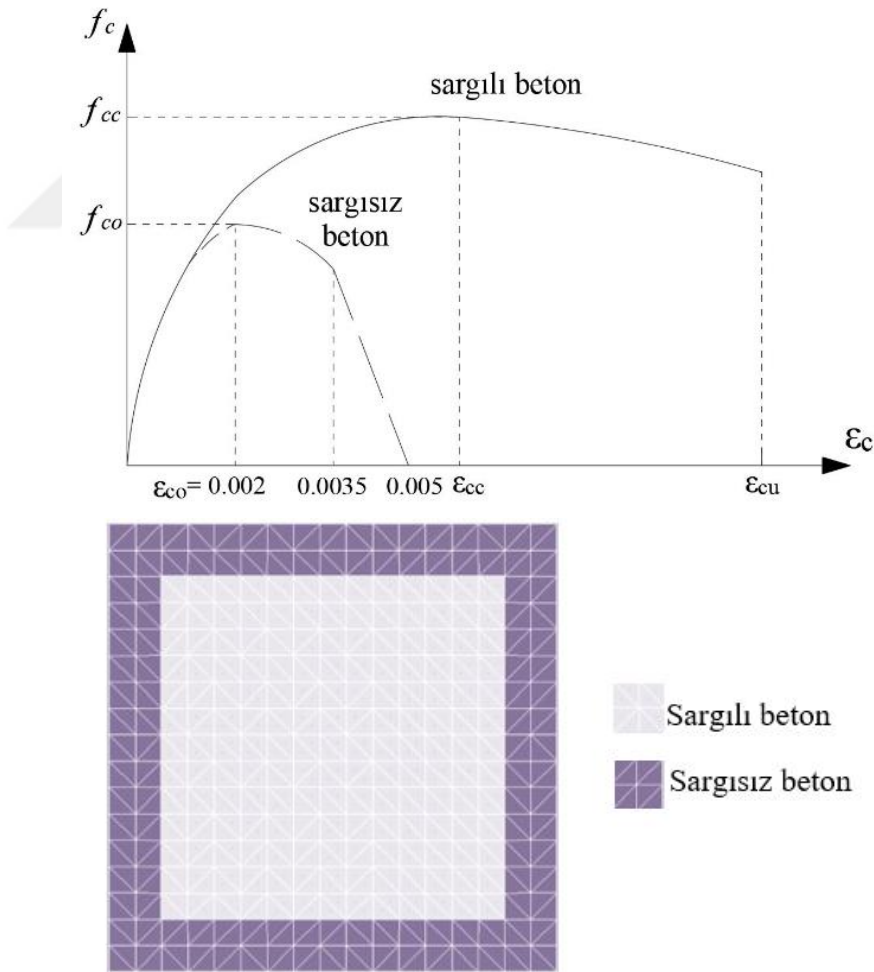
Şekil 4.49 : RCF_R ve RCF_4 numunelerinin karşılaştırılması.

5. ANALİTİK ÇALIŞMA

Betonarme yapılarda taşıyıcı eleman davranışını kesit davranışı yansıtmaktadır. Kesit davranışının doğru bir şekilde tespit edilebilmesi için Moment-Eğrilik ilişkisinin tanımlanması gerekmektedir. Gerçekleştirilen çalışma ile birlikte korozyona maruz bırakılmamış referans numune ve korozyona maruz bırakılmış betonarme çerçevelerin yapısal davranışları XTRACT kesit analiz programında analitik olarak incelenmiştir.

5.1 Beton Modeli (Sargılı-Sargısız)

Analitik çalışma kapsamında gerçekleştirilen kesit analizlerinde sargılı ve sargısız betonlara ait bünye denklemleri (gerilme-şekil değiştirme bağıntısı) TBDY, (2018)'de tanımlanan beton modeline göre oluşturulmuştur. Şekil 5.1'de ilgili beton modelinde dikkate alınan parametreler gösterilmektedir.



Şekil 5.1 : Mander beton modeli (DBYBHY, 2007).

Sargılı betonda beton basınç gerilmesi f_c , beton basınç birim şekil değiştirmesi ϵ_c 'nin fonksiyonu olarak Denklem 5.1 ile hesaplanmaktadır.

$$f_c = \frac{f_{cc} \times r}{r - 1 + x^r} \quad (5.1)$$

Denklem 5.1' de verilen f_{cc} , sargılı beton dayanımını, x şekil değiştirmeye bağlı değişkeni, r ise elastisite modülüne bağlı değişkeni göstermektedir. Sargılı beton dayanımı f_{cc} ile sargısız beton dayanımı f_{co} arasındaki ilişki Denklem 5.2'de verilmiştir.

$$f_{cc} = \lambda_c f_{co} \quad (5.2)$$

$$\lambda_c = 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \frac{f_e}{f_{co}} - 2 \frac{f_e}{f_{co}} - 1.254} \quad (5.3)$$

Denklem 5.3'te verilen f_e , etkili sargılama basıncını göstermektedir. Etkili sargılama basıncı, dikdörtgen kesitlerde birbirine dik iki doğrultu için Denklem 5.4-5.5'de verilen değerlerin ortalaması ile hesaplanmaktadır.

$$f_{ex} = k_e \rho_x f_{yw} \quad (5.4)$$

$$f_{ey} = k_e \rho_y f_{yw} \quad (5.5)$$

$$f_e = (f_{ex} + f_{ey})/2 \quad (5.6)$$

Denklem 5.4'de verilen k_e , sargılama etkinlik katsayısını; ρ_x ve ρ_y , ilgili doğrultulardaki enine donatıların hacimsel oranını; f_{yw} , ise sargı donatılarının akma dayanımını temsil etmektedir. Sargılama etkinlik katsayısı k_e Denklem 5.7 ile hesaplanmaktadır.

$$k_e = \left(1 - \frac{\sum a_i^2}{6b_o h_o}\right) \left(1 - \frac{s}{2b_o}\right) \left(1 - \frac{s}{2h_o}\right) \left(1 - \frac{A_s}{b_o h_o}\right)^{-1} \quad (5.7)$$

Denklem 5.7'de verilen ifadelerden a_i , kesit çevresindeki düşey donatıların eksenleri arasındaki uzaklığını; b_o ve h_o , çekirdek betonu sargılayan etriyelerin eksenleri arasında kalan kesit boyutlarını; s , etriye aralığını; A_s ise boyuna donatı alanını temsil etmektedir. Şekil 5.1'de verilen normalize edilmiş beton birim şekil değiştirmesi x ve r değişkenlerine ilişkin bağıntılar sırasıyla Denklem 5.8 ve Denklem 5.10'da verilmektedir.

$$x = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{cc}} \quad (5.8)$$

$$\epsilon_{cc} = \epsilon_{co}[1+5(\lambda_c-1)] \quad \epsilon_{co} \approx 0.002 \quad (5.9)$$

$$r = \frac{E_c}{E_c - E_{sec}} \quad (5.10)$$

$$E_{sec} = \frac{f_{cc}}{\epsilon_{cc}} \quad (5.11)$$

Sargılı betondaki maksimum birim şekil değiştirme (ϵ_{cu}) miktarı Denklem 5.13 ile hesaplanmaktadır.

$$\epsilon_{cu} = 0.035 + \frac{1.4 \rho_s f_{yw} \epsilon_{su}}{f_{cc}} \quad (5.13)$$

Korozyona maruz kalmış betonarme kolon kesitlerinin analizlerinde kullanılacak olan sargılı ve sargısız beton modellerinin oluşturulmasında farklı bir yöntem tercih edilmiştir. Bu yöntemde betonarme kesitteki sargısız betonun, donatı korozyonu sebebiyle meydana gelen bozulmalar sonucu azalan basınç dayanımı, deney numunesinin kolonlarından ölçülen birincil korozyon çatlak genişlikleri kullanılarak Vecchio ve Collins (1986) tarafından önerilen modele göre hesaplanmıştır (Denklem 5.14).

$$f_c^* = \frac{f_c}{1 + K_{\epsilon_1} / \epsilon_{co}} \quad (5.14)$$

Bu eşitlikte, f_c^* : korozyon sebebiyle sargısız betondaki azalmış basınç dayanımını, f_c : korozyon öncesinde beton basınç dayanımını, K : donatı çapına ve pürüzlülüğe bağlı bir katsayıyı ifade etmekte olup Cape, (1999) tarafından nervürlü betonarme donatıları için 0.1 alınması önerilmiştir. ϵ_{co} değeri maksimum basınç dayanımına karşılık gelen birim şekil değiştirmeyi ve ϵ_1 : basınç doğrultusuna dik doğrultuda çatlamış betondaki ortalama birim şekil değiştirmeyi göstermektedir. ϵ_1 değeri Denklem 5.15 ile hesaplanmaktadır.

$$\epsilon_1 = (b_f - b_o) / b_o \quad (5.15)$$

Bu eşitlikte, b_o korozyon çatlağı öncesi kesit genişliğini, b_f ise korozyon çatlakları sebebiyle genişlemiş toplam kesit genişliğini ifade etmektedir. Çatlamış betondaki ortalama birim şekil değiştirme (ϵ_1) büyüklüğü, çalışmanın deneysel kısmında, korozyona maruz kalmış betonarme kolon numuneleri üzerinden ölçülen ortalama birincil korozyon çatlak genişlikleri (W_{cr}) kullanılarak hesaplanmıştır. Deney numunesinin kolon elemanlarından

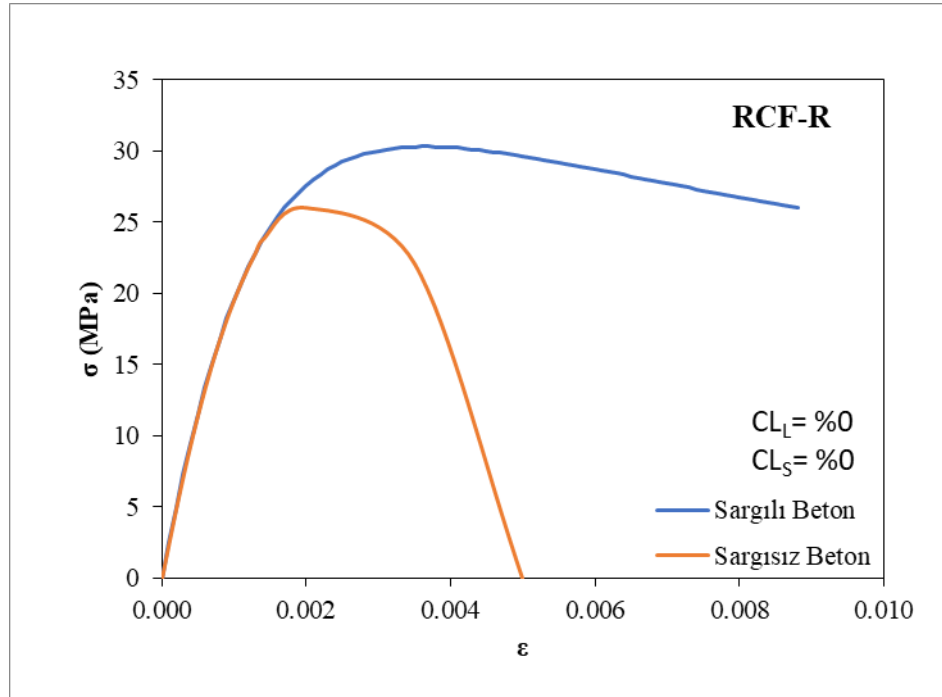
kolon yüksekliği boyunca her 100 mm'lik mesafe için ölçülen ortalama birincil korozyon çatlak genişlikleri Çizelge 5.1'de ortalama korozyon oranları ile birlikte gösterilmiştir.

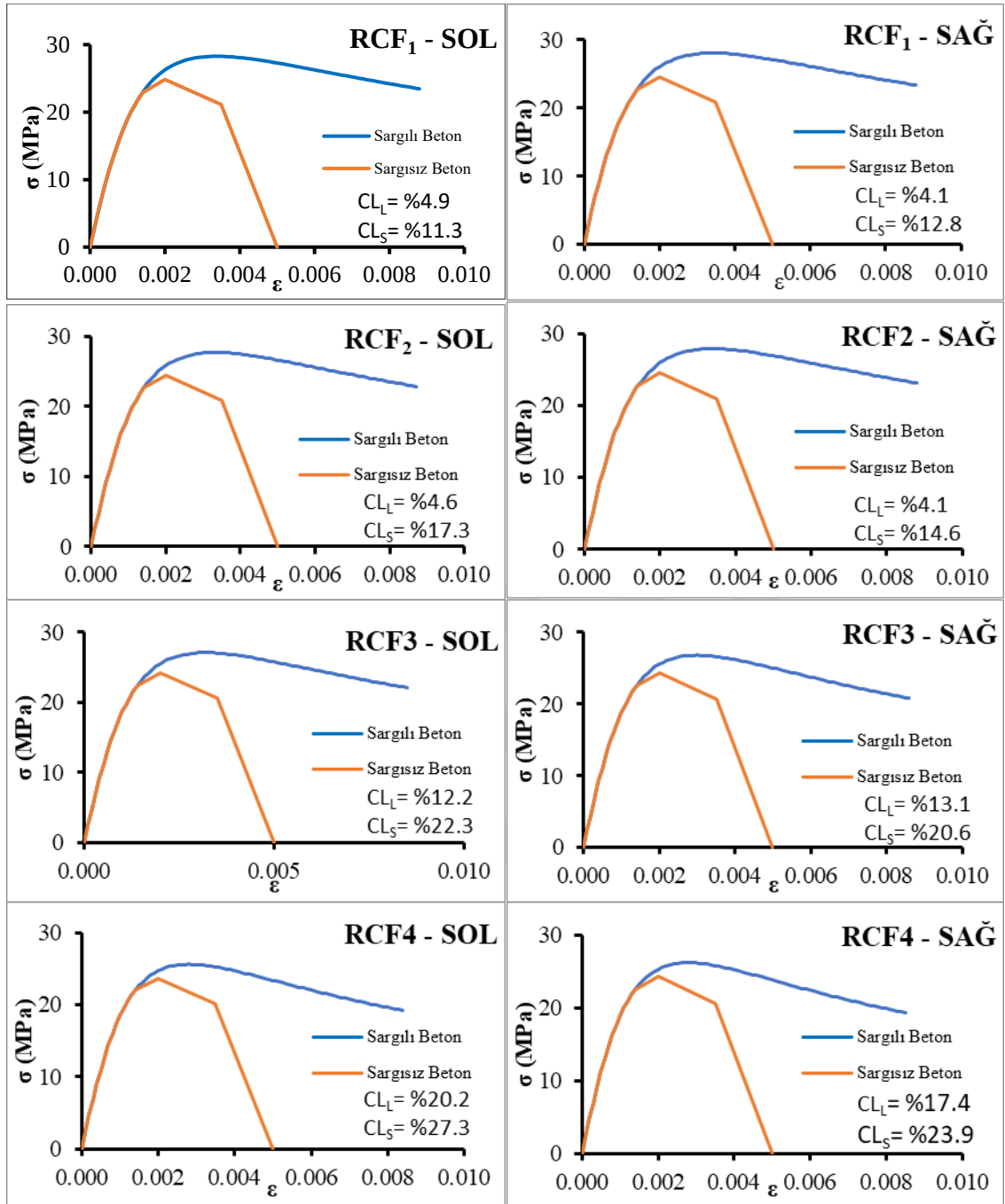
Çizelge 5.1 : Ortalama korozyon çatlak genişlikleri.

Deney numunesi		CL _L (%)	CL _S (%)	W _{cr} (mm)
RCF ₁	C2	11.3	4.9	0.28
	C1	12.8	4.1	0.34
RCF ₂	C2	17.3	4.6	0.37
	C1	14.6	4.1	0.35
RCF ₃	C2	22.3	12.2	0.44
	C1	20.6	13.1	0.39
RCF ₄	C2	27.3	20.2	0.58
	C1	23.9	17.4	0.42

CL_L: Boyuna donatı ortalama korozyon oranı, CL_S: Etriyelerin ortama korozyon oranı, W_{cr}: Çatlak genişliği

Kabuk betonda korozyon sonucu biriken pas ürününden dolayı çatlakların oluşmasına bağlı olarak meydana gelen basınç dayanımındaki azalma teorik olarak hesaplanmıştır. Korozyon sebebiyle sargı donatılarında meydana gelen kesit kayıpları homojen korozyon dağılımı olduğu varsayımıyla göz önüne alınarak tüm donatıların için son çap değerleri elde edilmiştir. Elde edilen veriler kullanılarak korozyona maruz betonarme kesitler için sargılı beton modeli oluşturulmuştur. Korozyona maruz betonarme kolon kesitlerinde kullanılan sargılı ve sargısız beton modelleri Şekil 5.2'de gösterilmiştir.





Şekil 5.2 : Sargılı ve sargısız beton modelleri.

5.2 Donatı Modeli

Analitik çalışma kapsamında korozyona uğramamış referans numunesi RCF_R'de kullanılan donatı için çekme deneyi sonucundan elde edilen mekanik özellikler kullanılmıştır. Betonarme elemanlarda donatı korozyonu genel olarak homojen olarak meydana gelmekle birlikte bazı durumlarda da çukurlaşma tipinde görülebilmektedir. Belirtilen bu korozyon tiplerinden çukurlaşma korozyonu homojen korozyon tipine göre daha tehlikeli olmakla birlikte eğilme ve çekme yük etkileri altında donatıda erken kopmalara sebep olmaktadır.

Çukurlaşma korozyon mekanizması sonucu ortaya çıkan kesit kayıplarının tahmininin oldukça zor olması analitik çalışmalarda modellenmesini de güçleştirmektedir. Belirtilen bu sebepten dolayı analitik çalışmada homojen korozyon durumunu dikkate alan ampirik modeller kullanılmıştır. Wang ve Liu, (2008) tarafından geliştirilen modeller (Denklem 5.16-5.17) ile donatıların korozyon oranına bağlı olarak akma gerilmeleri ve elastisite modülleri, Wu ve Yuan, (2008) tarafından geliştirilen modeller (Denklem 5.18-5.19) ile ise nihai gerilme ve şekil değiştirme değerleri hesaplanmıştır.

$$f_{yc} = (1-0.0198\delta)f_y \quad (5.16)$$

$$E_{sc} = (1-0.0118\delta)E_s, \quad (5.17)$$

$$f_{uc} = (1-0.019\delta)f_u, \quad (5.18)$$

$$\epsilon_{uc} = (1-0.021\delta)\epsilon_u, \quad (5.19)$$

Deneyssel çalışma kapsamında paslandırılan betonarme çerçeve numunelerinde bulunan tüm donatıların gerçek korozyon oranları gravimetrik çalışmalar ile belirlenmiştir. Gerçek korozyon oranına göre yukarda verilen ampirik denklemler kullanılarak her bir donatıya ait değişen mekanik özellikler hesaplanmıştır. TBDY (2018)'e göre pekleşmenin başladığı birim şekil değiştirme değeri, nihai birim şekil değiştirme değerinin 1/10'u olarak dikkate alınmıştır. Analitik çalışma kapsamında kesitlerde kullanılan tüm donatılara ait mekanik özellikler ve kesit kaybı sonrası son çap değerleri (D_B) Çizelge 5.2 ve 5.3'te verilmiştir.

Çizelge 5.2 : C1 Kolon Donatıların mekanik özellikleri.

Numune	Donatı	CL_L (%)	D_B (mm)	A_s	ϵ_y	ϵ_{sh}	ϵ_u	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)
RCF-R	1-8	0.00	14.00	153.9	0.0022	0.0116	0.116	500.00	590.00	227273
	1	4.41	13.70	147.4	0.0021	0.0105	0.105	456.29	540.51	215935
	2	3.89	13.74	148.2	0.0021	0.0106	0.106	461.50	546.40	217284
RCF-1	3	6.04	13.60	145.2	0.0021	0.0101	0.101	440.22	522.31	211765
	4	5.59	13.62	145.8	0.0021	0.0102	0.102	444.67	527.35	212920
	5	5.00	13.66	146.6	0.0021	0.0103	0.103	450.45	533.90	214419
	6	6.00	13.60	145.2	0.0021	0.0101	0.101	440.56	522.70	211854
	1	4.53	13.69	147.3	0.0021	0.0105	0.105	455.16	539.23	215641
RCF-2	2	2.46	13.83	150.2	0.0022	0.0110	0.110	475.68	562.47	220965
	3	4.05	13.72	147.9	0.0021	0.0106	0.106	459.89	544.58	216868
	4	5.85	13.61	145.4	0.0021	0.0101	0.101	442.04	524.38	212238
	5	3.91	13.73	148.1	0.0021	0.0106	0.106	461.32	546.20	217238
	6	8.31	13.45	142.1	0.0020	0.0095	0.095	417.75	496.87	205937

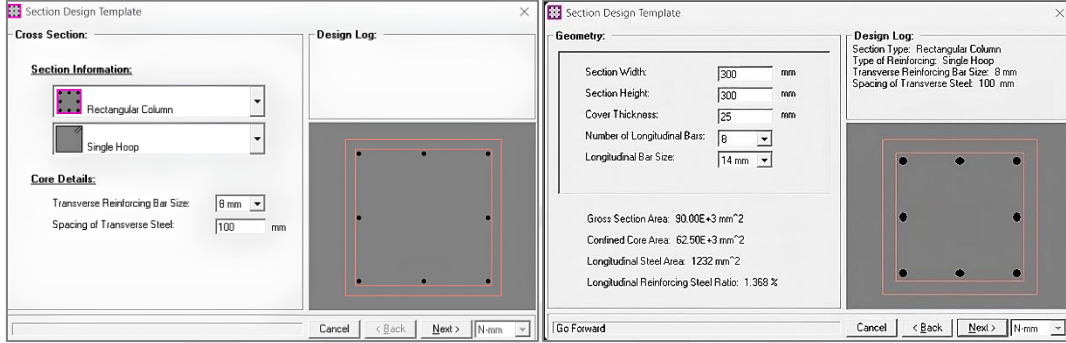
Çizelge 5.3 (devam) : C1 Kolon Donatılarının mekanik özellikleri

Numune	Donatı	CL_L (%)	D_B (mm)	As	ε_y	ε_{sh}	ε_u	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)
RCF-R	1-8	0.00	14.00	153.9	0.0022	0.0116	0.116	500.00	590.00	227273
	1	20.98	12.73	127.2	0.0017	0.0065	0.065	292.34	354.87	173404
	2	6.25	13.58	144.9	0.0021	0.0100	0.100	438.17	519.99	211234
RCF-3	3	19.62	12.80	128.7	0.0017	0.0068	0.068	305.79	370.09	176892
	4	12.32	13.21	137.1	0.0019	0.0086	0.086	378.02	451.88	195631
	5	13.88	13.12	135.2	0.0019	0.0082	0.082	362.57	434.38	191621
	6	11.38	13.27	138.2	0.0020	0.0088	0.088	387.31	462.40	198041
	1	23.96	12.57	124.2	0.0016	0.0057	0.057	262.75	321.36	165727
RCF-4	2	21.59	12.70	126.6	0.0017	0.0063	0.063	286.24	347.96	171821
	3	37.76	11.93	111.7	0.0010	0.0024	0.024	126.15	166.68	130291
	4	23.45	12.60	124.7	0.0016	0.0059	0.059	267.88	327.16	167057
	5	16.71	12.96	131.9	0.0018	0.0075	0.075	334.61	402.73	184369
	6	30.54	12.25	117.9	0.0013	0.0041	0.041	197.67	247.66	148844

Çizelge 5.4 : C2 Kolon Donatılarının mekanik özellikleri.

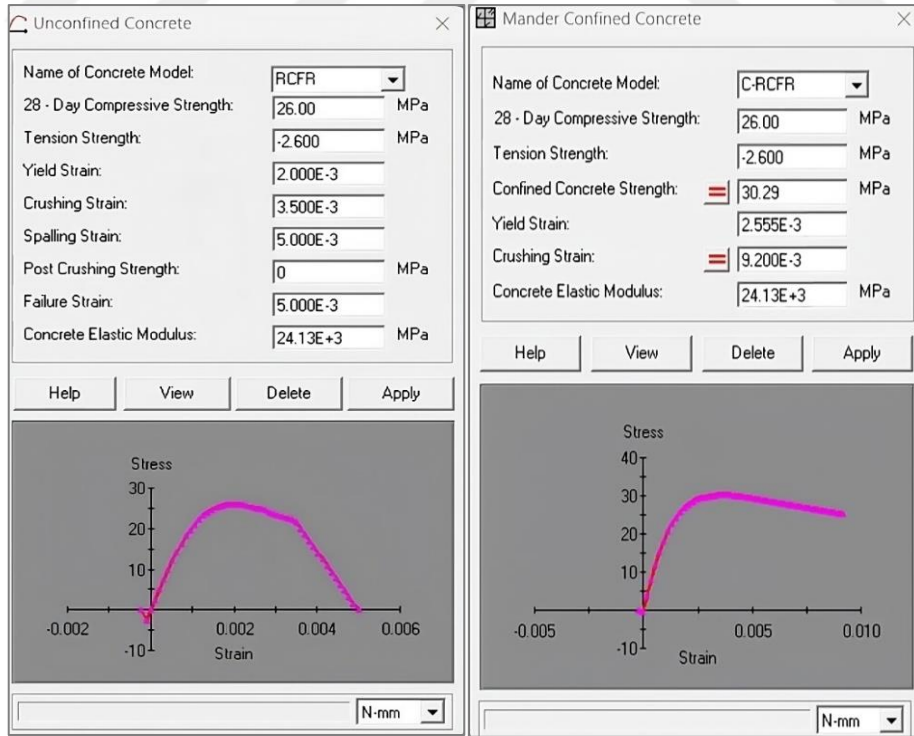
Numune	Donatı	CL_L (%)	D_B (mm)	As	ε_y	ε_{sh}	ε_u	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)
RCF-R	1-8	0.00	14.00	153.9	0.0022	0.0116	0.116	500.00	590.00	227273
	1	5.46	13.63	146.0	0.0021	0.0102	0.102	445.90	528.75	213239
	2	2.14	13.85	150.7	0.0022	0.0110	0.110	478.83	566.03	221782
	3	5.96	13.60	145.3	0.0021	0.0101	0.101	440.96	523.15	211957
	4	2.43	13.83	150.3	0.0022	0.0110	0.110	475.90	562.71	221021
	5	5.09	13.66	146.5	0.0021	0.0103	0.103	449.62	532.95	214203
RCF-1	6	4.78	13.68	146.9	0.0021	0.0104	0.104	452.69	536.43	215000
	1	5.10	13.66	146.5	0.0021	0.0103	0.103	449.53	532.85	214180
	2	4.59	13.69	147.2	0.0021	0.0104	0.104	454.55	538.54	215483
	3	2.76	13.81	149.8	0.0021	0.0109	0.109	472.72	559.11	220196
	4	6.25	13.58	144.9	0.0021	0.0100	0.100	438.13	519.94	211222
	5	5.27	13.64	146.2	0.0021	0.0103	0.103	447.78	530.87	213727
RCF-2	6	1.60	13.89	151.5	0.0022	0.0112	0.112	484.16	572.06	223164
	1	18.52	12.86	129.9	0.0018	0.0071	0.071	316.64	382.38	179708
	2	15.67	13.02	133.1	0.0018	0.0078	0.078	344.90	414.38	187038
	3	9.79	13.36	140.2	0.0020	0.0092	0.092	403.13	480.31	202143
	4	19.05	12.83	129.3	0.0017	0.0069	0.069	311.43	376.48	178355
	5	18.88	12.84	129.5	0.0018	0.0070	0.070	313.09	378.36	178785
RCF-3	6	9.33	13.39	140.8	0.0020	0.0093	0.093	407.65	485.44	203317
	1	23.03	12.62	125.1	0.0016	0.0060	0.060	272.03	331.87	168135
	2	15.22	13.04	133.6	0.0019	0.0079	0.079	349.36	419.43	188196
	3	15.62	13.02	133.1	0.0018	0.0078	0.078	345.37	414.91	187159
	4	27.37	12.40	120.9	0.0015	0.0049	0.049	229.04	283.19	156983
	5	21.18	12.72	127.0	0.0017	0.0064	0.064	290.35	352.61	172888
RCF-4	6	25.28	12.51	122.9	0.0015	0.0054	0.054	249.70	306.58	162342

TBDY 2018’de tanımlanan beton modeli dikkate alınarak sargılı ve sargısız beton davranışları elde edilmiştir. Korozyon sonucu beton ve donatıda meydana gelen bozulmalarda literatürde yer alan modeller yardımıyla elde edilmiştir. XTRACT kesit analiz programında gerçekleştirilecek programda analizlere başlamanın ilk adımını analizlerde kullanılacak birim seçimi, kesit adının tanımlanması ve ardından kesit tipinin seçilmesi oluşturmaktadır. Ardından seçilen kesit tipine göre tasarımda kullanılan sargı donatısı çapı, konumu ve aralığına karar verilmelidir.

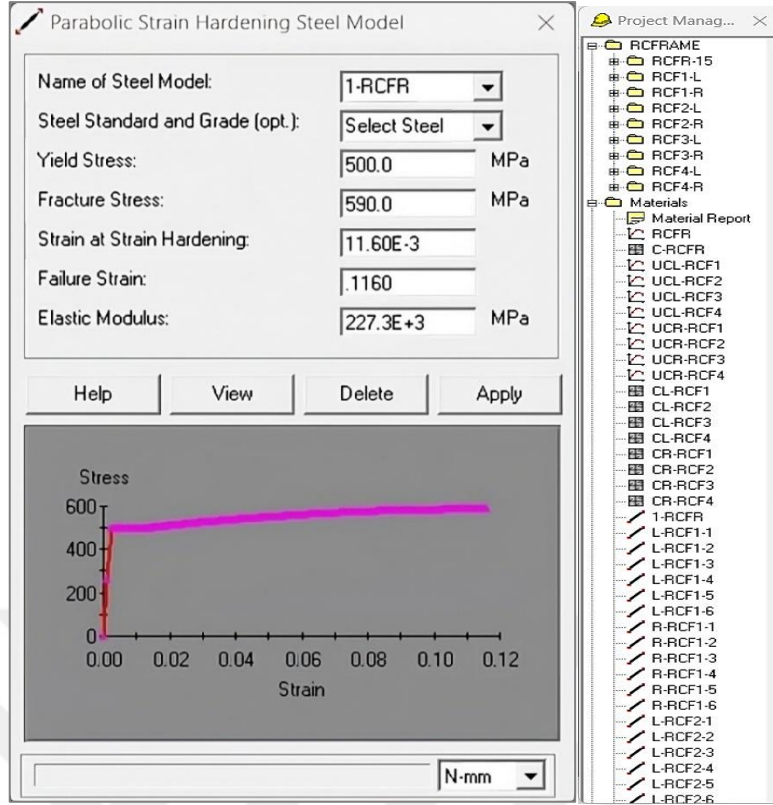


Şekil 5.3 : Donatı ve kolon kesit detayları

Kesit özelliklerinin ardından analizlerde kullanılacak beton ve donatı malzeme mekanik özellikleri programda tanımlanmalıdır.

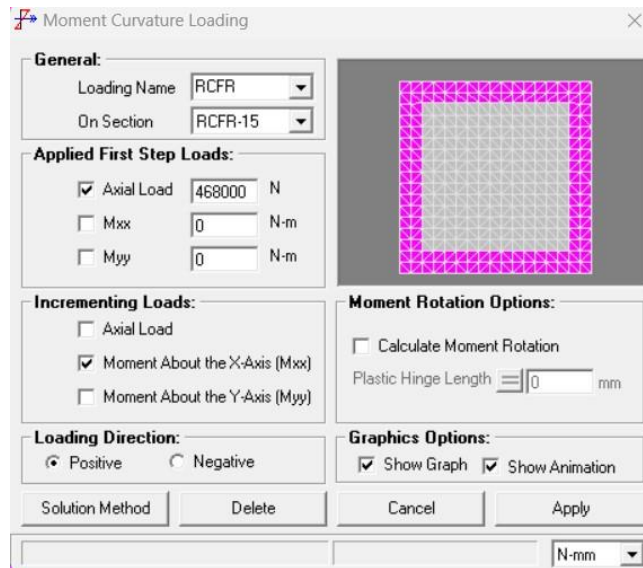


Şekil 5.4 : Sargılı ve sargısız beton modeli.



Şekil 5.5 : Donatı modeli.

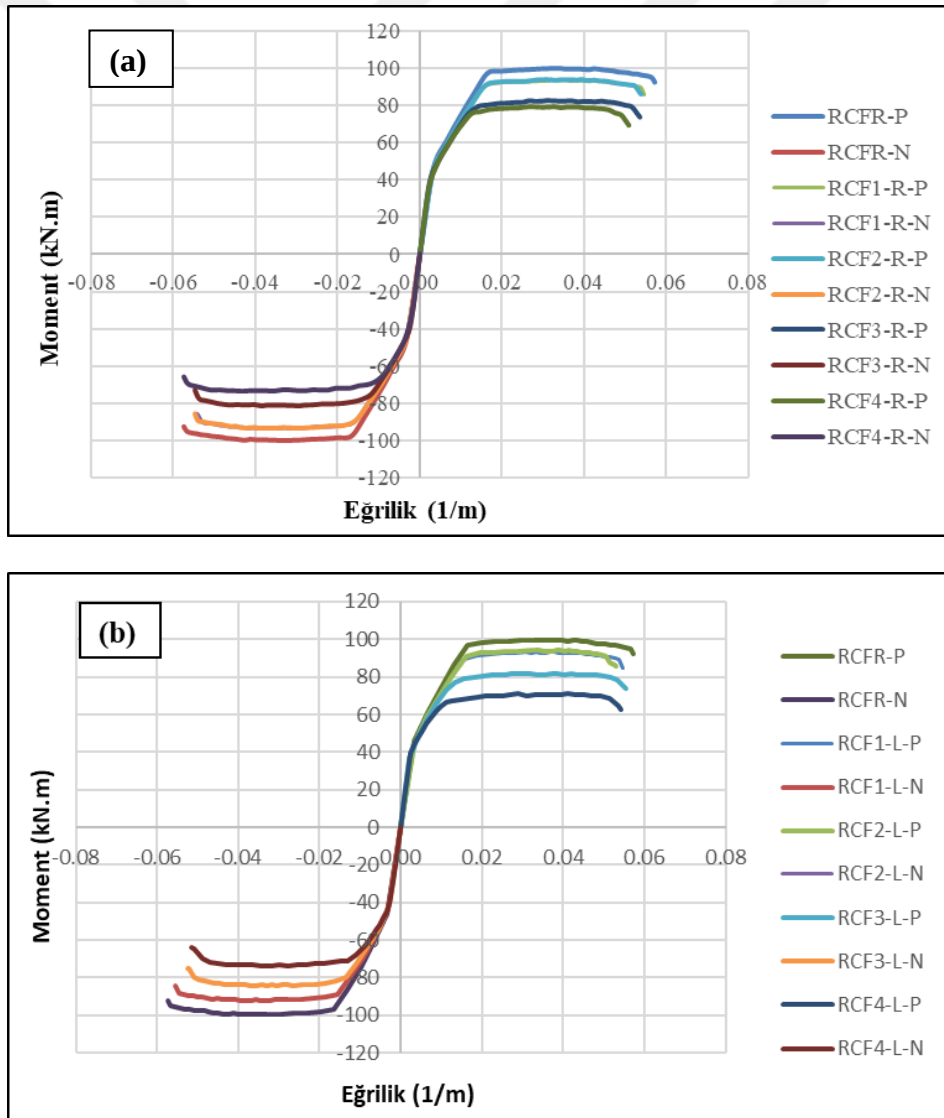
Kesit ve malzeme bilgisinin tanımlanmasının ardından kesite uygulanacak yükleme tipi (eksenel yük, moment) ve mafsalları kabulleri yapılmaktadır. Korozyona maruz kesitler üzerinde gerçekleştirilen analizlerde negatif ve pozitif yükleme yönleri doğrultusundaki donatı korozyon oranlarının farklı olması durumunda, mevcut çalışmada tercih edildiği şekilde her iki yön içinde analizlerin yapılması elde edilen sonuçların değerlendirilmesi açısından öneme sahiptir.



Şekil 5.6 : Moment-Eğrilik analiz çözümlemesi.

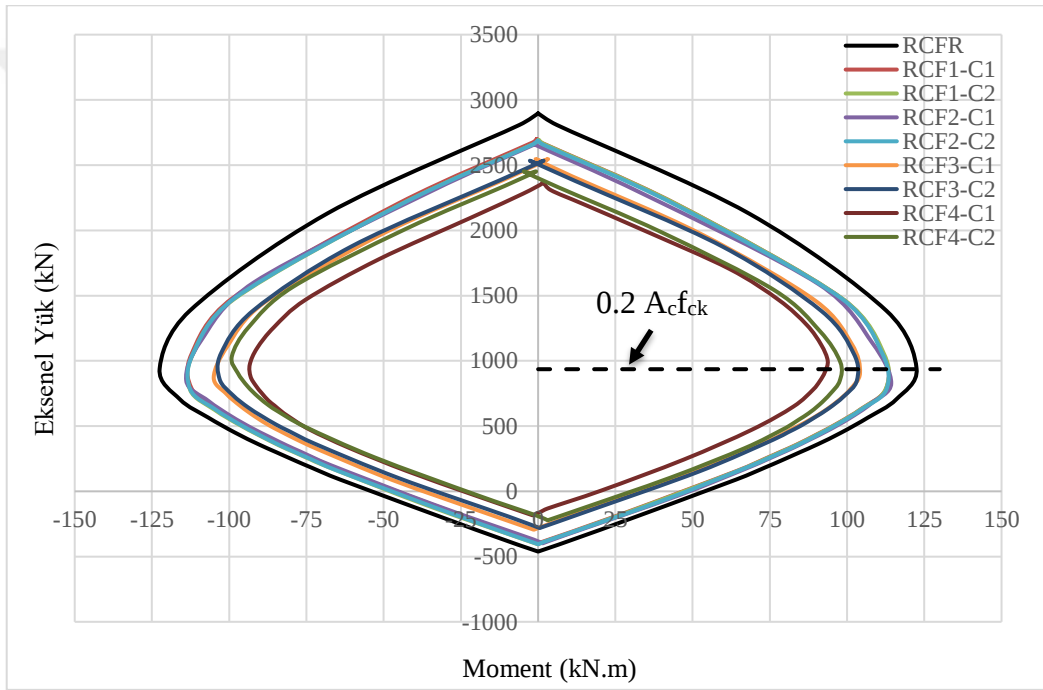
5.3 Analitik Çalışma Sonuçları

Betonarme donatısında meydana gelen korozyonunun eksenel yük ve eğilme momenti etkisi altındaki betonarme kesitler üzerinde etkisini incelemek amacıyla kesit analizleri gerçekleştirilmiştir. Kesit analizlerinde donatı korozyonunun beton basınç dayanımı ve sargılama etkisi üzerindeki olumsuz etkileri ampirik bağıntılar yardımıyla beton modellerinde dikkate alınmıştır. Korozyona maruz kalmış betonarme donatıların değişen mekanik özellikleri de ampirik bağıntılarla hesaplanmış olup kesit kayıplarına bağlı olarak yeniden hesaplanan çap değerleri ile birlikte kesit bazında yapılan çözümlemelere yansıtılmıştır. %20 oranında eksenel yük etkisinde gerçekleştirilen kesit analizlerinden elde edilen moment-eğrilik ilişkileri Şekil 5.7’de gösterilmiş ve elde edilen veriler Çizelge 5.4’te özetlenmiştir.



Şekil 5.7 : Moment - eğrilik ilişkisi (a) Sol kolonlar, (b) Sağ kolonlar.

Şekil 5.8'de $0.2A_c f_{ck}$ doğrusu, Türk Bina Deprem Yönetmeliği'ne (TBDY, 2018) göre bir kesitin taşıyabileceği izin verilen maksimum yükü temsil etmektedir. Belirtilen eşitlikte A_c , ilgili kesitin alanını temsil etmektedir. $0.2A_c f_{ck}$ sınır durum çizgisi üzerinde korozyon oranının artmasıyla birlikte kesitlerin moment taşıma gücü kapasiteleri azalmaktadır. Korozyona maruz bırakılmamış RCF_R referans çerçevesi dikkate alındığında belirtilen sınır eksenel değerinde moment taşıma gücü 122 kN.m değerindedir. Korozyona maruz kalmış numuneler dikkate alındığında RCF₁, RCF₂, RCF₃ ve RCF₄ numuneleri için moment taşıma gücü kapasiteleri sırasıyla 112 kN.m, 109 kN.m, 102 kN.m ve 94 kN.m'ye değerlerine düşmüştür. Korozyon oranı en yüksek olan RCF₄ numunesi dikkate alındığında moment taşıma gücünün referans numuneye göre %25 oranında azaldığı tespit edilmiştir.



Şekil 5.8 : Eksenel yük - moment etkileşim diyagramı.

Çizelge 5.5 : Kesit analizi sonuçları.

Numune	Yükleme Yönü	M_y (kN.m)	ϕ_y (1/m)	M_u (kN.m)	ϕ_u (1/m)	$\mu\phi$	E (kN-Joule)
C2	P						
	RCF-R	N	97.13	0.020	92.25	0.057	2.90
		O					5.06
		P	88.90	0.019	85.65	0.055	2.86
	RCF-1	N	89.81	0.019	85.83	0.054	2.79
		O	89.36	0.019	85.74	0.054	2.82
		P	89.90	0.020	85.69	0.054	2.76
	RCF-2	N	89.01	0.019	85.51	0.054	2.82
		O	89.46	0.019	85.60	0.054	2.79
		P	75.56	0.015	73.68	0.054	3.56
	RCF-3	N	74.99	0.015	72.82	0.055	3.71
		O	75.28	0.015	73.25	0.054	3.63
C1		P	70.19	0.014	68.98	0.051	3.68
	RCF-4	N	65.57	0.012	65.78	0.057	4.93
		O	67.88	0.013	67.38	0.054	4.30
		P	88.88	0.019	84.91	0.054	2.82
	RCF-1	N	88.91	0.019	84.09	0.055	2.88
		O	88.90	0.019	84.50	0.05	2.85
		P	90.78	0.020	86.63	0.053	2.64
	RCF-2	N	86.99	0.018	83.88	0.056	3.04
		O	88.89	0.019	85.26	0.05	2.84
		P	72.83	0.014	73.71	0.055	3.88
	RCF-3	N	79.80	0.017	75.01	0.052	3.11
		O	76.32	0.015	74.36	0.05	3.49
		P	55.11	0.008	56.86	0.058	7.29
	RCF-4	N	48.60	0.007	62.96	0.049	6.67
		O	51.86	0.008	59.91	0.05	6.98

P: Pozitif yükleme yönü, N: Negatif yükleme yönü, O: Ortalama, M_y : Akma momenti (kN.m), M_u : Nihai moment değeri (kN.m), ϕ_y : Akma momentine karşılık gelen eğrilik değeri (1/m), ϕ_u : Nihai moment değerine karşılık gelen eğrilik değeri (1/m), $\mu\phi$: Eğrilik bazlı süneklik oranı, E_u : Enerji tüketme kapasitesi (kN/m²)

Korozyon oranının artmasıyla birlikte betonarme çerçevelerin Akma momentleri (M_y), nihai momentleri ve bu moment değerlerine karşılık gelen eğrilik değerleri azalmıştır. Eğrilik bazlı süneklik değerleri dikkate alındığında korozyon oranının artmasıyla birlikte süneklik değerlerinde artışların olduğu gözlenmektedir. Bu yanılgı korozyon mekanizması ile birlikte donatının mekanik özelliklerinin bozulmasıyla kesitin erken akma konumuna ulaşmasından kaynaklanmaktadır. Grafiklerin altında kalan alanların toplanmasıyla hesaplanan enerji yutma kapasiteleri RCF_R , numunesi dikkate alındığında RCF_1 , RCF_2 , RCF_3 ve RCF_4 numunelerinin pozitif yükleme yönü için sırasıyla %10.67, %16.69, %20.75 ve %25.98 oranında negatif yükleme yönü için ise sırasıyla %11.06, %11.85, %20.45 ve %33.89 oranında azalmıştır.

Çizelge 5.6 : Deneysel ve kesit analizi sonuçlarının karşılaştırılması.

Numune	Yükleme yönü	M_r deneysel. (kN.m)	M_r nümerik. (kN.m) C1	Den/Nüm	M_r deneysel. (kN.m)	M_r nümerik. (kN.m) C2	Den/Nüm
RCF _R	P						
	N	91.80	99.77	0.92	91.80	99.77	0.92
	O						
RCF ₁	P	84.98	93.35	0.91	84.98	93.17	0.91
	N	92.66	93.87	0.99	92.66	92.32	1.00
	O	88.82	93.61	0.95	88.82	92.75	0.96
RCF ₂	P	83.41	93.69	0.89	83.41	94.23	0.89
	N	99.41	93.32	1.07	99.41	91.54	1.09
	O	91.41	93.51	0.98	91.41	92.89	0.99
RCF ₃	P	72.26	82.52	0.88	72.26	81.83	0.88
	N	85.41	81.48	1.05	85.41	84.40	1.01
	O	78.84	82.00	0.96	78.84	83.12	0.95
RCF ₄	P	63.20	78.99	0.80	63.20	70.91	0.89
	N	73.06	73.48	0.99	73.06	73.60	0.99
	O	68.13	76.24	0.90	68.13	72.26	0.94

Çizelge 5.5'ten görüldüğü üzere korozyon oranının artmasıyla birlikte numunelerin moment taşıma gücü kapasiteleri önemli ölçüde azalmaktadır. (Örneğin RCF₄ numunesinin negatif ve pozitif yükleme yönlerinin ortalama değeri dikkate alındığında RCF_R numunesine göre moment taşıma gücü %25.78 oranında azalmıştır) Betonarme çerçevelerin C1 ve C2 kolonları dikkate alındığında korozyon oranlarının birbirlerine yakın olmasından dolayı her iki kolon için taşıma gücü kapasiteleri benzer değerlerdedir. Analitik çalışmadan elde edilen moment değerleri deneysel çalışmadan elde edilen moment değerlerini %89'un üzerinde bir oranda tahmin edebilmektedir. Korozyon oranının artmasıyla birlikte beton ve donatıdaki bozulmalar eksenel yük değerinde azalmaları beraberinde getirmektedir. Bu durum en yüksek korozyon oranına sahip RCF₄ numunesi için deneysel ve analitik moment taşıma gücü tahmin sonuçlarının diğer numunelere göre daha düşük seviyelerde olmasına sebep olduğu düşünülmektedir.

6. SONUÇ VE ÖNERİLER

Korozyona uğramış betonarme çerçevelerin eksenel yük ve tersinir tekrarlanır çevrimsel yükleme etkisi altındaki yapısal davranışı, gerçek korozyon oranları dikkate alınarak değerlendirilmiştir. Korozyona maruz kalan betonarme çerçeveler üzerinde gerçekleştirilen deneysel çalışmaların sınırlı olması nedeniyle ve gelecekteki deneysel çalışmalara ışık tutmak amacıyla, bu tez çalışması kapsamında, betonarme kolonlar üzerindeki etriyelerin ve boyuna donatıların gerçek korozyon seviyeleri elde edilmiştir. Elde edilen deneysel verilere dayanarak aşağıdaki sonuçlar çıkarılabilir:

- Plastik mafsalların oluşması nedeniyle rijitliği azalan numunelerde, artan yer değiştirmelere azalan yükler karşı gelmektedir. Bu durum sistemin korozyon nedeniyle stabilite yetersizliği nedeniyle taşıma gücünün azalmasına sebep olmaktadır.

- Beton pas-payı tabakasının dökülmesi ve uygulanan yanıl yükler altında donatının şekil değiştirme kapasitesinin sınırlı düzeylerde kalması yükleme deneylerinde artan ötelenme oranı ile birlikte aderans-kayma kapasitesinde bozulmaya neden olduğu ve bu durumunda betonarme çerçevenin yapısal kapasitesinde azalmaya sebep olduğu tespit edilmiştir.

- Korozyon oranının artmasıyla birlikte betonarme çerçevelerin akma ve nihai yükleri, enerji tüketme kapasiteleri ve rijitliği önemli ölçüde azalmıştır. Ölçülen yapısal göstergelerden, korozyona uğramış betonarme çerçevelerin enerji yutma kapasitesindeki azalma diğer performans göstergelerine göre daha baskın olduğu gözle çarpmaktadır.

- Mevcut literatürdeki korozyona uğramış betonarme elemanların artan süneklik oranlarına ilişkin çelişkiler açısından mevcut çalışmada korozyona uğramış betonarme elemanların değerlendirmesinde enerji bazlı yöntemlerin kullanılması önerilmektedir. Enerji yutma kapasitesinin azaldığı durumlarda, korozyondan dolayı süneklik oranlarının arttığını ifade eden yer değiştirme bazlı yaklaşımlar yanıltıcıdır. Bu nedenle korozyona maruz kalan betonarme elemanların yük-deplasman eğrileri idealleştirilirken, her idealleştirme yönteminin daha az akma dayanımı sağladığı veya kesit akmasa bile akma dayanımı bulduğu dikkate alınmalıdır. Bu nedenle, referans numunenin enerji kapasitesi dikkate alınarak Denklem 9'un önerdiği şekilde bir değerlendirme yapılmalıdır.

- Her ne kadar daha önce önerilen betonarme kolon modellerine bir takım farklı gerçek korozyon seviyeleri eklenmiş olsa da, korozyona uğramış betonarme elemanların yük taşıma kapasiteleri dışında, sismik performansı tahmin etmek için deneysel betonarme kolon çalışmalarının kullanılmasını önermek çok zordur. Betonarme modellerin tahminlerinin

zayıf olmasının temel sebepleri; kolon-kiriş etkileri, kesme yer değiştirmeleri ve çift eğriliklerin (yani plastik mafsallık bölgesinin etkisi) genel yapısal davranış üzerindeki etkileri olarak sayılabilir. Bu nedenle, daha doğru yapısal modeller oluşturmak için, korozyona uğramış betonarme çerçevenin deneysel çalışmalarından elde edilecek gerçek korozyon hızlarına dayalı modeller sunulmalıdır.

- Yapılan deneysel çalışmalardan, kolondaki plastik mafsallık bölgesinin beklendiği gibi çalışan doğrultudaki kesit boyutunun yarısına eşit olmadığı, korozyon sebebiyle plastik şekil değiştirmelerin plastik mafsallık boyunca yayılmayıp en büyük kesit kaybının bulunduğu bölgede toplandığı ve buna bağlı olarak donatı koptuğu anda donatıdaki toplam uzamanın önemli ölçüde azaldığı gözlenmiştir.

- Betonarme çerçevelerde donatı korozyonu ile beton ve donatı malzeme mekanik özelliklerinde meydana gelen bozulmaları da dikkate alarak gerçekleştirilen kesit bazında yapılan analizler korozyonlu numunelerin moment taşıma gücü kapasitelerini doğru bir şekilde tahmin edebilmektedir. Korozyonlu numunelerin kesit analizleri sonucunda elde edilen eğrilik süneklik değerleri arasında tutarsız sonuçlara ulaşılmıştır. Bu bağlamda korozyona maruz kalmış elemanların süneklik oranlarının enerji bazlı yöntemler ile hesaplanması süneklik açısından yapılacak değerlendirmelerde daha doğru sonuçlar ortaya çıkaracaktır.

KAYNAKLAR

- ABYYHY, (1975). Afet bölgelerinde yapılacak binalar hakkında yönetmelik, *Bayındırlık ve İskân Bakanlığı*, Ankara, Türkiye.
- ABYYHY, (1998). Afet bölgelerinde yapılacak binalar hakkında yönetmelik, *Bayındırlık ve İskân Bakanlığı*, Ankara, Türkiye.
- ACI 374.2R-13 (2013). Guide for testing reinforced concrete structural elements under slowly applied simulated seismic loads, *ACI Committee*.
- ACI Committee 318, (2008). Building Code Requirements for Structural Concrete, *American Concrete Institute*, Farmington Hills, Mich.
- ACI T1.1-01 (2005). Acceptance criteria for moment frames based on structural testing and commentary, *ACI Committee*.
- Ahmad, S. and Bhattacharjee, B. (2000). Empirical modeling of indicators of chloride-induced rebar corrosion, *Journal of Structural Engineering*, Chennai (India) 27(3): 195-207.
- Akiyama, M., Frangopol, D. M., Arai, M., & Koshimura, S. (2013). Reliability of bridges under tsunami hazards: emphasis on the 2011 tohoku-oki earthquake, *Earthquake Spectra*, 29, 295-314.
- Akkaya B, Demir C, Ispir M, Turan T, Yazgan U. (2020). Technical report about post evaluation of 26 september 2019 silivri eq, *ITU*.
- Akpınar, E., & Bingöl, E. (2021). Betonarme kolon tasarımında kullanılan iki eksenli moment-eksenel yük etkileşim diyagramlarının oluşturulmasında fiber ve analitik yöntemlerin karşılaştırılması, *Avrupa Bilim ve Teknoloji Dergisi*, (32), 917-927.
- Al Zubaidy, E. A., & Al Tamimi, A. (2012). Reduction of corrosion process in steel bars using inhibitors, *International Journal of Electrochemistry*, 7(1), 6472-6488.
- Alonso, C., Andrade, C. and Gonzalez, J. A. (1988). Relation between resistivity and corrosion rate of reinforcements in carbonated mortar made with several cement types, *Cement and Concrete Research*, 18(5): 687-698.
- American Concrete Institute, (2008). Building code requirements for structural concrete. *ACI 318-08*.
- Amleh, L., & Ghosh, A. (2006). Modeling the effect of corrosion on bond strength at the steel-concrete interface with finite-element analysis. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 33(6), 673-682.
- Andrade, C., & Alonso, C. (2001). On-site measurements of corrosion rate of reinforcements. *Construction and building materials*, 15(2-3), 141-145.
- Andrade, C., Cesetti, A., Mancini, G., & Tondolo, F. (2016). Estimating corrosion attack in reinforced concrete by means of crack opening, *Structural Concrete*, 17(4), 533-540.
- ASCE/SEI 41-17, (2017). Seismic evaluation and retrofit of existing buildings, *American Society of Civil Engineers*, Reston, VA, USA.
- ASTM (American Standards for Testing and Materials), (2003). Standard practice for preparing, cleaning, and evaluating corrosion test specimens, G1-03, West Conshohocken PA, 1-9.
- Atalay, M.B. and Penzien, J. (1975). The seismic behavior of critical regions of reinforced concrete components as influenced by moment, shear and axial force, Report No. EERC 75-19, *University of California*, Berkeley, Dec., 226 pp.

- Au, F. T., Huang, K., & Pam, H. J.** (2005). Diagonally-reinforced beam–column joints reinforced under cyclic loading, *Proceedings of the institution of civil engineers-structures and buildings*, 158(1), 21-40.
- Auyeung, Y., Balaguru, P., & Chung, L.** (2000). Bond behavior of corroded reinforcement bars. *Materials Journal*, 97(2), 214-220.
- B. Perluigi,** (2018). Monitoraggio ponti: upi “censite 5.931 opere: servono 3 miliardi per intervenire su sicurezza, Accessed on November 2020.
- Bae, S.** (2006). *Seismic Performance of Full-Scale Reinforced Concrete Columns*, The University of Texas at Austin.
- Bae, S., & Bayrak, O.** (2008). Plastic hinge length of reinforced concrete columns, *ACI Structural Journal*, 105(3), 290.
- Baker, A.L.L.** (1956). Ultimate load theory applied to the design of reinforced and prestressed concrete frames, *Concrete Publications Ltd.*, London.
- Baradan, B., & Aydın, S.** (2013). Betonun Durabilitesi (Dayanıklılık, Kalıcılık), *Beton 2013 Hazır Beton Kongresi*, 265-288.
- Baradan, B., Yazıcı, H. ve Ün, H.** (2002). Betonarme Yapılarda Kalıcılık (Durabilite) (1. Baskı), *İzmir: D.E.Ü. Mühendislik Fakültesi Yayınları*.
- Baradan, B., Yazıcı, H., & Ün, H.** (2010). Beton ve Betonarme Yapılarda Kalıcılık (Durabilite), *Türkiye Hazır Beton Birliği Yayınları*, İstanbul.
- Baran, E., Mertol, H. C., & Gunes, B.** (2014). Damage in reinforced-concrete buildings during the 2011 Van, Turkey, *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 28(3), 466-479.
- Bazaez, R., & Dusicka, P.** (2016). Cyclic loading for RC bridge columns considering subduction megathrust earthquakes, *Journal of Bridge Engineering*, 21(5).
- Behfarnia, K.** (2010). The effect of freeze and thaw cycles on bond strength of concrete repair materials, *Asian Journal of Civil Engineering (Building and Housing)*, Vol. 11, No. 2.
- Benenato, A., Ferracuti, B., Imperatore, S., & Lignola, G. P.** (2022). Corrosion level estimation by means of the surface crack width, *Construction and Building Materials*, 342, 128010.
- Berry, M. P., & Eberhard, M. O.** (2008). Performance modeling strategies for modern reinforced concrete bridge. *University of California, Berkeley*.
- Bilgin, H.** (2007). Kamu yapılarının deprem performanslarının doğrusal ötesi analiz yöntemleriyle değerlendirilmesi ve çözüm önerileri (Doktora tezi). Pamukkale Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Denizli.
- Binici, H.** (2007). March 12 and June 6, 2005 Bingöl–Karlıova earthquakes and the damages caused by the material quality and low workmanship in the recent earthquakes, *Engineering Failure Analysis*, 14(1), 233-238.
- Biskinis, D. E., Roupakias, G. K., & Fardis, M. N.** (2004). Degradation of shear strength of reinforced concrete members with inelastic cyclic displacements, *Structural Journal*, 101(6), 773-783.
- Biskinis, D., & Fardis, M. N.** (2010). Flexure-controlled ultimate deformations of members with continuous or lap-spliced bars, *Structural concrete*, 11(2), 93-108.
- Bohner, E., Müller, H.S. and Brühl, S.** (2010). Investigations on the mechanism of concrete cover cracking due to reinforcement corrosion. *Proceedings of FraMCoS-7*, May 23-28
- BS 8500-2,** (2006). Concrete – Complementary British Standard to BS EN 206-1 – Part 2: Specification for Constituent Materials and Concrete.
- BS 882,** (1992). Specification for aggregates from natural sources for concrete, British Standard, London.

- BS EN 12620**, (2002). Aggregates for Concrete, British Standard, London.
- Cairns, J., Du, Y., & Law, D.** (2006). Residual bond strength of corroded plain round bars. *Magazine of Concrete Research*, 58(4), 221-231.
- Cape, M.**, (1999). Residual service-life assessment of existing R/C (MS thesis), *Chalmers University of Technology and Milan University of Technology*.
- Celep, Z.**, (2007) Betonarme sistemlerde doğrusal olmayan davranış: plastik mafsallı kabulü ve çözümleme, Altıncı Ulusal Deprem Mühendisliği Konferansı, İstanbul, 16-20 Ekim. Celep, Z., 2008: Betonarme Taşıyıcı Sistemlerde Doğrusal Olmayan Davranış ve Çözümleme, *Beta Dağıtım*, İstanbul.
- Celep, Z., Gençoğlu, M.**, (2008) Deprem yönetmeliği (2007) doğrusal olmayan çözümleme yöntemlerine basit örnekler, Prof. Yusuf Berdan, Prof. İsmet Aka, Prof. Mehmet Rahmi Bilge ve Prof.Dr. Halit Demir Betonarme Yapılar Semineri, İstanbul.
- Cheng, X., Ji, X., Henry, R. S., & Xu, M.** (2019). Coupled axial tension-flexure behavior of slender reinforced concrete walls, *Engineering Structures*, 188, 261-276.
- Chung, L., Cho, S. H., Kim, J. H. J., & Yi, S. T.** (2004). Correction factor suggestion for ACI development length provisions based on flexural testing of RC slabs with various levels of corroded reinforcing bars, *Engineering structures*, 26(8), 1013-1026.
- Coleman, J., & Spacone, E.** (2001). Localization issues in force-based frame elements, *Journal of Structural Engineering*, 127(11), 1257-1265.
- Corley, G. W.** (1966). Rotation capacity of reinforced concrete beams. *Journal of the Structural Division*, 92(10), 121-146
- Council, B. S. S.** (1997). Nehrp commentary on the guidelines for the seismic rehabilitation of buildings (FEMA publication 274), *ATC-33 Project*, Washington, DC.
- Çağatay, İ. H.** (2005). Experimental evaluation of buildings damaged in recent earthquakes in Turkey. *Engineering Failure Analysis*, 12(3), 440-452.
- Çağlar, N., Demir, A., Ozturk, H., & Akkaya, A.** (2015). A simple formulation for effective flexural stiffness of circular reinforced concrete columns. *Engineering Applications of Artificial Intelligence*, 38, 79-87.
- Çaycı, B. T.** (2012). *Simav depremi sonrası bina yapısal özellikleri ile hasar seviyesi ilişkisinin araştırılması* (Yüksek lisans tezi), Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Denizli
- Çelik, A., Yalciner, H., Kumbasaroglu, A., & Turan, A. İ.** (2022). An experimental study on seismic performance levels of highly corroded reinforced concrete columns, *Structural Concrete*, 23(1), 32-50.
- Dang, V. H., & François, R.** (2014). Prediction of ductility factor of corroded reinforced concrete beams exposed to long term aging in chloride environment, *Cement and Concrete Composites*, 53, 136-147.
- Dogan, G., Arslan, M. H., & Ilki, A.** (2023). Detection of damages caused by earthquake and reinforcement corrosion in RC buildings with deep transfer learning, *Engineering Structures*, 279, 115629.
- Dok, G., Ozturk, H., & Demir, A.** (2017). Determining moment-curvature relationship of reinforced concrete columns, *The Eurasia Proceedings of Science, Technology, Engineering and Mathematics (EPSTEM)*, 1, 52-58.
- Du, Y. G., Chan, A. H. C., & Clark, L. A.** (2006). Finite element analysis of the effects of radial expansion of corroded reinforcement. *Computers & structures*, 84(13-14), 917-929.
- Du, Y. G., Clark, L. A., & Chan, A. H. C.** (2005). Residual capacity of corroded reinforcing bars. *Magazine of Concrete Research*, 57(3), 135-147.

- El Maaddawy, T., Chahrour, A., & Soudki, K.** (2006). Effect of fiber-reinforced polymer wraps on corrosion activity and concrete cracking in chloride-contaminated concrete cylinders, *Journal of Composites for Construction*, 10(2), 139-147.
- Elwood, K. J., & Moehle, J. P.** (2004). Evaluation of existing reinforced concrete columns. In *Proceedings, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver*.
- EN 1998-3:** (2005). Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 3: assessment and retrofitting of buildings, vol. 1.
- Erdik, M., Yüzügüllü, Ö., Yilmaz, C., & Akkas, N.** (1992). 13 March, 1992 ($M_s = 6.8$) Erzincan earthquake: A preliminary reconnaissance report. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 11(5), 279-310.
- Erdil, B.** (2017). Why RC buildings failed in the 2011 Van, Turkey, earthquakes: construction versus design practices, *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 31(3), 04016110.
- FEMA 461,** (2007). Interim testing protocols for determining the seismic performance characteristics of structural and nonstructural components, *Federal Emergency Management Agency, Washington DC*, pp. 1-113.
- Ge, X., Dietz, M. S., Alexander, N. A., & Kashani, M. M.** (2020). Nonlinear dynamic behaviour of severely corroded reinforced concrete columns: shaking table study, *Bulletin of Earthquake Engineering*, 18, 1417-1443.
- Guo, A., Li, H., Ba, X., Guan, X., & Li, H.** (2015). Experimental investigation on the cyclic performance of reinforced concrete piers with chloride-induced corrosion in marine environment, *Engineering Structures*, 105, 1-11.
- Ho, C. M.** (2003). Inelastic design of reinforced concrete beams and limited ductile high-strength concrete columns. *HKU Theses Online (HKUTO)*.
- Hou, B., Li, X., Ma, X., Du, C., Zhang, D., Zheng, M., & Ma, F.** (2017). The cost of corrosion in china. *npj Materials Degradation*, 1(1), 4.
<https://www.thbb.org/teknik-bilgiler/deprem-inceleme-raporlari/izmir-depremi/>
- Hu, B., Lv, H. L., & Kundu, T.** (2019). Experimental study on seismic behavior of reinforced concrete frame in primary and middle schools with different strengthening methods, *Construction and Building Materials*, 217, 473-486.
- Jaffer, S. J., & Hansson, C. M.** (2009). Chloride-induced corrosion products of steel in cracked-concrete subjected to different loading conditions, *Cement and Concrete Research*, 39(2), 116-125.
- Jedidi, M., & Benjeddou, O.** (2018). Chemical causes of concrete degradation. *MOJ Civ. Eng*, 4, 40-46.
- Jedidi, M., Benjeddou, O., & Soussi, C.** (2020). Effect of water-cement ratio, cement dosage, type of cement and curing process on the depth of carbonation of concrete, *Stavební obzor-Civil Engineering Journal*, 29(3).
- JGJ 206,** (2010). Technical code for application of sea sand concrete, *Chinese Industrial Standard*.
- JGJ 52,** (2006). Standard for technical requirements and test method of sand and crushed stone (or gravel) for ordinary concrete, *Chinese Industrial Standard*.
- JIS A5308,** (2009). Ready-Mixed Concrete. Japanese Industrial Standard, *Japanese Industrial Standards Committee*.
- Jones, D. A.** (1996). Principles and Prevention of Corrosion, Prentice Hall, Upper Saddle River.
- K. Tuutti,** (1982). Corrosion of Steel in Concrete, Tech. Rep., *Swedish Cement and Concrete Research Institute, Stockholm*.

- Kanchanadevi, A., & Ramanjaneyulu, K.** (2018). Effect of corrosion damage on seismic behaviour of existing reinforced concrete beam-column sub-assemblages, *Engineering Structures*, 174, 601-617.
- Kaplan, H., Bilgin, H., Yilmaz, S., Binici, H., & Öztas, A.** (2010). Structural damages of L'Aquila (Italy) earthquake, *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 10(3), 499-507.
- Kaplan, H., Yilmaz, S., Binici, H., Yazar, E., & Çetinkaya, N.** (2004). May 1, 2003 Turkey—Bingöl earthquake: damage in reinforced concrete structures, *Engineering Failure Analysis*, 11(3), 279-291.
- Koch, G. H., Brongers, M. P., Thompson, N. G., Virmani, Y. P., & Payer, J. H.** (2005). Cost of corrosion in the United States. In *handbook of environmental degradation of materials*, William Andrew Publishing. (pp. 3-24).
- Koç, V.**, (2012). Asma Katlı Kat Çıkmalı ve Asmolen Döşemeli Yapıların Depremsel Davranışı, Samsun İlinin Deprem Riski ve Alınabilecek Önlemler Sempozyumu, Samsun, syf 159- 173.
- Krawinkler, H., Medina, R., & Alavi, B.** (2003). Seismic drift and ductility demands and their dependence on ground motions, *Engineering structures*, 25(5), 637-653.
- Lee, H. S., & 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*, 157, 81-88.
- Lee, H. S., Noguchi, T., & Tomosawa, F.** (1998). FEM analysis for structural performance of deteriorated RC structures due to rebar corrosion, In *Proceedings of the second international conference on concrete under severe conditions* (pp. 327-336). Norway: Tromsø.
- Li, C. Q., Melchers, R. E. and Zheng, J. J.** (2006). Analytical model for corrosion-induced crack width in reinforced concrete structures, *ACI Structural Journal*, 103(4): 479-487.
- Li, D., Wei, R., Xing, F., Sui, L., Zhou, Y., & Wang, W.** (2018). Influence of Non-uniform corrosion of steel bars on the seismic behavior of reinforced concrete columns, *Construction and Building Materials*, 167, 20-32.
- Lide, D. R. (Ed.).** (2004). CRC handbook of chemistry and physics CRC press. (Vol. 85).
- Lin, H., Zhao, Y., Feng, P., Ye, H., Ozbolt, J., Jiang, C., & Yang, J. Q.** (2019). State-of-the-art review on the bond properties of corroded reinforcing steel bar, *Construction and Building Materials*, 213, 216-233.
- Liu, X., Jiang, H., & He, L.** (2017). Experimental investigation on seismic performance of corroded reinforced concrete moment-resisting frames, *Engineering Structures*, 153, 639-652.
- Lockner, D., Naka, H., Tanaka, H., Ito, H., & Ikeda, R.** (2000). Permeability and strength of core samples from the Nojima fault of the 1995 Kobe earthquake. In *Proceedings of the international workshop on the Nojima fault core and borehole data analysis* (Vol. 129, pp. 147-152).
- Lu, Y., Gu, X., & Guan, J.** (2005). Probabilistic drift limits and performance evaluation of reinforced concrete columns, *Journal of Structural Engineering*, 131(6), 966-978.
- Ma, H., Chen, S., Yin, B., Zhao, S., & Liu, X.** (2003). Impedance spectroscopic study of corrosion inhibition of copper by surfactants in the acidic solutions, *Corrosion Science*, 45(5), 867-882.
- Ma, Y., Che, Y., & Gong, J.** (2012). Behavior of corrosion damaged circular reinforced concrete columns under cyclic loading, *Construction and Building Materials*, 29, 548-556.

- Markeset, G., Rostam, S., & Klinghoffer, O.** (2006). Guide for the use of stainless steel reinforcement in concrete structures. Norges byggforskningssinstitutt.
- Martinez, I. and Andrade, C.** (2009). Examples of reinforcement corrosion monitoring by embedded sensors in concrete structures, *Cement and Concrete Composites*, 31(8): 545- 554.
- Mattock, A.** (1965). Rotational Capacity of Hinging Regions in Reinforced Concrete Beams, *Flexural Mechanics of Reinforced Concrete*, 12.
- Meda, A., Mostosi, S., Rinaldi, Z., & Riva, P.** (2014). Experimental evaluation of the corrosion influence on the cyclic behaviour of RC columns, *Engineering Structures*, 76, 112-123.
- Mendis, P.** (2001). Plastic hinge lengths of normal and high-strength concrete in flexure, *Advances in Structural Engineering*, V. 4, No. 4, Oct., pp. 189-195.
- Mondal, G., & Rai, D. C.** (2008). Performance of harbour structures in Andaman Islands during 2004 Sumatra earthquake. *Engineering Structures*, 30(1), 174-182.
- Nagender, T., Parulekar, Y. M., Selvam, P., & Chattopadhyay, J.** (2022). Experimental study and numerical simulation of seismic behaviour of corroded reinforced concrete frames, *Structures* (Vol. 35, pp. 1256-1269.
- Ning, C. L., & Li, B.** (2016). Probabilistic approach for estimating plastic hinge length of reinforced concrete columns, *Journal of Structural Engineering*, 142(3), 04015164.
- Pacific Earthquake Engineering Research Center** (2010), Guidelines for performance-based seismic design of tall buildings, Report PEER/ATC-72-1, Pacific Earthquake Engineering Research Center, *University of California*, Berkeley CA, USA.
- Panagiotakos, T. B., & Fardis, M. N.** (2001). Deformations of reinforced concrete members at yielding and ultimate, *Structural Journal*, 98(2), 135-148.
- Park R. and Pauly, T.** (1975). Reinforced Concrete Structures, *Wiley*, New York.
- Park, R.** (1998). Some Current and Future Aspects of Design and Construction of Structural Concrete for Earthquake Resistance, *In Australian Structural Engineering Conference*, Auckland (pp. 1-16).
- Possan, E., Thomaz, W. A., Aleandri, G. A., Felix, E. F., & dos Santos, A. C.** (2017). CO₂ uptake potential due to concrete carbonation: A case study, *Case Studies in Construction Materials*, 6, 147-161.
- Priestley, M. J., & Park, R.** (1987). Strength and ductility of concrete bridge columns under seismic loading, *Structural Journal*, 84(1), 61-76.
- R. Park & T. Paulay.** (1975). Reinforced Concrete Structures, *John Wiley & Sons*, NY, USA.
- Rajput, A. S., & Sharma, U. K.** (2018). Corroded reinforced concrete columns under simulated seismic loading. *Engineering Structures*, 171, 453-463.
- Rinaldi, Z., Di Carlo, F., Spagnuolo, S., & Meda, A.** (2022). Influence of localised corrosion on the cyclic response of reinforced concrete columns. *Engineering Structures*, 256, 114037.
- S 882**, (1983). Specification for aggregates from natural sources for concrete, *British Standard*, London,
- Sawyer, H. A.** (1965). Design of concrete frames for two failure stages, *Special Publication*, 12, 405-437.
- Sengel, H. S., & Dogan, M.** (2013). Failure of buildings during Sultandagi Earthquake, *Engineering Failure Analysis*, 35, 1-15.

- Sezen, H., & Moehle, J. P.** (2004). Strength and deformation capacity of reinforced concrete columns with limited ductility, *In Proceedings of the 13th World Conference on Earthquake Engineering* (Vol. 279, pp. 1-15). Vancouver, Canada.
- Sezen, H., & Moehle, J. P.** (2004). Shear strength model for lightly reinforced concrete columns, *Journal of Structural Engineering*, 130(11), 1692-1703.
- Sheikh, M. N., Tsang, H. H., McCarthy, T. J., Lam, N. T. K.** (2010). Yield curvature for seismic design of circular reinforced concrete columns, *Magazine of Concrete Research*, 62(10), 741-748.
- Stewart, M. G. and Rosowsky, D.** (1998). Structural safety and serviceability of concrete bridges subject to corrosion, *Journal of Infrastructure Systems*, 4(4).
- Sun, Z., Si, B., Wang, D., & Guo, X.** (2008). Experimental research and finite element analysis of bridge piers failed in flexure-shear modes, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 7, 403-414.
- Tanaka, H. and Park, R.** (1990). Effect of lateral confining reinforcement on the ductile behavior of reinforced concrete columns, *Research Report 90-2, Department of Civil Engineering, University of Canterbury*, Christchurch, New Zealand, 458 pp.
- Taskin, B., Guler, K., Tugsal, U. M., Gencoglu, M., Celik, M., Hasgur, Z., & Saygun, A. I.** (2012). A novel post-earthquake damage survey sheet: Part I-RC buildings, *In Proceedings of the 15th World Conference on Earthquake Engineering*, Lisbon, Portugal (pp. 24-28).
- TBDY,** (2018). Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği, Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, Ankara
- Tepfers, R.** (1979). Cracking of Concrete Cover Along Anchored Deformed Reinforcing Bars. *Magazine of Concrete Research*, Vol. 31, No. 106, pp. 3-12.
- Tezcan, S. S., & Ipek, M.** (1996). A reconnaissance report: 1995 Dinar, Turkey, earthquake. *Engineering structures*, 18(12), 906-916.
- Torres-Acosta, A. A., Navarro-Gutierrez, S., & Terán-Guillén, J.** (2007). Residual flexure capacity of corroded reinforced concrete beams, *Engineering structures*, 29(6), 1145-1152.
- TS EN 206.,** (2004). Beton - Bölüm 1: Özellik, Performans, İmalat ve Uygunluk, *Türk Standartları Enstitüsü*.
- TS500.,** (2000). Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları, Türk Standartları Enstitüsü, TSE, Ankara, Şubat 2000.
- Vecchio, F. J., & Collins, M. P.** (1986). The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear. *ACI J*, 83(2), 219-231.
- Vu, K., Stewart, M. G. and Mullard, J.** (2005). Corrosion-induced cracking: Experimental data and predictive models, *ACI Structural Journal*, 102(5): 719-726.
- Wang, X. H., & Liu, X. L.** (2008). Modeling the flexural carrying capacity of corroded RC beam. *Journal of Shanghai Jiaotong University (Science)*, 13, 129-135.
- Wang, Y., Cheng, G., Wu, W., Qiao, Q., Li, Y., & Li, X.** (2015). Effect of pH and chloride on the micro-mechanism of pitting corrosion for high strength pipeline steel in aerated NaCl solutions, *Applied Surface Science*, 349, 746-756.
- Wasti, S. T., Sucuoğlu, H., & Utku, M.** (2001). Buildings after the 1 october 1995, *Journal of Earthquake Engineering*, 5(2), 131-151.
- Xiong, X., Chen, L., Hu, K., Wang, Z., Zhang, Q., & Lei, Y.** (2019). Influence of temperature and chloride ion concentration on the corrosion behaviour of Mg-4Al-3Ca-0.5 RE alloy, *Materials and Corrosion*, 70(7), 1214-1221.
- XTRACT v.3.0.,** Cross-Sectional X Structural Analysis Of Components, *Imbsen Software Systems*, 9912 Business Park Drive, Suite 130 Sacramento, CA 95827.

- Yakut, A., Sucuoğlu, H., Binici, B., Canbay, E., Donmez, C., İlki, A., & Ay, B. Ö.** (2021). Performance of structures in İzmir after the Samos island earthquake, *Bulletin of Earthquake Engineering*, 1-26.
- Yalciner, H., & Kumbasaroglu, A.** (2020). Experimental evaluation and modeling of corroded reinforced concrete columns, *ACI Structural Journal*, (4).
- Yalciner, H., Eren, O., & Sensoy, S.** (2012). An experimental study on the bond strength between reinforcement bars and concrete as a function of concrete cover, strength and corrosion level, *Cement and Concrete Research*, 42(5), 643-655.
- Yalçın, H. and Ergun, M.** (1996). The prediction of corrosion rates of reinforcing steels in concrete, *Cement and Concrete Research*, 26(10): 1593-1599.
- Yazgan, U., Oyguç, R., Ergüven, M. E., & Celep, Z.** (2016). Seismic performance of buildings during 2011 Van earthquakes and rebuilding efforts, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 15, 591-606.
- Yığiter, H.** (2008). *Betonarme donatısında klorid korozyonu gelişiminin elektrokimyasal yöntemlerle belirlenmesi* (Doktora Tezi). Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İzmir.
- Yingshu, Y, U, A, N.** (2008). Experimental study on the deterioration of mechanical properties of corroded steel bars, *China Civil Engineering Journal*, 12, 42-47.
- Yüksel, B., Foroughi, S.** (2020). Analysis of bending moment-curvature and the damage limits of reinforced concrete circular columns, *Avrupa Bilim ve Teknoloji Dergisi*, (19), 891-903.
- Zaki, A., Chai, H. K., Aggelis, D. G., & Alver, N.** (2015). Non-destructive evaluation for corrosion monitoring in concrete: a review and capability of acoustic emission technique, *Sensors*, 15(8), 19069-19101.
- Zhang, M., Liu, R., Li, Y., & Zhao, G.** (2018). Seismic performance of a corroded reinforced concrete frame structure using pushover method, *Advances in Civil Engineering*, 2018, 1-12.
- Zhang, Y., Bicici, E., Sezen, H., & Zheng, S.** (2020). Reinforcement slip model considering corrosion effects, *Construction and Building Materials*, 235, 117348.

ÖZGEÇMİŞ

Ad-Soyad : Ahmet İhsan TURAN

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Lisans** : 2016, Erzincan Binali Yıldırım Üniversitesi, Mühendislik – Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği
- **Yüksek Lisans** : 2019, Erzincan Binali Yıldırım Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği ABD
- **Doktora** : 2024, İnönü Üniversite, İnşaat Mühendisliği

MESLEKİ DENEYİM:

- 2019 - Devam Ediyor
Araştırma Görevlisi
Erzincan Binali Yıldırım Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü

DOKTORA TEZİNDEN TÜRETİLEN ÇALIŞMALAR

- Ayaz, Y., Yalçiner, H., Kumbasaroğlu, A., Turan, A. İ., & Çelik, A., (2022). Prediction of seismic performance levels of corroded reinforced frames. *In. International Congress of Applied Sciences* (pp.148-152). Baku, Azerbaijan
- Turan, A. İ., Ayaz, Y., Yalçiner, H., Kumbasaroğlu, A., & Çelik, A., (2024). Experimental and analytical investigation of moment-carrying capacities of reinforced concrete frame systems corroded by accelerated corrosion method, *Journal of the Institute of Science and Technology*