



**T.C.
BURSA TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ**

**GFRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN EĞİLME, KESME VE
ADERANS DAVRANIŞI**

DOKTORA TEZİ

Gökhan Barış SAKCALI

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

OCAK 2023

BURSA TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ❖ LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

**GFRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN EĞİLME, KESME VE
ADERANS DAVRANIŞI**

DOKTORA TEZİ

**Gökhan Barış SAKCALI
(182083002)**

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Tez Danışmanı: Prof. Dr. İsa YÜKSEL

OCAK 2023

BTÜ, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü'nün 182083002 numaralı Doktora Öğrencisi Gökhan Barış SAKCALI, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı “GFRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN EĞİLME, KESME VE ADERANS DAVRANIŞI” başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Prof. Dr. İsa YÜKSEL**
Bursa Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Adem DOĞANGÜN**
Bursa Uludağ Üniversitesi

Prof. Dr. Murat Emre KARTAL
İzmir Demokrasi Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Serkan SAĞIROĞLU
Bursa Uludağ Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Melih SÜRMELİ
Bursa Teknik Üniversitesi

Teslim Tarihi :
Savunma Tarihi : 27 Ocak 2023



20.04.2016 tarihli Resmi Gazete’de yayımlanan Lisansüstü Eğitim ve Öğretim Yönetmeliğinin 9/2 ve 22/2 maddeleri gereğince; Bu Lisansüstü teze, Bursa Teknik Üniversitesi’nin abonesi olduğu intihal yazılım programı kullanılarak Lisansüstü Eğitim Enstitüsü’nün belirlemiş olduğu ölçütlere uygun rapor alınmıştır.

Bu tezin bir bölümü, Bursa Teknik Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğünün 211N042 numaralı projesi ile desteklenmiştir.

İNTİHAL BEYANI

Bu tezde görsel, işitsel ve yazılı biçimde sunulan tüm bilgi ve sonuçların akademik ve etik kurallara uyularak tarafımdan elde edildiğini, tez içinde yer alan ancak bu çalışmaya özgü olmayan tüm sonuç ve bilgileri tezde kaynak göstererek belgelediğimi, aksinin ortaya çıkması durumunda her türlü yasal sonucu kabul ettiğimi beyan ederim.

Öğrencinin Adı Soyadı: Gökhan Barış SAKCALI

İmzası:

X X X X



Aileme ve arkadaşlarıma,

ÖNSÖZ

Doktora eğitimim süresince benden desteğini hiçbir zaman esirgemeyen, bilgisi ve danışmanlığı ile bana her daim yol gösteren ve beni hep daha iyisi için teşvik eden değerli danışmanım Prof. Dr. İsa YÜKSEL' e teşekkürlerimi sunuyorum.

Bu tezin deneysel çalışma ihtiva eden kısımları 211N042 proje numarasıyla Bursa Teknik Üniversitesi BAP Birimi tarafından desteklenmiştir. Bu vesile ile Bursa Teknik Üniversitesi Rektörlüğüne teşekkür ederim.

Bu tez kapsamında kiriş eğilme deneyleri Bursa Uludağ Üniversitesi Yapı Mekaniği Laboratuvarında gerçekleştirilmiştir. Ayrıca bu çalışmada kullanılan beton Bursa Beton A.Ş. tarafından temin edilmiştir. Sağladıkları desteklerden ötürü Bursa Uludağ Üniversitesi Rektörlüğü ile Bursa Beton A.Ş.'ne teşekkür ederim.

Deneysel çalışmamın yürütülmesi süresince verdiği destekler ve Tez İzleme Komitesi üyesi olarak yapıcı değerlendirmelerinden dolayı Dr. Öğr. Üyesi Serkan SAĞIROĞLU' na teşekkürlerimi sunarım.

Deneysel numunelerin üretilmesi ve testlerin gerçekleştirilmesi sırasında yardımlarını esirgemeyen Y. Müh. Barış ESEN ve eksenel çekme deneylerin gerçekleştirilmesi sırasında verdiği katkılardan dolayı Arş. Gör. Safa ŞENAYSOY' a teşekkür ederim. Deney numunelerin üretilmesinde yardımcı olan lisans öğrencileri Diyar SÖNMEZ, Mehmet Fatih KEMAN, Muhammed Hasan ÜSTÜN, Onur KOCA, Furkan YANAR ve Mehmet KOCATÜRK' e teşekkür ederim.

Doktora tezimin Tez İzleme Komitesi (TİK) üyelerinden Dr. Öğr. Üyesi Melih SÜRMELİ ve doktora tez jüri üyeleri Prof. Dr. Adem DOĞANGÜN ve Prof. Dr. Murat Emre KARTAL' a tezimi değerlendirmelerinden dolayı teşekkür ederim.

Arkadaşlıklarıyla yanımda olan; Melike KAYA, Arş. Gör. Alper GÖNÜL, Öğr. Gör. Yusuf ÖZTÜRK, Dr. Öğr. Üyesi Mert Sinan ÖZ, Arş. Gör. Safa ŞENAYSOY, Öğr. Gör. Mehmet Oytun CİBAROĞLU ve ismini sayamadığım diğer arkadaşlarıma da teşekkür etmek istiyorum.

Öğrenim hayatım boyunca üzerimde emeği olan tüm hocalarıma ve çalışmalarım boyunca desteklerini hiçbir zaman esirgemeyen çalışma arkadaşlarıma teşekkür ederim.

Doktora öğrenimim süresince hiçbir fedakârlıktan kaçınmayan, öğrenimimi bitirmemde göstermiş oldukları sonsuz sevgi ve destek için annem Gülbeyaz SAKCALI' ya, babam İbrahim Gürsel SAKCALI' ya, abim Dr. Öğr. Üyesi Alaattin SAKCALI' ya, yengem Deniz SAKCALI' ya, yeğenlerim Doğa SAKCALI ve Alden SAKCALI' ya teşekkür ederim.

Ocak 2023

Gökhan Barış SAKCALI
(İnşaat Yüksek Mühendisi)

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ	vii
İÇİNDEKİLER	viii
KISALTMALAR	xi
SEMBOLLER	xiii
ÇİZELGE LİSTESİ	xxiii
ŞEKİL LİSTESİ	xxv
ÖZET	xxx
SUMMARY	xxxii
1. GİRİŞ	1
1.1 Tezin Konusu	1
1.2 Tezin Amaç ve Kapsamı	3
1.3 Literatür Taraması	5
2. FRP DONATI ÇUBUĞU.....	13
2.1 Tarihsel Gelişim	13
2.2 FRP Donatı Çubuğunun Malzeme Özellikleri	14
2.2.1 Genel	14
2.2.2 Lifler.....	15
2.2.2.1 Cam lifler	15
2.2.2.2 Karbon lifler	16
2.2.2.3 Aramid lifler	17
2.2.2.4 Bazalt lifler	17
2.2.3 Matris (polimer-reçine) malzemesi	18
2.2.3.1 Termoset matrisler	18
2.2.3.2 Termoplastik matrisler	21
2.2.4 FRP donatı çubuğu.....	21
2.2.4.1 FRP donatı çubuğunun fiziksel özellikleri	22
2.2.4.2 FRP donatı çubuğunun mekanik özellikleri	23
2.2.5 FRP donatı çubuğunda zamana bağlı etkiler.....	25
2.2.6 FRP donatı çubuğunda sıcaklık etkisi	26
3. FRP DONATILI KİRİŞLER VE YÖNETMELİK KOŞULLARI.....	27
3.1 FRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Eğilme Etkisindeki Davranışı.....	27
3.1.1 FRP donatılı betonarme kirişlerde eğilme kapasitesi ve göçme modları..	28
3.1.2 FRP donatılı betonarme kirişlerde eğilme rijitliği ve çatlak genişliği	34
3.2 FRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Kesme Etkisindeki Davranışı	37
3.2.1 Etriyesiz FRP donatılı betonarme kirişler için kesme dayanımı tahmin modelleri	39
3.2.2 Etriyeli FRP donatılı betonarme kirişler için kesme dayanımı tahmin modelleri	43
3.3 FRP Donatı-Beton Arayüzeyindeki Aderans Davranışı ve Göçme Modları ...	55
3.3.1 Aderans deney yöntemleri	56

3.3.1.1 Çekip-çıkarma deney yöntemi	56
3.3.1.2 Eksenel çekme testi	58
3.3.1.3 Kiriş test yöntemi	59
3.3.2 Donatı çubuğu ve beton arayüzeyi için aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi	61
3.3.3 FRP donatı ve beton arayüzeyi için monolitik yükleme için önerilen analitik aderans gerilme-donatı sıyrılma modelleri	64
3.3.4 FRP donatılı betonarme elemanlar için önerilen aderans dayanım modelleri	74
3.3.5 Kenetlenme boyu modelleri	83
4. SONLU ELEMANLAR YÖNTEMİ VE MODELLEME TEKNİKLERİ	93
4.1 Tarihsel Gelişim	93
4.2 Modelleme Teknikleri	95
4.2.1 Yayılı model	95
4.2.2 Ayrık model	96
4.2.3 Gömülü model	96
4.3 Akma Kriterleri	97
4.3.1 Mohr-Coulumb akma kriteri	97
4.3.2 Drucker-Prager akma kriteri	99
4.3.3 Bresler-Pister akma kriteri	100
4.3.4 Willam-Warnke akma kriteri	101
4.3.4.1 Basınç-basınç-basınç durumu	103
4.3.4.2 Çekme-basınç-basınç durumu	104
4.3.4.3 Çekme-çekme-basınç durumu	104
4.3.4.4 Çekme-çekme-çekme durumu	105
4.4 Doğrusal Olmayan Çözüm Teknikleri	105
5. DENEYSEL VE SAYISAL ÇALIŞMALAR	108
5.1 GFRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Eğilme ve Kesme Davranışı Üzerine Çalışmalar	108
5.1.1 GFRP donatı çubuğu çekme deneyi	108
5.1.2 Üç boyutlu sonlu elemanlar modeli	109
5.1.2.1 Eleman tipleri	110
5.1.2.2 Malzeme modelleri	113
5.1.2.3 Sayısal modellerin doğrulanması	118
5.1.2.4 Yakınsama çalışması ve simetriden faydalanma	119
5.1.3 Eğilme etkin elemanlarla ilgili yapılan çalışmalar	121
5.1.3.1 Enerji yaklaşımı	121
5.1.3.2 Çatlak genişliğiyle ilgili sayısal ve analitik birleştirilmiş yaklaşım	122
5.1.3.3 Eğilme etkin elemanlarda sayısal modeller	124
5.1.4 Kesme etkin elemanlarla ilgili yapılan çalışmalar	127
5.1.4.1 Kesme etkin elemanlarda sayısal modeller	127
5.1.4.2 Kesme dayanımında kullanılması önerilen tahmin modelinin geliştirilmesi	129
5.1.4.3 Literatürdeki deneysel veriler	134
5.2 Betona Gömülü GFRP Donatının Aderans Davranışı için Yapılan Çalışmalar	135
5.2.1 GFRP donatı çubuğundan çekme deney numunesinin hazırlanması, çekme testinin yapılması ve beton eksenel basınç testi	135
5.2.2 Eğilmede aderans deneyi	139
5.2.2.1 GFRP donatı çubuğu dış yüzeyine kum kaplanması	139

5.2.2.2 Kiriş numune kalıplarının hazırlanması ve beton dökümü	140
5.2.2.3 Eğilmede aderans deney modelleri	143
6. BULGULAR VE TARTIŞMALAR	146
6.1 GFRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Eğilme Yönünden İncelenmesi	146
6.1.1 Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişlerin maksimum yük, maksimum yerdeğiştirme, göçme modu ve şekil değiştirme enerjisi açısından karşılaştırılması	146
6.1.2 Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak yayılımının incelenmesi.....	153
6.1.3 Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak genişliği.....	155
6.1.4 GFRP donatılı betonarme kirişlerde kesit rijitliğinin incelenmesi.....	160
6.2 GFRP Donatılı Kirişlerin Kesme Yönünden İncelenmesi	162
6.2.1 GFRP donatılı kirişlerde çatlak yayılımı, donatıda gerilme dağılımı ve göçme modu	162
6.2.2 GFRP donatılı kirişlerde kesme dayanımını etkileyen parametrelerin önerilen tahmin modeli ve literatürdeki deney sonuçları ölçeğinde tartışılması	166
6.2.3 GFRP donatılı kirişlerde kesme dayanım tahmin modelleri ve yönetmeliklerin karşılaştırması	169
6.3 GFRP Donatılı Kirişlerin Aderans Yönünden İncelenmesi	175
6.3.1 Eğilmede aderans deney sonuçları	175
6.3.2 Aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi.....	187
6.3.3 Maksimum aderans gerilmesi	196
6.3.4 Kenetlenme boyu	203
7. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	204
7.1 Sonuçlar.....	204
7.2 Öneriler.....	208
KAYNAKLAR	209
EKLER	230
EK A	231
ÖZGEÇMİŞ.....	235

KISALTMALAR

A	: Alkali
AAE	: Average Absolute Error
AASHTO	: American Association of State Highway & Transportation Officials
ACI	: American Concrete Institute
AFRP	: Aramid Fiber Reinforced Polymer
ANSYS	: ANalysis SYstem
ASTM	: American Society for Testing and Materials
BFRP	: Basalt Fiber Reinforced Polymer
BISE	: British Institution of Structural Engineers
BS	: British Standard
BŞD	: Birim Şekil Değiştirme
BŞDH	: Birim Şekil değiştirmeye Dayalı Hesap
C	: Chemical; Concrete
C-C	: Concrete Crushing
CEB	: Comité Euro-International du Béton
CFRP	: Carbon Fiber Reinforced Polymer
CMR	: Cosenza-Manfredi-Realfonzo
CNR	: Consiglio Nazionale delle Ricerche
CoV	: Coefficient of Variation
CSA	: Canadian Standards Association
D	: Dielectric
DPC	: Demerit Points Classification
DTF	: Diagonal-Tension-Failure
E	: Electrical
EL	: Embedment Length
EN	: European Norm
fib	: Fédération Internationale du Béton
FIP	: Fédération Internationale de la Précontrainte
FRP	: Fiber Reinforced Polymer
G	: GFRP rebar

GFRP	: Glass Fiber Reinforced Polymer
GÖ	: Göçmenin Önlenmesi
G-R	: Rupture of GFRP
ISIS	: Intelligent Sensing for Innovative Structures
JSCE	: Japan Society of Civil Engineers
KDDH	: Kuvvet Dengesine Dayalı Hesap
LRFD	: Load and Resistance Factor Design
M	: Model
mBPE	: modifiye edilmiş Bertero-Popov-Eligehausen
PAN	: PoliAkriloNitril
RILEM	: Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux
S	: Strength/Structural; Steel rebar
SCF	: Shear-Compression-Failure
SEM	: Sonlu Elemanlar Modeli
SRF	: Stirrups-Rupture-Failure
STF	: Shear-Tension Failure
TBDY	: Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği
TS	: Türk Standardı
TSE	: Türk Standartları Enstitüsü

SEMBOLLER

A	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı; Malzemeye bağlı katsayı; Kesit alanı
a	: Kesme açıklığı
a₀	: Çatlama bölgesinin kritik izdüşümü; Belirsiz katsayı
a₁	: Belirsiz katsayı; Çatlak genişledikçe ortaya çıkan gerilme oranı
a₂	: Belirsiz katsayı; Çatlama anındaki ani gerilme kaybı
a_b	: Dengeli durum için dikdörtgen basınç bloğu yüksekliği
A_b	: Donatı çubuğu kesit alanı
A_f	: Donatı alanı
A_{fb}	: Dengeli donatı alanı
A_{tr}	: Enine donatı kesit alanı
A_w	: Kesme donatısının toplam kesit alanı
a_g	: Maksimum agrega boyutu
B	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı; Malzemeye bağlı katsayı
b	: Kesit genişliği; Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değer
b₀	: Belirsiz katsayı
b₁	: Aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin belirlenmesinde kullanılan bir katsayı; Belirsiz katsayı
b₂	: Belirsiz katsayı
b_w	: Kesit genişliği
C	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı; Üç parametreden minimum olanı; Malzemeye bağlı katsayı
c	: Tarafsız eksen derinliği; Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değer; Paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe
c₀, c₁, c₂	: Genetik algoritmaya bağlı belirlenen sabitler
c_b	: Dengeli durum için tarafsız eksen derinliği; Eklenmiş donatı çubuğu için düşey doğrultusundaki paspayı
c_{max}	: İki değerden büyük olanın dikkate alındığı bir katsayı
C_{Med}	: Üç parametrenin medyanı
c_{min}	: İki değerden küçük olanının dikkate alındığı bir katsayı
C_s	: Eklenmiş çubuklar arası boşluk

c_s	: İki değerden küçük olanının dikkate alındığı bir katsayı
c_{s0}	: Eklenmiş çubuk için yan paspayı
c_{si}	: Donatılar arasındaki mesafenin yarısı
C_x	: Donatı çubuğunun yan paspayı
C_y	: Donatı çubuğunun alt paspayı
c_τ	: Akma zarfının kayma gerilmesi eksenine kesiştiği nokta; Kohezyon
D	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı
d	: Kesit derinliği, Etkili derinlik
d_b	: Donatı çapı
d_{b0}	: Donatı dış çapı
d_c	: Kabuk beton derinliği; elemanın karakteristik uzunluğu
d_{cs}	: En yakın beton yüzeyinden ilgili donatının merkezine olan mesafe ve çubukların merkezden merkezine olan mesafesinin üçte ikisinden en küçük olanı
d_{max}	: Maksimum agrega boyutu
d_v	: Etkili kesme derinliği
E	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı
E_c	: Betonun elastisite modülü
E_f	: FRP donatı çubuğunun elastisite modülü; Çekme bölgesindeki FRP donatının elastisite modülü
E_{fw}	: Enine FRP donatı çubuğunun elastisite modülü
E_r	: Donatı çubuğunun elastisite modülü
E_s	: Çelik donatı çubuğunun elastisite modülü
F	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı; Asal gerilmelere bağlı bir fonksiyon
f	: Herhangi birim şekil değiştirmeye karşılık gelen gerilme
f_1	: Hidrostatik gerilme durumunda birleştirilmiş iki eksenli basınç durumu için nihai basınç dayanımı
f_2	: Hidrostatik gerilme durumunda birleştirilmiş tek eksenli basınç durumu için nihai basınç dayanımı
f_{bond}	: Beton tasarım aderans dayanımı
f_c	: Beton basınç dayanımı; Tek eksenli nihai basınç dayanımı
f_{cb}	: Çok eksenli nihai basınç dayanımı
f_{ct}	: Beton çekme dayanımı; Beton çatlama dayanımı
$f_{ctk,0.05}$	: Karakteristik beton çekme dayanımı (%5 kırılma olasılığı için)
f_{cu}	: Küp numune beton basınç dayanımı
f_d	: FRP donatı çubuğu tasarım çekme dayanımı

f_f	: FRP donatı çubuğundaki gerilme
f_{fb}	: FRP donatı çubuğunun bükülmüş kısmının dayanımı
f_{fd}	: Tasarım çekme dayanımı
f_{fu}	: FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı; FRP donatı çubuğu için belirtilen çekme dayanımı; Servis yükleri altında azalmaları göz önünde bulundurarak hesaplanan FRP' nin tasarım çekme dayanımı
f_{fr}	: Donatı çubuğunda meydana gelen gerilme
f_{fw}	: Etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri; Tasarımda kullanılacak FRP etriyesi için gerilme sınır değeri
f_{fwu}	: Enine FRP donatının kopma dayanımı
f_{mc}	: Boyut etkisinin dikkate alındığı beton basınç dayanımı
f_n	: Çatlak düzlemindeki normal gerilme
f_r	: Betonun eğilmede çekme dayanımı
f_t	: Betonun çekme dayanımı; Tek eksenli nihai çekme dayanımı
f_{tsp}	: Betonun yarmada çekme dayanımı
f_{vcd}	: Beton tasarım kesme dayanımı
f_{yt}	: Enine donatı akma dayanımı
G	: Donatı çubuk türüne bağlı katsayı
G_f	: Beton kırılma enerjisi
h	: Kesit yüksekliği (derinliği)
I_1	: Cauchy gerilmesindeki birinci değişmez
I_{cr}	: Dönüştürülmüş çatlaklı bölümün eylemsizlik momenti
I_e	: Etkin atalet (eylemsizlik) momenti
I_g	: Brüt atalet (eylemsizlik) momenti
i	: Ankrajlanmış numunede iyileştirme katsayısı
j	: Moment kolu katsayısı
J_2	: Cauchy gerilmesindeki ikinci değişmez
K	: FRP donatı çubuğu deplasman modülü; Doğrusal olmayan regresyon analizinden elde edilen eğri uydurma katsayı
k	: Tarafsız eksen derinliğinin donatıya olan mesafesinin oranı; Doğrusal olmayan regresyon analizinden elde edilen eğri uydurma katsayılarıdır
k_1	: Aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin azalan kısmının belirlenmesinde kullanılan bir katsayı; Konum katsayısı
k_2	: Maksimum aderans gerilmesini tanımlayan bir katsayı; Beton yoğunluk katsayısı
k_3	: Maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyrılma değerini tanımlayan katsayı; Donatı çubuğu boyut katsayısı
k_4	: Donatı çubuğu lif katsayısı

k_5	: Donatı çubuğu yüzey katsayısı
k_b	: Aderans dayanım katsayısı
k_c	: Bir katsayı
k_{fc}	: Betonun etkisini dikkate alan katsayı
$k_{s,\Phi}$	: Çubuk yüzeyi ve çapının birleşik etkisini hesaba katan katsayı
K_{tr}	: Enine donatı çubuğu indeksi
k_x	: Beton kesme katkısı hesabında kullanılan bir katsayı
L	: İki başlık arasında bulunan GFRP donatı çubuğu net uzunluğu; Kirişin net uzunluğu
L'	: Toplam numune uzunluğu
L_a	: Toplam başlık uzunluğu
l_d	: Kenetlenme boyu
l_e	: Donatı çubuğunun gömülme boyu
l_{e2}	: Donatı çubuğunun başlığa eklenmiş düz kısmı
M	: Moment; Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değer; Bir parametre
M_0	: Liflerdeki aşırı gerilmeden dolayı eksenel kuvvette meydana gelen gerilmeyi ortadan kaldırmak için gerekli eğilme momenti
m_0, m_1	: Eğri uydurma parametreleri
M_a	: Her aşamadaki maksimum moment
M_b	: Dengeli duruma karşılık gelen moment taşıma gücü
M_{cr}	: Çatlama momenti
M_d	: Tasarım eğilme momenti
M_f	: Kesmenin kritik olduğu bölgedeki eğilme momenti; Maksimum moment
M_n	: Eğilme momenti taşıma gücü
n	: Potansiyel aderans nedeniyle yarılmamanın meydana geleceği düzlem boyunca bulunan çubuk sayısı; Nervür sayısı
n_f	: FRP donatının modüler oranı
P	: Düşey yük
p	: Azalan kısmın belirlenmesinde deneysel verilere dayanan parameter; Deneye dayalı eğri uydurma parametresi
p_1	: Akma yüzeyinin tanımlanmasında kullanılan fonksiyon
p_2	: Akma yüzeyinin tanımlanmasında kullanılan fonksiyon
r_0	: Eğri uydurma parametresi
r_1	: Eğri uydurma parametresi; Akma yüzeyinin tanımlanmasında kullanılan fonksiyon

r_2	: Akma yüzeyinin tanımlanmasında kullanılan fonksiyon
r_b	: Bükülen yerin iç yarıçapı
R_d	: Spiral diş aralığı
S	: Donatı lif türü ve yüzey özelliğine bağlı katsayı; Akma yüzeyi
s	: Donatı çubuğu aralığı; Sıyırılma; Ankrajların merkezden merkeze uzaklığı
s_0	: Doğrusal artan kısımdaki maksimum aderans gerilmesi karşılık gelen donatı sıyırılma değeri
s_1	: Maksimum aderans gerilmesinin başlangıcında meydana gelen sıyırılma değeri; Maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyırılma değeri; Şekil 3.15' de belirtilen A noktasına karşılık gelen donatı sıyırılması değeri
s_2	: Maksimum aderans gerilmesinin bitişinde meydana gelen sıyırılma değeri; azalan aderans gerilme bölümüne karşılık gelen sıyırılma değeri; Şekil 3.15' de belirtilen B noktasına karşılık gelen donatı sıyırılması değeri
s_3	: Sürtünme nedeniyle oluşan artık gerilme kısmında oluşan periyodik kısmın ilk tepe noktası; Şekil 3.15' de belirtilen C noktasına karşılık gelen donatı sıyırılması değeri
s_4	: Sürtünme nedeniyle oluşan artık aderans gerilmesine karşılık gelen sıyırılma değeri; Şekil 3.15' de belirtilen D noktasına karşılık gelen donatı sıyırılması değeri
S_c	: Kabuk beton derinliği ve donatı çubuğu aralığına bağlı katsayı
S_e	: Elastik aderans gerilmesine karşılık gelen donatı sıyırılma değeri
S_{max}	: Maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen donatı sıyırılma değeri
S_r	: Deneye dayalı eğri uydurma parametresi; Artık aderans gerilmesine karşılık gelen donatı sıyırılması değeri
S_s	: Etriye aralığı
S_{xe}	: Etkili çatlak aralığı
S_{ze}	: Etriyesiz elemanlar için etkili çatlak aralığı
T	: Donatı çubuğunda oluşan normal kuvvet
t	: Gün; Boru et kalınlığı
t_1, t_2	: Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değerler
u_c	: Yerel aderans gerilmesi
U_u	: Nominal aderans gerilmesi
u_u	: Ortalama aderans gerilmesi
V_a	: Agrega kilitlemesi nedeniyle oluşan kesme dayanımı
V_c	: Betonun kesme dayanımı
V_{exp}	: Deneysel olarak tespit edilen nihai kesme dayanımı

V_f	: Kesmenin kritik olduğu bölgedeki kesme kuvveti; Kesme direnç faktörü
V_{fw}	: FRP donatı çubuğunun kesme dayanıma katkısı
V_l	: Boyuna donatının kaldıraç hareketi nedeniyle kesme dayanımı
V_{num}	: Sayısal analizden tespit edilen nihai kesme dayanımı
V_{prep}	: Tahmin modelinden tespit edilen nihai kesme dayanımı
V_r	: Kesme kapasitesi
$V_{Rd,ct}$	: Betonun kesme dayanım katkısı
$V_{Rd,ctmax}$	: Gövdenin çatlaması sonucunda kesme göçmesine karşılık gelen beton katkısı
V_t	: Eğimli çatlaklar arasında oluşan artık çekme dayanımı
V_w	: Enine donatının kesme dayanımı
w_c	: Çatlak genişliği
z	: Basınç kuvvetinin çekme kuvvetine olan dik mesafesi
α	: Tarafsız eksen derinliğinin belirlenmesinde kullanılan bilinmeyen katsayı; Aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin artan kısmının belirlenmesinde kullanılan bir katsayı; Deneye dayalı eğri uydurma parametresi; Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değeri; Alt ve üst donatı çubuğu için bir katsayı; Üst donatı çubuğu modifikasyon faktörü; modifiye edilmiş BPE' de artan kısmı ifade eden katsayı; Donatı çubuğu konum katsayısı; Donatı çubuğu yüzey faktörü; Normalize etmede kullanılan bir katsayı; GFRP donatı çubuğu dayanım azaltma faktörü
α_0	: Eğri uydurma parametresi
α_1	: Eşdeğer dikdörtgen gerilme bloğunun ortalama beton gerilme dayanımına oranı; Aderans dayanım-donatı sıyrılma ilişkisinin belirlenmesinde kullanılan bir katsayı; Sınırlama düzeltme katsayısı
α_2	: Aderans dayanımı için düzeltme katsayısı
α_c	: Basınç bölgesindeki gerilmeyi dikkate alan bir katsayı
α_{ct}	: Çekme dayanımı üzerindeki uzun vadeli etkileri ve olumsuz etkiyi hesaba katan bir katsayı
β	: Tarafsız eksen derinliğinin belirlenmesinde kullanılan bilinmeyen katsayı; Tarafsız eksen ile çekme yüzeyi arasındaki mesafenin, tarafsız eksen ile donatı merkezi arasındaki mesafeye oranını ifade eden katsayı; Benzeştirme tekniğinden elde edilen bir katsayı; Deneye dayalı eğri uydurma parametresi
β_0	: Eğri uydurma parametresi
β_1	: Eşdeğer dikdörtgen gerilme blok derinliğini tarafsız eksen derinliğine bağlayan faktör; Eğri uydurma parametresi
β_2	: Beton basınç dayanımına bağlı bir faktör

β_d	: FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için önerilmiş ilk indirgeme katsayısı; FRP donatı çubuğunun kesme kapasitesi üzerindeki etkisini dikkate alan katsayı
β_n	: Eksenel yükün kesme kapasitesi üzerindeki etkisini dikkate alan katsayı
β_f	: Kesme dayanım düzeltme faktörü
γ	: Tarafsız eksen derinliğinin belirlenmesinde kullanılan bilinmeyen katsayı
γ_b	: Dayanım azaltma faktörü
γ_c	: Beton için kısmi güvenlik faktörü; Beton paspayı düzeltme katsayısı
$\gamma_{f,\Phi}$	: Eğilme etkisini hesaba katmak için FRP donatı çubuğu tasarım çekme dayanımı azaltma katsayısı
γ_G	: FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için ikinci indirgeme katsayısı
γ_g	: Global güvenlik faktörü
γ_m	: Malzeme güvenlik katsayısı
γ_t	: Donatı konum düzeltme katsayısı
Δ_{max}	: Maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirme
$\Delta \varepsilon$	: Seçilen çekme birim şekil değiştirme arasındaki fark
$\Delta \tau$	: Artık bölgedeki ortalama aderans dayanım değeri
$\Delta \sigma$	: Bitiş ve başlangıç birim şekil değiştirmelere karşılık gelen çekme gerilmeleri arasındaki fark
ε	: Donatıdaki birim şekil değiştirme seviyesi; Ortam hidrostatik basıncının tek eksenli nihai basınç dayanımı oranı; Birim şekil değiştirme
ε_0	: Nihai basınç dayanımına karşılık gelen birim şekil değiştirme
ε_{cr}	: Çatlama birim şekil değiştirmesi
ε_{cu}	: Betonun nihai birim şekil değiştirmesi
ε_f	: FRP donatı çubuğunda meydana gelen birim şekil değiştirme
$\varepsilon_{f,lim}$	: Etriye olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun birim şekil değiştirme sınır değeri
ε_{fu}	: FRP donatı çubuğu nihai birim şekil değiştirmesi; GFRP donatı çubuğunun nihai birim şekil değiştirme değeri
ε_{fw}	: Tasarımda kullanılacak FRP etriyesi için nihai durum gerilme sınır değeri
$\varepsilon_{fw,m}$	: Çatlağı geçen etriyelerdeki ortalama gerilme
ε_{fwu}	: Enine FRP donatı çubuğunun nihai birim şekil değiştirmesi
$\varepsilon_{GÖ}$	: Göçmenin önlenmesi sınırına karşılık gelen GFRP donatı çubuğunun birim şekil değiştirme değeri

ϵ_n	: Çatlak düzlem normali doğrultusundaki birim şekil değiştirme
ϵ_w	: Nihai sınır durumunda kesme donatı çubuğunun birim şekil değiştirme tasarım değeri
ϵ_x	: Birim şekil değiştirme etkisi
ζ	: Kritik kesme çatlağının ilk kısmının ucu
η	: Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değer
θ	: Kesme düzleminin eğim açısı
κ	: Paspayı düzeltme katsayısı
λ	: Beton dayanım eğrisini uydurmak için şekil faktörü; Deneysel olarak tespit edilen nihai kesme dayanımının tahmin modeliyle tespit edilen nihai kesme dayanıma oranını ifade eden faktör
λ_c	: Beton yoğunluk faktörü (Beton yoğunluğunu hesaba katan katsayı)
μ	: Regresyon analizinden belirlenen katsayı
ν_{fw}	: Kiriş gövdesinde oluşan kesme dayanımı
ν_c	: Çatlaksız beton kirişin boyutsuz kesme dayanımı
ν_t	: Etriyenin boyutsuz kesme dayanımı
ν_w	: Betonda çatlak boyunca aktarılan kesmeyi ifade eden boyutsuz terim
ξ	: Bağıl tarafsız eksen derinliği
η	: Dönüştürülmüş çatlaklı bölümün eylemsizlik momenti ve brüt eylemsizlik momentine bağlı katsayı; Benzerlik açısı
ρ	: Çekme donatısı oranı
ρ'	: Basınç donatısı oranı
ρ_{fb}	: Dengeli donatı oranı
ρ_f	: Boyuna donatı oranı
ρ_{fw}	: Enine donatı oranı
ρ_{min}	: Minimum donatı oranı
ρ_{max}	: Maksimum donatı oranı
$\sum E$	: Toplam şekil değiştirme enerjisi
σ	: Sınırlayıcı eksenel simetrik radyal basınç; Normal gerilme
σ_1	: Donatı çubuğundaki sınır çekme gerilmesi; Maksimum asal gerilme
σ_2	: Ortanca asal gerilme
σ_3	: Minimum asal gerilme
σ_b	: Çok eksenli basınç altındaki akma dayanımı
σ_c	: Tek eksenli basınç altındaki akma dayanımı
σ_d	: Tasarım çekme dayanımı
σ_h	: Ortam hidrostatik basıncı

σ_m	: Etkili ortalama gerilme
σ_t	: Tek eksenli çekme altındaki akma dayanımı
σ_{uk}	: FRP donatı çubuğunun çekme dayanımının karakteristik değeri
$\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}$	: Asal gerilmeler
τ	: Aderans gerilmesi; Kayma gerilmesi
τ_0	: Eğri uydurma parametresi; doğrusal artan kısımdaki maksimum aderans gerilmesi
τ_1	: Eğri uydurma parametresi; Şekil 3.15' de belirtilen A noktasına karşılık gelen aderans gerilmesi; Aderans gerilmesinin maksimum değeri
τ_2	: Azalan aderans gerilme bölümü; Şekil 3.15' de belirtilen B noktasına karşılık gelen aderans gerilmesi
τ_3, τ_4	: Şekil 3.15' de belirtilen sırasıyla C ve D noktalarına karşılık gelen aderans gerilmeleri
$\tau_{deney,B\delta DH}$	: B δ DH kullanılarak belirlenen aderans gerilmesi
$\tau_{deney,KDDH}$	: KDDH kullanılarak belirlenen aderans gerilmesi
τ_e	: Elastik aderans gerilmesi
τ_f	: Sürtünme nedeniyle meydana gelen artık aderans gerilmesi
τ_m	: Maksimum kayma gerilmesi
τ_{max}	: Maksimum aderans gerilmesi
$\tau_{max,B\delta DH,ort}$	: B δ DH kullanılarak belirlenen aderans dayanımlarının ortalama değeri
$\tau_{max,KDDH,ort}$	: KDDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımlarının ortalama değeri
τ_{prep}	: Tahmin modeliyle hesaplanan aderans dayanımı
τ_r	: Artık aderans gerilmesi
τ_{Rd}	: Tasarım kesme gerilmesi
τ_w	: Parabolik olarak azalan kısmı temsil eden aderans gerilmesi
Φ	: Eğilme tasarımı için dayanım azaltma faktörü; Yetersizlik zarfının eğimi; İçsel sürtünme açısını
Φ_c	: Beton direnç faktörü
Φ_f	: FRP direnç faktörü
ϕ	: Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değer
ϕ_{c2}	: Beton özelliğini tahmin eden katsayı
ϕ_{c3}	: Beton özelliğini tahmin eden katsayı
ϕ_{c4}	: Beton özelliğini tahmin eden katsayı

ϕ_f	: Beton kesme direnci için FRP eğilme donatısının etkisini tahmin eden katsayı
χ	: Deneysel ve teorik hesaplamalar arasındaki eğilimi gösteren faktör; Ortanca asal gerilme ve minimum asal gerilmeye bağlı bir fonksiyon
Ψ_s	: Çatlak aralığı faktörü
ω	: Regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değer



ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 2.1 : Farklı cam liflerin karakteristik özellikleri.....	15
Çizelge 2.2 : Cam liflerin mekanik özellikleri.....	16
Çizelge 2.3 : Karbon liflerin mekanik özellikleri	17
Çizelge 2.4 : Aramid liflerin mekanik özellikleri.....	17
Çizelge 2.5 : Bazalt liflerin mekanik özellikleri.....	18
Çizelge 2.6 : Termoset matris malzemelerin avantaj ve dezavantajları	19
Çizelge 2.7 : Epoksi malzemesinin mekanik özellikleri.....	20
Çizelge 2.8 : Vinilester malzemesinin mekanik özellikleri	20
Çizelge 2.9 : Polyester malzemesinin mekanik özellikleri.....	20
Çizelge 2.10: Termoplastik malzemelerin mekanik özellikleri.....	21
Çizelge 2.11: Donatı tipine göre yoğunluk değişimi	23
Çizelge 2.12: Donatı tipine göre genleşme katsayısı değişimi	23
Çizelge 2.13: FRP donatı çubuk türüne göre çekme özellikleri	24
Çizelge 4.1 : Akma yüzeyinin belirlenmesinde kullanılan parametreler.....	102
Çizelge 5.1 : Çekme deneyi için hazırlanan GFRP donatı çubuklarının özellikleri	109
Çizelge 5.2 : GFRP donatı malzemesine ait çekme deneyi sonuçları	109
Çizelge 5.3 : Eğilme etkin çelik donatılı betonarme kirişlerin özellikleri.....	125
Çizelge 5.4 : Eğilme etkin GFRP donatılı betonarme kirişlerin özellikleri.....	126
Çizelge 5.5 : Kesme etkin GFRP donatılı betonarme kirişlerin özellikleri	128
Çizelge 5.6 : Fico ve diğ. (2008) tarafından önerilen FRP enine donatının sınır birim şekil değiştirme değerleri.....	132
Çizelge 5.7 : FRP etriyeli betonarme kirişlerin kesme dayanımında kullanılan deneysel verisetinin istatistiksel değerlendirmesi.....	135
Çizelge 5.8 : GFRP donatı çubuğu çekme deney sonuçları	137
Çizelge 5.9 : C25 serisi numuneler için beton eksenel basınç deney sonuçları	138
Çizelge 5.10: C40 serisi numuneler için beton eksenel basınç deney sonuçları	139
Çizelge 5.11: Deney numuneleri isimlendirilmesi	144
Çizelge 6.1 : Çelik donatılı betonarme kirişte maksimum yerdeğiştirme, maksimum yük ve GÖ seviyesine karşılık gelen şekil değiştirme enerjisi	148
Çizelge 6.2 : GFRP donatılı betonarme kirişte maksimum yerdeğiştirme, maksimum yük, şekil değiştirme enerjisi ve göçme modu.....	149
Çizelge 6.3 : Göçmenin önlemesi seviyesine karşılık gelen birim şekil değiştirme değerlerinin karşılaştırılması.....	153
Çizelge 6.4 : Çatlamış rijitliğin çatlamamış rijitliğe oranının farklı yöntemlere göre incelenmesi	161
Çizelge 6.5 : Kesme etkin kirişlerde göçme yükü	166
Çizelge 6.6 : V_{exp}/V_{prep} in istatistiksel analizinin özeti.....	169
Çizelge 6.7 : Değiştirilmiş Ceza Puanları Sınıflandırmasının değiştirilmiş versiyonu.....	170
Çizelge 6.8 : Değiştirilmiş DPC' ye göre farklı tahmin modellerinin performansı.	174

Çizelge 6.9 : Eğilmede aderans deney sonuçları özet çizelgesi.....	185
Çizelge 6.10: Beton içinde gömülü bulunan kum kaplı GFRP donatı çubuğu için aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi parametreleri.....	196
Çizelge 6.11: mBPE ve CMR model parametreleri için özet çizelgesi.....	197
Çizelge 6.12: KDDH kullanılarak belirlenen ortalama maksimum aderans gerilmesi deney sonuçlarının önerilen tahmin modeli ve farklı yönetmeliklerle kıyaslamalı olarak incelenmesi.....	201
Çizelge 6.13: BŞDH kullanılarak belirlenen ortalama maksimum aderans gerilmesi deney sonuçlarının önerilen tahmin modeli ve farklı yönetmeliklerle kıyaslamalı olarak incelenmesi.....	202
Çizelge A.1 : FRP enine donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için deneysel veriler	231



ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1 : Lif ve polimer matrisler için gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi	14
Şekil 2.2 : Donatı çubuğu gerilme - birim şekil değiştirme diyagramları (a) FRP (b) çelik.....	24
Şekil 2.3 : FRP donatı çubuğu yüzey özellikleri	25
Şekil 3.1 : FRP donatı çubuklu dikdörtgen kesitli dengeli kiriş	30
Şekil 3.2 : FRP donatı çubuklu dikdörtgen kesitli denge altı kiriş	31
Şekil 3.3 : FRP donatı çubuklu dikdörtgen kesitli denge üstü kiriş	33
Şekil 3.4 : Donatı oranının bir fonksiyonu olarak dayanım azaltma faktörü.....	33
Şekil 3.5 : Üç noktalı eğilme numunesi asal gerilme yönü	37
Şekil 3.6 : Kirişte oluşan eşgerilme eğrileri.....	38
Şekil 3.7 : Aderans kuvveti aktarım mekanizması (a) Sürtünme ve adezyon kuvvetleri (b) mekanik kilitlenme kuvvetleri	55
Şekil 3.8 : Çekip çıkarma test yöntemleri (a) eşmerkezli çekip çıkarma (b) dışmerkezli çekip çıkarma (c) halka çekip çıkarma.....	58
Şekil 3.9 : Eksenel çekme test yöntemi	59
Şekil 3.10: Kiriş test yöntemleri (a) basit kiriş test yöntemi (b) bindirme ekli kiriş yöntemi (c) Choi ve diğ. (2012) tarafından kullanılmış bindirme ekli kiriş yöntemi (d) çentikli kiriş yöntemi (e) kafes kiriş yöntemi (f) beton çıkıntısız konsol kiriş yöntemi (g) değiştirilmiş konsol kiriş ya da kiriş ucundan çekip çıkarma yöntemi (h) mafsallı kiriş test yöntemi (i) kemerli kiriş test yöntemi.....	60
Şekil 3.11 : Tipik aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi	62
Şekil 3.12 : Tipik yerel aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi	63
Şekil 3.13 : fib Bulletin 55 (2010) tarafından önerilen analitik aderans gerilmesi-donatı sıyrılma (çelik için) ilişkisi	64
Şekil 3.14 : Modifiye edilmiş BPE model	67
Şekil 3.15 : BFRP donatı çubuğu için önerilmiş aderans gerilmesi - donatı sıyrılma ilişkisi	72
Şekil 3.16: Rolland ve diğ. (2020) tarafından önerilen aderans gerilmesi - donatı sıyrılma ilişkisi	73
Şekil 4.1 : Yayılı model	95
Şekil 4.2 : Ayrık model.....	96
Şekil 4.3 : Gömülü model.....	97
Şekil 4.4 : Mohr-Coulomb akma yüzeyi.....	99
Şekil 4.5 : Drucker-Prager akma yüzeyi.....	100
Şekil 4.6 : Bresler-Pister akma yüzeyi.....	101
Şekil 4.7 : Willam-Warnke akma yüzeyi.....	102
Şekil 4.8 : Doğrusal olmayan çözümleme için çözüm teknikleri (a) artımsal (b) iterasyon (c) artımsal-iterasyon.....	107
Şekil 5.1 : FRP donatı çubuğu çekme testi örneği.....	109

Şekil 5.2: Çekme deneyi sonucunda numunelerin son durumuna ait görsel (a) A numunesi, (b) B numunesi, (c) C numunesi, (d) D numunesi, (e) E numunesi	110
Şekil 5.3 : SOLID65 eleman tipi	111
Şekil 5.4: LINK180 eleman tipi	112
Şekil 5.5 : Aderans gerilmesi – donatı sıyrılması için doğrusal olmayan kuvvet-yerdeğiştirme ilişkisi	113
Şekil 5.6 : Beton malzeme modeli	114
Şekil 5.7 : Çelik donatı çubuğu malzeme modeli	116
Şekil 5.8 : GFRP donatı çubuğu malzeme modeli	116
Şekil 5.9 : Beton ile çelik donatı arayüzündeki aderans gerilmesi - donatı sıyrılma ilişkisi	117
Şekil 5.10: Beton ile GFRP donatı arayüzündeki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi	117
Şekil 5.11: Deney ve sayısal model yük-yerdeğiştirme ilişkilerinin karşılaştırılması (a) Barris ve diğ. (2009) tarafından test edilen C216-D1 numunesi (b) El-Mogy (2011) tarafından test edilen GGu-10d/3p numunesi (c) Ovitigala ve diğ. (2016) tarafından test edilen 3-10L numunesi	118
Şekil 5.12: Deney ve sayısal model yük-çatlak genişliği ilişkilerinin karşılaştırılması (a) Barris ve diğ. (2009) tarafından test edilen C216-D2-a numunesi ve C216-D2-b numunesi(b) Ju ve diğ. (2017) tarafından test edilen GGu-10d/3p numunesi	119
Şekil 5.13: Kirişin boyuna doğrultudaki kesiti	119
Şekil 5.14: Kirişin enine doğrultudaki kesiti	119
Şekil 5.15: Yakınsama çalışması	120
Şekil 5.16: Sonlu eleman modelleri (a) tam model (b) yarım model (c) çeyrek model	120
Şekil 5.17: Simetri eksenini dikkate alınarak oluşturulan kiriş modellerinin karşılaştırılması	121
Şekil 5.18: Tasarım momentine eşit iki farklı (çelik donatılı ve FRP donatılı) betonarme kesitin davranışı	122
Şekil 5.19: Çatlak genişliğinin belirlenmesinde kullanılan akış şeması	123
Şekil 5.20: Eğilme etkin elemanlardaki boyuna kesit	124
Şekil 5.21: Eğilme etkin elemanlardaki enine kesit	124
Şekil 5.22: Kesme etkin elemanlardaki boyuna kesit	127
Şekil 5.23: Kesme etkin elemanlardaki enine kesit	128
Şekil 5.24: Etriyeli betonarme elemanların kesme dayanımına katkıda bulunan elemanlar	129
Şekil 5.25: V_{num}/V_{prep} ' in kesit alanına göre değişimi	131
Şekil 5.26: V_{num}/V_{prep} ' in $\rho_{fw}E_{fw}$ göre değişimi	133
Şekil 5.27: GFRP donatı çubuğu çekme deney numunesi	136
Şekil 5.28: Çelik boru merkezleme aparatı	136
Şekil 5.29: Çelik boru kılavuzlama işlemi	136
Şekil 5.30: Çekme numunelerin üretim aşamaları (a) çelik boruların merkezlenmesi, (b) GFRP donatı çubuğunun alt başlıklara gömülmesi, (b) GFRP donatı çubuğunun üst başlıklara gömülmesi	137
Şekil 5.31: GFRP donatı çubuğu çekme deneyi	138
Şekil 5.32: Beton eksenel basınç deneyi	138

Şekil 5.33: GFRP donatı çubuğu kum kaplama aşamaları (a) asetonla temizleme, (b) epoksinin sürülmesi, (c) kum kaplanması, (d) düz yüzeyli ve kum kaplı GFRP donatı çubuğu	139
Şekil 5.34: Kum kaplanma sonrasında kürlenmeye bırakılmış GFRP donatı çubukları.....	140
Şekil 5.35: GFRP çubuğuna kum kaplamada kullanılan kumun granülmetri eğrisi	140
Şekil 5.36: Kiriş kalıplarının hazırlanması	141
Şekil 5.37: Köpük kesiminde kullanılan aparatlar (a) köpüklerde yarım daire formu vermek için kullanılan aparat, (b) köpükleri ikiye bölmek ve kanal açmak için kullanılan aparat, (c) köpükleri ısı ile kesmek için kullanılan alçak gerilim güç kaynağı ve kesimde kullanılan 3 mm çapındaki tel.....	142
Şekil 5.38: Kalıpta kullanılacak köpüklerin son durumu (a) straforun yarım daire formu verilmiş hali, (b) straforun ikiye bölünerek kanallı yarım daire formu verilmiş hali.....	142
Şekil 5.39: Kiriş numunelerine yarım daire formu verilmiş strafor yerleştirildikten sonraki görünümü	142
Şekil 5.40: Beton dökümü tamamlanan numuneler (a) C25 numune serisi (b) C40 numune serisi	143
Şekil 5.41: Beton basınç dayanımını belirlemek için alınmış numuneler	143
Şekil 5.42: Eğilmede aderans numunesi boyuna kesiti	144
Şekil 5.43: Kirişteki denge durumu ve çekme - basınç kuvvetleri (a) denge denklemi (b) enine kesit.....	145
Şekil 6.1 : GFRP donatılı betonarme kirişlerin $\Sigma E/A'$ 'nın çekme donatı oranına göre değişimi	150
Şekil 6.2 : α katsayısının donatı oranına göre değişimi.....	152
Şekil 6.3 : Farklı yük adımları için betonarme kirişlerdeki çatlak yayılımı (a) çelik donatılı (b) GFRP donatılı.....	154
Şekil 6.4 : Farklı elastisite modülüne sahip GFRP donatılı betonarme kirişlerin çatlak yayılımı (a) düşük elastisite modüllü, (b) orta elastisite modüllü, (c) yüksek elastisite modüllü	155
Şekil 6.5 : Çelik donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin a/d oranına bağlı değişimi	156
Şekil 6.6 : Çelik donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin çekme donatı aralığına bağlı olarak değişimi	157
Şekil 6.7 : GFRP donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin a/d oranına bağlı değişimi	158
Şekil 6.8 : GFRP donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin çekme donatı aralığına bağlı olarak değişim	158
Şekil 6.9 : Farklı donatı türleri kullanılmış betonarme kirişlerde çatlak genişliğinin karşılaştırmalı incelenmesi (a) çelik donatılı (b) GFRP donatılı	159
Şekil 6.10: M1-0.29-0.27 modeli için farklı yük adımlarında çatlak yayılımı (a) beton çatlamadan hemen önceki durum (b) betondaki ilk çatlağın oluştuğu durum (c) nihai durum.....	163
Şekil 6.11: M1-0.29-0.27 modeli GFRP donatı çubuğundaki farklı yük adımlarında gerilme dağılımları (a) beton çatlamadan hemen önceki durum (b) betondaki ilk çatlağın oluştuğu durum (c) nihai durum	165
Şekil 6.12: Deney ve önerilen tahmin modeli sonuçlarının farklı parametrelere göre değişimi (a) kesit genişliğine göre değişim (b) kesit etkili derinliğine göre değişim (c) kesme açıklığının etkili derinliğe oranına göre değişim (d) beton	

basınç dayanımına göre değişim (e) enine donatı oranı ve enine donatı elastisite modülünün çarpımına göre değişim.....	168
Şekil 6.13: Farklı tahmin modelleriyle hesaplanan kesme dayanım sonuçlarının deneysel verilerle kıyaslanması (a) önerilen tahmin modeli (b) JSCE (1997) (c) BISE-99 (1999) (d) CSA S806-02 (2002) (e) ACI 440.1R-06 (2006) (f) CNR DT203/2006 (2006) (g) ISIS-M03-01(2007) kıyaslanması (h) Nehdi ve diğ. (2007) (i) Fico ve diğ. (2008) (j) Hegger ve diğ. (2009) (k) CSA S806-12 (2012) (l) CSA S6-14 (2014) kıyaslanması (m) Valivonis ve diğ. (2015) (n) Oller ve diğ. (2015).....	171
Şekil 6.14: Yük-düşey yerdeğiştirme ilişkisi (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler (e) gömülme boyu 45 cm olan numuneler (f) gömülme boyu 55 cm olan numuneler.....	176
Şekil 6.15: C25 numune serisi için yük-düşey yerdeğiştirme-sıyırılma ilişkisi (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler (e) gömülme boyu 45 cm olan numuneler (f) gömülme boyu 55 cm olan numuneler.....	178
Şekil 6.16: C40 numune serisi için yük-düşey yerdeğiştirme-sıyırılma ilişkisi (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler.....	179
Şekil 6.17: Aderans gerilmesi-donatı sıyırılma ilişkisi (a) C25-10 ve C25-20 numune serileri (b) C25-30 ve C25-40 numune serileri (c) C25-45 ve C25-55 numune serileri (d) C40-10 ve C40-20 numune serileri (e) C40-30 ve C40-40 numune serileri.....	180
Şekil 6.18: C25 kiriş serisine ait nihai durum görselleri (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler (e) gömülme boyu 45 cm olan numuneler (f) gömülme boyu 55 cm olan numuneler.	181
Şekil 6.19: C40 kiriş serisine ait nihai durum görselleri (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler (e) gömülme boyu 45 cm olan numuneler (f) gömülme boyu 55 cm olan numuneler.	182
Şekil 6.20: C25-EL10 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyırılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune...	189
Şekil 6.21: C25-EL20 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyırılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune...	189
Şekil 6.22: C25-EL30 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyırılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune.....	190
Şekil 6.23: C25-EL40 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyırılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune.....	190
Şekil 6.24: C25-EL45 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyırılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune.....	191
Şekil 6.25: C25-EL55 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyırılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması.....	192

Şekil 6.26: C40-EL10 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune	192
Şekil 6.27: C40-EL20 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune	193
Şekil 6.28: C40-EL30 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune	194
Şekil 6.29: C40-EL40 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune	194
Şekil 6.30: Aderans dayanımının parametrik olarak incelenmesi (a) gömülme boyuna bağlı değişim (b) beton sınıfına bağlı değişim	199
Şekil 6.31: Deneysel ve analitik ortalama maksimum aderans dayanım sonuçlarının korelasyonu	200
Şekil 6.32: Kenetlenme boyunun aderans dayanıma göre değişim	203

GFRP DONATILI BETONARME KIRIŞLERİN EĞİLME, KESME VE ADERANS DAVRANIŞI

ÖZET

Geleneksel betonarme elemanlarda kullanılan çelik donatı agresif çevresel etkiler nedeniyle korozyona maruz kalır. Donatı korozyonu adı verilen bu olay betonarme elemanın kalıcılığı ve taşıma gücünü azaltır. Öte yandan, betonarme yapılarda çelik donatı manyetik alanlarda tercih edilmez. Bu nedenlerle, son yıllarda özellikle betonarme altyapılarda manyetik alanı etkilemeyen ve korozyona uğramayan FRP (Fiber Reinforced Polymer) donatı çubuğu kullanımı son yıllarda giderek artmaktadır. FRP donatı çubukları çoğunlukla aramit, bazalt, cam ve karbon lif takviyesiyle üretilmekte olup bunlar arasından inşaat sektöründe en çok tercih edileni GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer) donatı çubuğudur. Bu tez çalışmasında, GFRP donatılı betonarme kirişlerin eğilme, kesme ve aderans davranışının araştırılması amaçlanmıştır.

Eğilme davranışı yönünden yapılan incelemede; enine ve boyuna GFRP donatılı betonarme kirişlerin geleneksel çelik donatılı kirişlerden farklılıklarının araştırılması amaçlanmıştır. Bu kapsamda, sadece çelik donatılı 25 adet betonarme kiriş ve sadece GFRP donatılı 40 adet betonarme kirişin sonlu eleman modelleri oluşturulmuştur. Bu amaç doğrultusunda, çelik ve GFRP donatılı numuneler maksimum yük kapasitesi, yerdeğiştirme kapasitesi, birim şekil değiştirme enerjisi, çatlak desenleri ve çatlak genişliği üzerinden karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Şekil değiştirme enerjilerinden yola çıkarak ACI440.1R-06' da önerilen minimum donatı oranına bir revizyon önerisi ve GFRP donatılı betonarme kirişlerin tasarımında kullanılacak bir GFRP donatı çubuğu birim şekil değiştirme azaltma faktörü önerisinde bulunulmuştur. Ayrıca, literatürde GFRP donatılı betonarme kirişlerin etkin atalet moment momenti hesabı için önerilen bağıntılardaki düzeltme katsayıları için revizyon önerisinde bulunulmuştur.

Kesme davranışı yönünden yapılan incelemede; enine ve boyuna GFRP donatı kullanılarak üretilmiş betonarme kirişlerin yapısal davranışı incelenerek, TS500' den revize edilmiş enine FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme tasarımı için bir tahmin modeli önerilmesi amaçlanmıştır. Bu amaç doğrultusunda, enine GFRP donatılı 27 betonarme kirişin sonlu eleman modeli ve enine donatısız 9 betonarme kirişin sonlu eleman modeli oluşturulmuş ve analiz edilmiştir. Bu analizlerden yola çıkarak enine FRP donatılı betonarme kirişlerin tasarımı için TS500' den revize edilmiş bir tahmin modeli önerilmiştir. Önerilen tahmin modeli literatürde bulunan 105 adet deney verisi ve 13 adet tahmin modeli ile karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Önerilen tahmin modelinden elde edilen sonuçların literatürdeki 13 adet tahmin modeline göre istatistiksel olarak deney verileriyle daha tutarlı olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca, değiştirilmiş DPC (Demerit Points Classification) modeline göre önerilen tahmin modeli 13 adet tahmin modeli arasında oldukça iyi performans göstermektedir.

FRP donatı çubuklarının yüzey şekli; sargılı, nervürlü, kum kaplanmış, oluklu, örgülü gibi çeşitli şekillerde olabilmektedir. Bu tezde, yüzeyi kum kaplı GFRP (Glass Fiber

Reinforced Polymer) donatı çubuğunun kiriş testi yöntemiyle aderans davranışı incelenmiştir. Bu kapsamda; değişken parametre olarak beton dayanımı ve gömülme boyu seçilerek 34 adet kiriş deney numunesi test edilmiştir. Testler sonucunda yüzeyi kum kaplı GFRP donatı çubuklu betonarme deney numunelerinde yük-yerdeğiştirme ilişkileri, donatı çubuğunun betondan sıyrılma durumları incelenerek, aderans gerilmesi iki farklı yaklaşımla belirlenmiştir. İlâveten, numunelerdeki çatlak gelişimi ve diyagonal çatlak açısının karşılaştırmalı olarak incelemesi, göçme modları, deneyden elde edilen aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin farklı analitik modellerle karşılaştırmalı incelemesi yapılmıştır. Buradan yola çıkarak, yüzeyi kum kaplı GFRP donatılı betonarme kirişlerde sayısal modellerin oluşturulmasında kullanılmak üzere CMR' yi ve mBPE' nin azalan kısmını dikkate alan aderans gerilmesi-donatı sıyrılması modeli önerilmiştir. Elde edilen deneysel sonuçlara dayanılarak dış yüzeyi kum kaplı GFRP donatılı betonarme elemanın aderans dayanım tahmin modeli önerilmiştir. Ayrıca, kenetlenme boyu için de önerilerde bulunulmuştur.

Anahtar kelimeler: Aderans, betonarme, eğilme, GFRP donatı, kesme, kiriş.

FLEXURAL, SHEAR AND BOND BEHAVIOR REINFORCED CONCRETE BEAMS WITH GFRP REBAR

SUMMARY

The steel rebar used in conventional reinforced concrete members is subject to corrosion due to aggressive environmental influences. This phenomenon, called rebar corrosion, creates a disadvantage because it reduces the durability and bearing capacity of the reinforced concrete element. On the other hand, steel rebar is not preferred in magnetic fields in reinforced concrete structures. For these reasons, use of FRP (Fiber Reinforced Polymer) rebar, which does not affect the magnetic field and does not undergo corrosion, in reinforced concrete constructions has been increasing in recent years. FRP rebars can be produced with aramid, basalt, glass and carbon fiber reinforcement and GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer) rebar is the most preferred FRP rebar in the construction industry. In this thesis, it is aimed to investigate the flexural, shear and bond behavior of reinforced concrete beams with GFRP rebar.

In the examination made in terms of flexural behavior; it is aimed to investigate the differences of reinforced concrete beams produced using transverse and longitudinal GFRP rebar from reinforced concrete beams produced using conventional steel rebar. In this context, finite element models of 25 reinforced concrete beams with only steel rebar and 40 reinforced concrete beams with only GFRP rebar were created. For this purpose, the maximum load capacity, displacement capacity, strain energy, crack patterns and crack width parameters of the steel and GFRP reinforced specimens were investigated comparatively. Based on the strain energies, a revision to the minimum reinforcement ratio recommended in ACI440.1R-06 and strain of GFRP rebar reduction factor to be used in the design of reinforced concrete beams with GFRP rebar have been proposed. In addition, a revision proposal has been made for the correction coefficients in the equations proposed for the effective moment of inertia calculation of reinforced concrete beams with GFRP rebar in the literature.

In the examination made in terms of shear behaviour; by examining the structural behavior of reinforced concrete beams produced using transverse and longitudinal GFRP rebar, it is aimed to propose a prediction model for the shear design of reinforced concrete beams with transverse FRP rebar revised from TS500. For this purpose, the finite element model of 27 reinforced concrete beams with transverse GFRP rebar and the finite element model of 9 reinforced concrete beams without transverse rebar were designed and analyzed. Based on these analyses, a revised prediction model proposal from TS500 is presented for the design of reinforced concrete beams with transverse FRP rebar. The proposed prediction model has been compared with 105 experimental data and 13 prediction models in the literature. It has been determined that the results obtained from the proposed prediction model are statistically more consistent with the experimental data compared to the 13 prediction models in the literature. Moreover, according to the modified DPC (Demerit Points Classification) model, the proposed prediction model performs quite well among the 13 prediction models.

The surface of FRP rebars can be in various shapes such as wrapped, ribbed, sand coated, indented, braided. However, the most preferred of these surfaces is the one

coated with sand. In this thesis, the bond behavior of GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer) rebar, whose surface is coated with sand, was investigated by beam test method. In this context; concrete strength and embedment length were selected as variable parameters and 34 beam test specimens were tested. As a result of the tests, the load-displacement relations of the reinforced concrete test specimens with sand-coated GFRP rebars, the slippage conditions of the rebar from the concrete were examined, and the bond stress was determined with two different approaches. In addition, a comparative analysis of crack progress and diagonal crack angle in the specimens, failure modes, the bond-slip relationship obtained from the test were compared with different analytical models. Based on this, a bond-slip model, which takes into account the CMR and the decreasing branch of mBPE, is proposed to be used in the creation of numerical models for reinforced concrete beams with sand-covered GFRP rebar. Based on the experimental results obtained, prediction model suggestion were made for the bond strength of reinforced concrete element with the sand-coated GFRP rebar. In addition, suggestions were made for the development length.

Keywords: Beam, bond, flexural, GFRP rebar, reinforced concrete, shear.

1. GİRİŞ

1.1 Tezin Konusu

Betonarme elemanlarda kullanılan geleneksel çelik donatı agresif ortamlarda korozyona uğrayabilir. Bunun sonucunda hem donatının kendisi hem de içinde yer aldığı betonun özellikleri değişerek donatı-beton aderansı zayıflar ve beton çatlayarak eleman hasar alır. Oluşan bu hasarlar, elemanın hem zamanla servis yükü koşullarını sağlayamamasına hem de taşıma gücündeki düşüşler nedeniyle yapısal davranışı olumsuz yönde etkilemesine neden olur. Donatı-beton arasındaki aderans dayanımının zayıflaması betonarme elemanların yük taşıma kapasitesini düşürmektedir. Böyle bir durumda, betonarme davranışının olmazsa olmaz kabullerinden olan donatı ile beton arasındaki tam aderans kabulü geçerliliğini yitirecektir. Öte yandan, çelik donatının manyetik alanı etkilemesi bazı yapılar için istenmeyen bir durumdur. Bu sebeplerden dolayı, korozyona karşı dirençli ve manyetik alanları etkilemeyen FRP (Fiber Reinforced Polymer) donatıların çelik donatılara alternatif olabileceği fikri gündeme gelmiştir (Alsayed ve diğ., 2000; Toutanji ve Saafi, 2000; Ferreira ve diğ., 2001; Galati ve diğ., 2004; Ceroni ve diğ., 2006; Capozucca, 2007; Chen ve diğ., 2007; Wang ve diğ., 2007; Davalos ve diğ., 2008; Barris ve diğ., 2009; Robert ve Benmokrane, 2010a; El-Mogy, 2011; Kara ve Ashour, 2012; El-Nemr ve diğ. 2016; Shahnewaz ve diğ., 2016; Yan ve Lin, 2016; Khan ve diğ. 2019; Stoner ve Polak, 2020). FRP donatı çubukları; başlangıçta geleneksel çelik donatıya göre biraz daha pahalı olsa bile, FRP kullanımıyla birlikte yaşam döngüsü maliyet hesabına dış maliyetler dahil edilerek daha uygun bir çözüm olabileceği düşünülmektedir. Ayrıca; FRP donatı çubuklarının kullanılması ile beraber korozyondan olumsuz etkilenen çelik donatı çubuğundaki durabilite sorunu da ortadan kaldırılmış olacaktır (Nanni, 1993a; Nanni ve Dolan, 1993; Tighiouart ve diğ., 1998). FRP donatı çubukları ve çelik donatı çubukları birlikte (hibrit) kullanılabildiği gibi tek başına da kullanılabilir. Çelik donatı çubuğu ile GFRP donatı çubuğunun mekanik özellikleri ve davranışı birbirinden son derece farklıdır (Alam ve Hussein, 2021). Bu nedenle; FRP donatı çubuklu betonarme elemanların kullanılabilirliği üzerine yapılan çalışmalar sonucunda, FRP donatılı betonarme

elemanların tasarımı için JSCE (1997), ACI 440-1R-06 (2006), CSA S806-12 (2012) ve CSA S6-14 (2014) gibi çeşitli tasarım yönetmelikleri geliştirilmiştir.

Donatı korozyonu nedeniyle çelik donatının mekanik özelliklerinde meydana gelen değişimin yanı sıra örtü betonunda (paspayı) çatlamlar ve parça kopmaları meydana gelebilir. Bu durum, beton ile donatı çubuğu arayüzündeki aderansı azaltır. Bu oluşumlar; betonarme yapılarda hizmet ömrünü kısaltarak yapısal davranışı olumsuz etkiler. Bu nedenle, mal sahibine ek maliyet getiren bir operasyon olan yapısal performans ve hizmet verebilirlik değerlendirmesi, yapısal tepkinin zamana bağlı değişimi dikkate alınarak yapılmalıdır (Yüksel, 2015; Yüksel ve Sakcalı, 2022). Lees ve diğ. (1995)' in yapmış olduğu çalışmada, korozyon nedeniyle oluşan etkilerin Kanada' da yaklaşık 4-6 milyar dolar ve ABD' de 50 milyar dolar maliyete neden olduğunu ifade etmişlerdir. Başka bir çalışmada, betonarme yapılardaki korozyonun ABD' ye maliyetinin yaklaşık 23 milyar dolar olduğu ve bu rakamın yapılardaki eskimeye bağlı olarak her yıl 600 milyon dolar artıracağı öngörülmektedir (Url-1, 2020). Donatı çeliğindeki korozyonun Avrupa' da meydana getirdiği maliyet ise yaklaşık 1.5 milyar dolardır (Saeed, 2016). Son yıllardaki araştırmalara göre, donatı çeliğinde meydana gelen donatı korozyonunun oluşturduğu maliyet Türkiye için ise en az 7 milyar dolardır. Bu durum Türkiye'deki bazı bakanlık bütçelerinin yaklaşık 3 katına karşılık gelmektedir (Url-1, 2020). Bu maliyeti ortadan kaldırmak için çelik donatı çubuğu yerine FRP donatı çubuğu kullanılmaya başlanmıştır. FRP donatı çubuğunun yüksek korozyon direnci sayesinde, bu donatılarla üretilen betonarme taşıyıcı elemanların taşıma gücünde zamana bağlı değişimler çok daha düşüktür. Bu sebeple; yüksek korozyon direnci nedeniyle, korozif ortamlarda yer alan beton içerisinde hem enine hem de boyuna donatı olarak FRP çubuklarının kullanılması daha mantıklı olabilir (Oller ve diğ., 2015). Bu bağlamda, FRP donatı çubuklu betonarme elemanın taşıma gücünde önemli bir değişiklik olmadan uzun süre hizmet verebilmesi çok önemli bir avantajdır. Korozyon direnci yüksek bu donatı çubuklarının geleneksel çelik donatı çubuklarına kıyasla diğer avantajları ise; yüksek dayanımı, hafifliği, iletken olmama özelliği, kontrol edilebilir termal genleşme ve iyi sönümleme özellikleridir (Nanni, 1993b; Nanni ve Dolan, 1993; Saadatmanesh, 1994; Alsayed ve diğ., 2000; Ashour, 2006; Wu ve diğ., 2006; Gradinaru, 2015; Issa ve diğ. 2016; Hasan ve diğ., 2018; Wang ve diğ., 2018; Stoner ve Polak, 2020). Elektromanyetik etkilerin önemli olduğu alanlarda çelik donatı çubuğu manyetik alanı bozarak ilgili cihazların

düzgün çalışmasını engellemektedir. Ancak, FRP donatı çubukları radyo dalgaları ve elektromanyetik alanlar üzerinde etkisizdir. FRP donatı çubuklarının üretimi sırasında renklendirme yapılabilir, bu nedenle sonradan boyanmasına gerek yoktur. Ayrıca, darbe yükleri altında çelik donatı çubuğunda kalıcı deformasyon meydana gelirken FRP donatı çubuğunda kalıcı deformasyon meydana gelmez. FRP donatı çubuğu iyi bir yalıtkan olmasına karşın çelik donatı çubuğu iyi bir ısı iletkenidir. FRP donatı çubuğunun mekanik özelliklerinde, üretim koşulları ve lif türü büyük bir etkiye sahiptir. Çekme dayanımı ve elastisite modülü, üretim koşulları ve lif türüne bağlı olarak oldukça değişken olan bu donatı çubukları geleneksel çelik donatı çubuğuna göre genellikle daha yüksek çekme dayanımı ve daha düşük elastisite modülüne sahiptir. Üretimde kullanılan her lif tipinin bazı avantaj ve dezavantajları vardır. Cam liflerin düşük maliyetli, yüksek çekme dayanımlı, yüksek sıcaklığa ve kimyasallara karşı dayanıklı olması sebebiyle FRP donatı çubukları arasında en yaygın kullanılan donatı çubuğu GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer) donatı çubuğudur (Ashour 2006, Balaguru ve diğ., 2014). FRP donatı çubuğunun geleneksel çelik donatı çubuğuna göre en büyük dezavantajı şantiyede donatı işleme (kesme, eğme vb.) ve etriye bükme işleminin yapılamamasıdır. Bu çubuklar fabrikada üretim sırasında istenilen boy ve ölçüye göre bükülerek hazırlanmalıdır. Kapalı etriye yapılamadığında ise U şeklindeki donatı çiftlerinin kullanılması tavsiye edilir. FRP donatı çubukları bükülmek istenirse dayanımda azalma olur. Ayrıca, FRP'nin önemli bir dezavantajı da; çekme kuvveti etkisinde kopması gevrekli bir davranış sergilerler. Bu yeni nesil donatının davranışı çelik donatının davranışından farklı olması, bu donatı kullanılarak inşa edilmiş/edilecek betonarme eleman davranışının araştırılmasını önemli kılmaktadır.

1.2 Tezin Amaç ve Kapsamı

Bu tezde; GFRP donatılı betonarme kirişlerin eğilme, kesme ve aderans davranışının incelenmesi amaçlanmıştır. Bu bağlamda, sayısal ve deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmalar ışığında; korozyona maruz kalabilen geleneksel çelik donatılı betonarme elemanların yerine, korozyondan etkilenmeyen GFRP donatılı betonarme elemanların tasarımı için mevcut yönetmelik ve tasarım koşullarına öneriler getirilmiştir. Böylece, korozyonun olumsuz etkilerinin yanı sıra manyetik

alanı etkileyen elik donatı çubuklar yerine GFRP donatı çubukların kullanımının artacağı düşnlmektedir. Bu durum, elik donatılı betonarme elemanlarda korozyon nedeniyle ihtiyaç duyulacak bakım maliyeti açısından ülke ekonomisine olumlu yönde etkileyebilir.

Bu tez kapsamında, GFRP donatılı betonarme kirişlerin eğilme ve kesme davranışlarını incelemek için sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak oluşturulan sayısal analiz sonuçları ve aderans davranışı incelemek için deneysel test sonuçları sunulmaktadır. Eğilme davranışı açısından incelemekteki amaç; GFRP donatılı betonarme kirişlerin geleneksel elik donatılı betonarme kirişlerden davranış farklılıklarını ortaya koymaktır. Bu bağlamda; GFRP donatılı betonarme kirişler geleneksel elik donatılı betonarme kirişlerden özellikle çatlak genişliği ve şekil değiştirme enerjisi yönünden karşılaştırılmıştır. Bu amaç doğrultusunda; aynı uzunluk ve aynı kesit geometrisi, farklı kesit boyutları ve farklı donatı tipi ile farklı donatı oranına sahip betonarme kiriş sayısal modelleri oluşturulmuştur. Bu sayısal modellerin analizi sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak yapılmıştır. Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar literatürdeki mevcut önerilerle birlikte değerlendirilerek GFRP donatılı betonarme kirişlerin tasarımında kullanılabilecek bazı yeni öneriler getirilmiştir. Kesme davranışı açısından incelemekteki amaç; FRP donatılı betonarme kirişler için kesme dayanımı tahmin modeli için TS500 (2000)'de elik donatılı elemanlar için mevcut modelleri revize ederek yeni öneri geliştirmektir. Çünkü TS500 (2000)' in güncel versiyonunda verilen denklemler sadece elik donatılı betonarme elemanları kapsamaktadır. Bu tezde önerilen modifikasyonlar ile TS500 (2000)' in FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı hesabında kullanılabilecek şekilde genişletilmesi amaçlanmıştır. Bu bağlamda; enine GFRP donatılı 27 adet betonarme kirişin sonlu eleman modeli ve enine GFRP donatısız 9 adet betonarme kirişin sonlu eleman kiriş modelinin analizi gerçekleştirilmiştir. Ayrıca; literatürde FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımıyla ilişkili 105 adet deney verisi; önerilen tahmin modeli, farklı araştırmacılar tarafından önerilen tahmin modelleri (Nehdi ve diğ., 2007; Fico ve diğ., 2008; Hegger ve diğ., 2009; Oller ve diğ., 2015; Valivonis, 2015) ve yönetmelikler tarafından önerilen tahmin modelleri (JSCE, 1997; BISE-1999, 1999; CSA S806-02, 2002; ACI 440.1R-06, 2006; CNR-DT 203/2006, 2006; ISIS-M03-01, 2007; CSA S806-12, 2012; CSA S6-14, 2014) karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmalarda, deneysel nihai kesme dayanımının teorik olarak hesaplanan nihai

kesme dayanımına oranı (V_{exp}/V_{prep}), deneysel ve teorik hesaplamalar arasındaki eğilimi gösteren faktör (χ), varyasyon katsayısı (CoV), ortalama mutlak hata (AAE) ve ceza puanı sınıflandırması (DPC) parametrelerine göre bir performans değerlendirmesi yapılmıştır. Sonuç olarak, çelik donatılı betonarme kirişler için önerilen kesme dayanımı hesap modeli revize edilerek FRP donatılı betonarme kirişlerde uygulanmaya çalışılmıştır. Ayrıca, kesme nedeniyle nihai duruma ulaşan FRP donatılı betonarme kirişlerdeki gerilme dağılımı, çatlak deseni ve göçme modu değişiklikleri incelenmiştir. Aderans davranışı açısından incelemedeki amaç; beton içinde gömülü olarak bulunan yüzeyi kum kaplanmış GFRP donatı çubuklu betonarme elemanın aderans davranışının kiriş test deney yöntemiyle belirlenmesi amaçlanmıştır. Laboratuvar ortamında hazırlanan 34 adet eğilmede aderans deney numunesinin eğilme deneyi gerçekleştirilmiştir. Bu tez kapsamında gömülme boyu ve beton dayanımı değişken parametreler olarak seçilmiştir. Laboratuvar ortamında hazırlanan 34 adet eğilmede aderans deney numunesinin eğilme deneyi gerçekleştirilmiştir. Bu deney numunelerinde:

- Yük-yerdeğiştirme ilişkisi,
- Donatı sıyrılması,
- İki farklı yaklaşımla aderans gerilmesinin belirlenmesi ve bu yaklaşımların birbirleriyle kıyaslanması,
- Kiriş numunelerindeki çatlak durumu ve diyagonal çatlak açısı,
- Göçme modu,
- Aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkilerinin mBPE (modifiye edilmiş Bertero-Popov-Eligehausen) ve CMR (Cosenza-Manfredi-Realfonzo) modeliyle kıyaslanması ve bu modeller için parametrelerin belirlenmesi,
- Aderans dayanımının beton dayanımı ve gömülme boyuna bağlı olarak değişiminin incelenmesi,
- Aderans dayanımı için model önerisi ve bir kenetlenme boyu önerisi,

yapılmıştır.

1.3 Literatür Taraması

Eğilme etkisindeki GFRP donatılı betonarme elemanlar üzerine sayısız araştırma yapılmıştır (Faza ve GangaRao, 1991; Faza ve GangaRao, 1992; Benmokrane ve

Masmoudi, 1996; Toutanji ve Saafi, 2000; Vijay ve GangaRao, 2001; Sam ve Swamy, 2005; Ashour, 2006; Gravina ve Smith, 2008; Kalpana ve Subramanian, 2011; Kassem ve diğ., 2011; Kara ve Ashour, 2012; Kara ve Ashour, 2013; Adam ve diğ., 2015; Kosmidou ve diğ., 2018; Mustafa ve Hassan, 2018; Saleh ve diğ., 2019b). Bu çalışmalarda FRP donatı çubuklarının çelik donatı çubuklardan farklılıkları, kirişlerde çekme donatısı olarak kullanıldığında çelik donatılı kirişlerden davranış farklılıkları, deformasyon özellikleri, süneklik durumu, göçme modları, çatlak ilerleyişi gibi birçok parametre incelenmiştir. Çelik donatı çubuğunun aksine; FRP donatı çubuğunda akma davranışı gözlenmez, yaklaşık olarak doğrusal elastik bir davranış gözlenir ve donatı çubuğunun kopması anidir. Buna ek olarak; FRP donatı çubuğunun rijitliği çelik donatı çubuğuna göre daha düşüktür, bu nedenle geleneksel betonarme elemanlarla karşılaştırıldığında, servis yükü altında deformasyon ve çatlak genişlikleri FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için daha büyük önem taşır. GFRP donatılı betonarme kesit için efektif atalet momenti ve buna bağlı olarak eğilme rijitliğini temel alan deformasyon tahmini için yeni bir yaklaşım geliştirilmiştir (Toutanji ve Saafi, 2000). Vijay ve GangaRao (2001) yaptıkları çalışmalarda GFRP donatı çubuklarının doğrusal gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisine sahip olmaları sebebiyle enerji tüketimi ve göçme modu gibi faktörlerin göz önünde bulundurulması gerektiğini vurgulamışlardır. Toutanji ve Saafi (2000)' in yapmış olduğu çalışmada GFRP donatı oranı ve göçme şekilleri parametre olarak seçilmiştir. ACI 318-89 (1989) hükümleri yerine deformasyon ve çatlak genişliği için yeni tasarım denklemi geliştirmeyi amaçlamışlardır. Çalışmanın sonucunda FRP donatı çubuğunun çatlak genişliği ve deformasyon miktarını arttırdığı gözlenmiştir. Sonuç olarak, geleneksel donatılı betonarme yapılar için çatlak genişliği ve deformasyon hesaplama yönteminin GFRP için doğru olmayabileceği belirtilmiştir. FRP donatılı betonarme kirişlerin sünekliğinin geleneksel betonarme kirişlerin sünekliği gibi belirlenmesi FRP donatı çubuğunun gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisinin doğrusal olması nedeniyle yanıltıcı olacaktır. Bu sebeple, FRP donatılı kirişlerin sünekliği yeni bir yaklaşımla belirlenir. Bu yaklaşım J faktörü olarak tanımlanır (Jaeger ve diğ. 1995). Kassem ve diğ. (2011) tarafından betonarme kiriş içine yerleştirilmiş farklı FRP donatı türleri ve donatı çeliği kullanılarak dört noktalı eğilme deneyleri yapılmıştır. Deneylerde deformasyonlar, çatlak genişlikleri, beton ve donatıdaki birim şekil değiştirmeler, eğilme momenti kapasiteleri ve göçme biçimi incelenmiştir. FRP donatı çubuğu içeren betonarme elemanların çatlak meydana gelene kadar doğrusal davrandığı, çatlak

oluştuktan sonra yük-yerdeğiştirme eğrisinin eğiminin azaldığı tespit edilmiştir. Ayrıca, FRP donatı çubuğu içeren bu elemanların ancak büyük deformasyonlar yaptıktan sonra göçmeye ulaştığı gözlenmiştir. Kara ve Ashour (2012)'nin yapmış oldukları bir çalışmada; FRP donatı çubuğu içeren betonarme eleman için eğrilik, deformasyon ve moment kapasitesini hesaplamak için sayısal yöntem geliştirmişlerdir. Geliştirilen bu sayısal yöntem daha önce yapılmış deneysel çalışmalarla kıyaslanmıştır. Ayrıca, yine aynı kişilerle yapmış oldukları başka bir çalışmada moment-eğrilik ve moment kapasitesini değerlendirmek için bir sayısal yöntem geliştirilmişlerdir (Kara ve Ashour, 2013). Düşük elastisite modülüne sahip FRP donatı çubuğunun basınç dayanımı, çekme dayanımına göre oldukça düşüktür. Bu yüzden, basınç donatısı olarak kullanıldığında kesitin moment kapasitesinde önemli bir değişiklik meydana getirmediği tespit edilmiştir. Bununla birlikte; düşük elastisite modülüne sahip GFRP donatı çubuklarının kiriş kesme dayanımını olumsuz etkileyebileceği ifade edilmektedir. Ayrıca; plastik mafsallardan dolayı basınç kırılmasında deformasyon miktarının fazla olduğu gözlemlenmiştir. Yine de; GFRP donatılı betonarme kesitin göçme mekanizmasının çelik donatılı betonarme kesit göçme mekanizmasına benzer olduğu belirtilmiştir. Ayrıca; betonarme kirişte çekme donatısı olarak kullanılan GFRP donatı oranındaki artışın, açıklık ortasındaki maksimum yerdeğiştirme ile çatlak genişliğini azalttığı belirtilmiştir (Kalpana ve Subramanian, 2011). Mustafa ve Hassan (2018) tarafından FRP ve çelik donatı çubuğu içeren hibrit betonarme kirişin doğrusal olmayan sonlu eleman modeli oluşturulmuş ve daha önce yapılmış deneysel çalışma sonuçları ile karşılaştırmalar yapılmıştır. Modellemede CFRP (Carbon Fiber Reinforced Polymer) ve GFRP donatı olmak üzere iki farklı donatı çubuğu türü kullanmışlardır. Donatı çeliği akıp, kirişte ilk çatlak oluştuğundan sonra kiriş rijitliğinin azaldığı, bundan dolayı deformasyonun arttığı gözlenmiştir. Ayrıca, CFRP donatı ve çelik donatı içeren betonarme kirişin daha iyi performans sergilediği vurgulanmıştır. Kısmen lif takviyeli eğilme davranışı yüksek ve FRP donatı çubuğu içeren betonarme elemanların eğilme davranışı Zhu ve diğ. (2018) tarafından incelenmiştir. Buna göre, lif takviyeli betonarme elemanda efektif atalet momentinde artış olduğu ve bu sayede eğilme deformasyon kapasitesinin arttığı görülmüştür. Yapı elemanlarının göçme modlarının belirlenmesi ve yapısal davranışın anlaşılabilmesi için kapsamlı laboratuvar testleri kullanılmalıdır. Öte yandan; uygun bir sayısal modelleme tekniği kullanılarak, laboratuvar ortamına ihtiyaç duymadan betonarme elemanların yapısal davranışları ve göçme modları belirlenebilir (Stoner ve

Polak, 2020). FRP donatılı betonarme elemanların Sonlu Eleman Modellemesi (SEM) ile ilgili çalışmalar son yıllarda hız kazanmıştır (Arafa ve diğ., 2019; Zhu ve diğ., 2019; Jumaa and Yousif, 2019a; Stoner ve Polak, 2020). Bu gelişmelerin bir sonucu olarak, yapısal davranış SEM kullanılarak oldukça gerçekçi bir şekilde yansıtılabilmektedir. SEM' in mevcut kullanımı çok fazla bilgi gerektirmesine rağmen, parametrik çalışmalar için sonlu eleman modellerinin oluşturulması çok önemlidir. FRP donatılı betonarme elemanların SEM' deki davranışı, beton akma kriterlerinin doğru tanımlanmasına bağlıdır (Stoner ve Polak, 2020). Ayrıca, eğilme nedeniyle çatlayan betonarme kirişin eğilme rijitliği azalır. Betonarme kirişlerde çatlama nedeniyle oluşabilecek bu rijitlik kayıpları, çatlama kesit rijitliği dikkate alınarak telafi edilebilir. FRP donatı çubuğunun elastisite modülünün çelik donatı çubuğundan farklı olması sebebiyle FRP donatı çubuklu betonarme elemanların rijitliği farklı olabilir. Bu durum, betonarme elemanların ve taşıyıcı sistemlerin yerdeğiştirmesini doğrudan etkiler. Bu sebeple, FRP donatılı betonarme elemanların atalet momentlerinin belirlenmesi için yeni yaklaşımlar geliştirilmiştir.

Beton ve donatı çubuğu malzeme dayanımları, kesit geometrisi, kesme açıklığının derinliğe oranı, agrega boyutu ve donatı oranı gibi parametreler etriyesiz FRP donatılı betonarme elemanların kesme dayanımını etkiler (Yost ve diğ., 2001; Razaqpur ve diğ., 2004). Etriyeli betonarme elemanlar için; enine donatı aralığı ve çapı yukarıda belirtilen parametrelere eklenmelidir. Birçok araştırmacı, geleneksel çelik boyuna donatı çubuğu yerine FRP boyuna donatı çubuğu kullanılan yapısal elemanların davranışını araştırmıştır. Ashour (2006), çekme donatısı olarak GFRP donatı çubuğu kullanmış, enine ve basınç donatıları bulunmayan betonarme numunelerin dört noktalı eğilme testlerini gerçekleştirmiştir. Değişken olarak kiriş derinliğini ve GFRP boyuna donatı oranını seçmiştir. GFRP donatılı betonarme kirişler için kesme kapasitesini literatürde önerilen dört yöntem ile hesaplanmış ve deney sonuçlarıyla kıyaslanmıştır. Deney numunelerinde kesme kırılmasının kiriş kesme açıklığında büyük diyagonal çatlakla başladığı ve bu çatlağın GFRP çekme donatı seviyesinde yatay olarak uzandığı gözlenmiştir. Bu durum; beton ve GFRP donatı çubuğu arasında aderans kaybı meydana geldiğini göstermektedir (Ashour, 2006). El-Sayed ve diğ. (2006), beton dayanımı ve donatı oranına ek olarak elastisite modülünü değişken olarak seçmişlerdir. CFRP ve GFRP çekme donatılarına sahip ve yüksek dayanımlı beton ile üretilen betonarme kirişler üzerinde kesme deneyleri yapmışlardır. ACI 440.1R-06

(2006) tasarım yönteminin çok güvenli tahminler sağladığını; buna karşın, önerilen modifiye denklemlerinin daha iyi sonuçlar verdiğini bildirmişlerdir. Ahmed ve diğ. (2010a) GFRP etriyeli dört büyük ölçekli T-şekilli betonarme kiriş testini gerçekleştirmişlerdir. Test edilen kirişler göçme moduna etriyelerin kopmasıyla ulaşmıştır. GFRP etriyelerin çelik etriyelere benzer şekilde, ilk kesme çatlağı oluşuktan sonra beton katkısını arttırdığını belirlemişlerdir. Ayrıca, GFRP etriye kullanılmış kirişlerin, çelik etriyelere kıyasla aynı yük seviyesi için daha yüksek gerilme aldığı tespit edilmiştir. Tomlinson ve Fam (2015) servis yükleri ve nihai yükleme durumlarında BFRP (Basalt Fiber Reinforced Polymer) donatılı etriyeli ve etriyesiz kiriş deneylerinde göçme modu ile boyuna donatı oranı arasında doğrusal ilişki olduğu tespit etmişlerdir. Bununla birlikte kirişte enine donatı varlığının servis yükleri altında kiriş davranışında önemli bir değişikliğe neden olmadığını tespit etmişler, etriyesiz kirişlerde boyuna donatı oranı arttıkça büyük diyagonal kesme çatlakları meydana geldiğini tespit etmişlerdir. Bu durumun nedeni olarak boyuna donatı oranındaki artışın eğilme momenti kapasitesi artışına neden olması gösterilmiş ve bu yüzden elemanın kesme kırılması ile göçmeye ulaştığı belirtilmiştir. Boyuna ve enine FRP donatılara sahip betonarme kirişlerin kesme etkileri, eksenel-eğilme-kesme etkileşimlerini (axial-bending-shear interactions) inceleyen tek boyutlu doğrusal olmayan bir fiber modeli aracılığıyla Gradinaru (2015) tarafından sayısal olarak incelenmiş, sayısal sonuçlar literatürdeki deneysel verilerle karşılaştırılmıştır. Çalışma sonucunda deneysel veriler ile sayısal sonuçlar arasında iyi bir korelasyon olduğu sonucuna varılmıştır. Kaszubska ve diğ. (2018), eğilme donatı konfigürasyonunun kirişlerin kesme kapasitesi ve deforme olabilirliğine etkisini incelemek için deneysel bir çalışma yürütmüşlerdir. Söz konusu çalışmada, boyuna donatı oranının %1.4' e kadar kesme kapasitesini etkilemediği ve %1.4' ten sonra boyuna donatı oranının artmasıyla kesme kapasitesinin arttığı sonucuna varılmıştır. Baghi ve diğ. (2018), etriyesiz betonarme kirişlerin kesme kapasitesini belirlemek için basitleştirilmiş ve değiştirilmiş basınç alanı teorisine dayalı bir tahmin modeli önermişlerdir. Önerilen tahmin modeli, ACI 318-08 (2008) ile karşılaştırmalı olarak istatistiksel olarak analiz edilmiştir. Jumaa ve Yousif (2019b) tarafından yapılan çalışmada, BFRP (Basalt Fiber Reinforced Polymer) donatı çubuğu ve yüksek dayanımlı betondan yapılmış betonarme kirişlerin boyut etkisine göre değişimi araştırılmıştır. Beton derinliği arttıkça çatlak genişliği artmaktadır. Ayrıca, kiriş derinliği arttıkça süneklik önemli ölçüde azalmakta ve eleman daha gevrek hale gelmektedir. Bywalski ve diğ. (2020a)

GFRP başlıklı ve etriyeli betonarme elemanların kesme davranışı incelenmiştir. Çalışma sonucunda, GFRP başlıklı donatıların betonarme elemanlarda yeni bir tür kesme donatısı olarak kullanılabileceği sonucuna varılmıştır. Bywalski ve diğ. (2020b), enine FRP donatısız betonarme elemanların kesme dayanımını literatürdeki deneysel sonuçlarla literatürdeki tahmin modelleriyle karşılaştırarak incelemiştir. Kesme dayanımını etkileyen ana parametreleri belirleyip bu parametreler ışığında yeni bir tahmin modeli önermişlerdir. Önerdikleri yaklaşımın oldukça iyi sonuçlar verdiğini ifade etmişlerdir. Farklı enine donatı oranları ve farklı kesme açıklığının etkili derinliğe oranı için FRP donatı çubuğunun sertleşen çimentolu kompozit (strain-hardening cemented composite) kirişlerin deneysel ve analitik incelemesi Gu ve diğ. (2022) tarafından yapılmıştır. Enine donatı oranı ve kesme açıklığının etkili derinliğe oranının kesme davranışı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu belirlenmiş olup, çelik veya FRP donatı çubuklu betonarme kirişlerin kesme kapasitesinin tahmini için basitleştirilmiş bir kafes modeli önerilmiştir.

FRP donatı çubuğunun mekanik özelliklerinin, çelik donatı çubuğundan önemli ölçüde farklı olduğu birçok çalışmada vurgulanmıştır. Çelik donatılı betonarme elemanlarda çelik donatı çubuğunun aktıktan sonraki tarafsız eksen derinliği, akmadan önceki tarafsız eksen derinliğinden daha düşüktür. Ancak; FRP donatı çubuğu akmadan koptuğu için, FRP donatılı betonarme elemanda yük artışına rağmen basınç bölgesindeki tarafsız eksen derinliğindeki düşüş fazla olmamaktadır (Fico ve diğ., 2008; Oller ve diğ., 2015). Ayrıca, FRP donatı çubuğunun anizotropik özellikleri (Stratford ve Burgoyne, 2003; Razaqpur ve Isgor, 2006; El-Sayed ve Soudki, 2011) ve daha geniş çatlaklar nedeniyle, kaldırıcı etkisi ile oluşan katkı çeliğe kıyasla çok küçük olabilir (Tureyen ve Frosch, 2002; El-Sayed ve Soudki, 2011). Bu duruma, etriye yapımı sırasında liflerin bükülmesinden kaynaklı bükülme köşesindeki karmaşık gerilme durumu da eklenebilir (El-Sayed ve diğ. 2007; Imjai ve diğ. 2020; Imjai ve diğ. 2021). Tüm bu durumlar, geleneksel betonarme elemanlar ile FRP donatılı betonarme elemanlar arasında kesme davranışında farklılıklara neden olur.

Betonarme elemanların kesme davranışı karmaşık bir yapıya sahiptir. FRP donatılı betonarme elemanların kesme davranışını daha iyi ortaya çıkarmak için yeni tasarım önerilerine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu nedenle, son yıllarda araştırmacılar enine donatısız betonarme elemanların kesme davranışını inceleyerek boyuna FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımını hesaplamak için çeşitli tahmin modelleri

önermişlerdir (El-Sayed ve diğ., 2005; Wegian ve Abdalla, 2005; Hoult ve diğ., 2008; Kara, 2011; Alam ve Hussein, 2013; Ashour ve Kara, 2014; Kim ve Jang, 2014; Yousif 2015; Jumaa ve Yousif, 2018). Ayrıca, bazı yönetmelikler ve araştırmacılar FRP etriyeli betonarme elemanların kesme davranışı için tahmin modelleri önermişlerdir (JSCE, 1997; BISE-1999, 1999; CSA S806-02, 2002; ACI 440.1R-06, 2006; CNR-DT 203/2006, 2006; ISIS-M03-01, 2007; Nehdi ve diğ. 2007; Fico ve diğ. 2008; Hegger ve diğ. 2009; Oller ve diğ. 2015; CSA S806-12, 2012; CSA S6-14, 2014; Valivonis ve diğ., 2015).

FRP donatı çubuğunun aksinel rijitliğinin çelik donatı çubuğun aksinel rijitliğinden düşük olması ve farklı yüzey özelliklerine sahip olması, çelik donatılı betonarme elemanların tasarım usullerinin FRP donatılı betonarme elemanların tasarımında doğrudan kullanılamayacağını gösterir. Ayrıca, çatlak genişliği ve aralığının değerlendirilmesi tamamen FRP donatı çubuğu ve beton arasındaki aderans gerilmesine bağlı olduğu için betona gömülü bulunan FRP donatı çubuğun aderans davranışının ortaya konulması önemli bir konudur (Mazaheripour ve diğ., 2013).

Beton ve donatı çubuğu arasındaki kuvvet aktarım mekanizması donatı tipinden bağımsız olarak aderansa bağlıdır ve yapısal tasarımda önemli bir sorun teşkil eder. Beton ve donatı çubuğu arasında yeterli kuvvet aktarımı sağlanamaz ise betonarme eleman kompozit davranışı gösteremez. Beton-FRP donatı çubukları arasındaki aderans ile beton-çelik donatı çubukları arasındaki aderans mekanizması benzer olmakla birlikte, aderans gerilme değerleri değişkenlik göstermektedir. FRP donatılı betonarme elemanlardaki aderans dayanımı FRP donatının lif ve polimer türleri, yüzey özellikleri, kenetlenme boyu, beton basınç dayanımı gibi birçok değişkene bağlıdır (Başaran ve diğ., 2019). Belirtilen bu parametrelerden özellikle yüzey özelliklerinin çelik donatı çubuklu betonarme elemanların aksine standardizasyonu olmaması nedeniyle aderans davranışının teorik olarak ifade edilebilmesi için daha fazla araştırma ve deneysel veriye ihtiyaç duyulmaktadır.

FRP donatı çubuğunun kum kaplanmış, girintili, oluklu, sarmal gibi farklı yüzey özellikleri aderans gerilmesini etkiler (Rossetti ve diğ., 1995; Katz, 1999; Pecce ve diğ., 2001; Achillides ve Pilakoutas, 2004; AL-mahmoud ve diğ. 2007; Lee ve diğ., 2008; Hao ve diğ., 2009; Mazaheripour ve diğ., 2013; Başaran ve diğ., 2019). Beton dayanımının artması da aderans dayanımı artırırken (Rossetti ve diğ., 1995; Pecce ve diğ., 2001; Achillides ve Pilakoutas, 2004; Lee ve diğ., 2008; Baena ve diğ., 2009),

donatı çubuk çapındaki artış donatı çubuğundaki yüzey alanını artırdığı için aderans gerilmesini azaltmaktadır (Nanni, 1993a; Tighiouart ve diğ., 1998; Benmokrane ve Rahman, 1998; Achillides ve Pilakoutas, 2004; Okelo ve Yuan, 2005). Rossetti ve diğ. (1995) tarafından FRP donatı çubuğunun beton içindeki konumunun da aderans davranışını etkilediği belirtilmiştir. Islam ve diğ. (2015) tarafından FRP donatı çubuklarının anizotropik özelliği çelik donatı çubukların izotropik özeliğinden farklı olması aderans davranışının farklı olabileceği şüpesini uyandırdığı şeklinde ifade edilmiştir. Bunlara ek olarak; beton içerisinde gömülü olarak bulunan FRP donatı çubuğunun etrafında bulunan kabuk betonunun sınırlayıcı etkisi nedeniyle kabuk betonu kalınlığı da aderans mekanizmasını etkiler (Ehsani ve diğ., 1993; Galati ve diğ., 2004). Yeterli kalınlıkta örtübetonun olmaması betonda yarılmaya, bu sebeple elemanın nihai duruma aderans göçmesiyle ulaşmasına neden olur (Islam ve diğ., 2015). Bazı çalışmalarda ise gömülme boyu arttıkça maksimum aderans gerilmesinin azaldığı ifade edilmiştir (Nanni ve Dolan, 1993; Cosenza ve diğ., 1997; Tighiouart ve diğ., 1998; Benmokrane ve Rahman, 1998; Pecce ve diğ., 2001). Bunun sebebi, aderans gerilmesinin donatı çubuğunun uzunluğu boyunca doğrusal olmayan bir gerilme dağılımı sergilemesi ve gömülme boyu arttıkça gerilmenin daha geniş bir bölgeye yayılmasından aderans gerilmesinin azalmasıdır.

2. FRP DONATI ÇUBUĞU

2.1 Tarihsel Gelişim

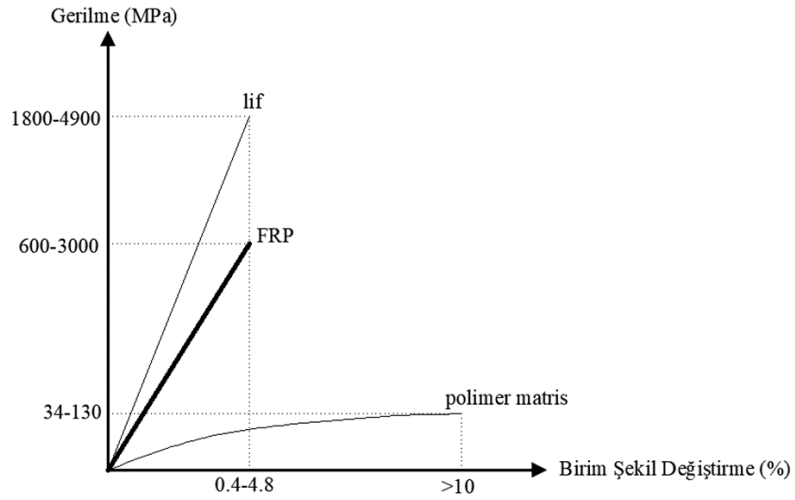
Lif (fiber) kullanımı Mısır ve Babil dönemlerine dayanmaktadır. Bu dönemlerde, gevrek malzemeleri güçlendirmek amacıyla at kılı ve asbest lifler kullanılmıştır (Nawy ve Neuwerth, 1977). Ancak, 1960' lı yıllara kadar kompozit malzemelerin betonarme elemanda donatı olarak kullanılması düşünülmemiştir. Köprü ve yol yapımında kullanılan geleneksel çelik donatıların başta agresif çevresel etkiler ve diğer nedenlerden dolayı korozyona uğradığı görülmüştür. Bu durum, sonraki 50-60 yılda ekonomik kayıplar ve yapı güvenliği açısından büyük endişe uyandırmıştır. Çelik donatıdaki korozyonu önlemek amacıyla öncelikle epoksi kaplanmış çelik donatı kullanılması gündeme gelmiş ancak, bu donatıların da korozyona karşı ciddi direnç gösteremedikleri görülmüştür. Bu nedenle, korozyona karşı büyük direnç gösterebilen FRP (Fiber Reinforced Polymer) donatı çubukları çelik donatılara alternatif olarak düşünülmüştür (Nanni ve Dolan, 1993; Alsayed ve diğ., 2000; Toutanji ve Saafi, 2000; Ferreira ve diğ., 2001; Galati ve diğ., 2004; Ceroni ve diğ., 2006; Capozucca, 2007; Chen ve diğ., 2007; Wang ve diğ., 2007; Davalos ve diğ., 2008; Barris ve diğ., 2009; Robert ve Benmokrane, 2010a; El-Mogy, 2011; Kara ve Ashour, 2013; El-Nemr ve diğ., 2016; Shahnewaz ve diğ., 2016; Yan ve Lin, 2016). Ancak, FRP donatı çubukları üretildiği ilk zamanlarda maliyet açısından çelik donatı çubuğu ile rekabet edememiştir (Bank, 2006). 1990' lı yıllara gelindiğinde Kanada otoyollarında bulunan köprülerin birçoğunda FRP donatılar kullanılmıştır (Rizkalla,1997). Daha sonraki yıllarda ise FRP donatılar aktif olarak kullanılmış ve akademik çalışmalar için önemli bir araştırma konusu olmuştur. Günümüzde FRP donatı çubukları, köprüler, katlı otoparklar, otoyol gişe giriş-çıkışları, yollar, bariyer duvarları, güverte, kazık temeller, su arıtma tesisleri, dalgakıranlar gibi inşaat sektörünün birçok alanında sıklıkla kullanılmaktadır.

2.2 FRP Donatı Çubuğunun Malzeme Özellikleri

2.2.1 Genel

FRP (Fiber Reinforced Polymer-Lif takviyeli polimer); lif ve polimer (matris-reçine) malzemesinin birleşimiyle iki bileşenden oluşan bir kompozit malzemedir. Lifler enine doğrultusuna kıyasla boyuna doğrultusunda daha yüksek dayanım ve rijitliğe sahiptirler. Liflerin düşük birim hacim ağırlığı, yüksek korozyon direnci ve manyetik alanları etkilememesi sebebiyle çağımızda yapı malzemesi olarak kullanılmasının önü açılmıştır.

FRP kompozit malzemesi üretilirken kullanılan lif çapının küçültülmesi, üretim sırasında oluşabilecek mikro hataları azalttığı için dayanımı yüksek kompozit malzemeler üretilmektedir (Gordon, 1991). Ancak, birleştirilmiş lifler arasında kayma gerilmesi aktarımı olmamaktadır. Bu nedenle, lifler polimer matrislerin içine gömülü olarak üretilir. Bu polimer matrisler lifler arasında kayma gerilmesinin aktarılmasını sağlayarak lifleri bir arada tutup burkulmayı önlerler.



Şekil 2.1 : Lif ve polimer matrisler için gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi (ISIS-M03-01 (2007)' den revize edilerek sunulmuştur).

FRP donatı çubuğu imalatında lif oranı çubuk hacminin %55' inden az olmamalıdır (ISIS-M03-01, 2007). Benzer bir koşul, TS 13816 (2018)' de lif kütlesi cinsinden verilmiş olup, FRP kütlesinin en az %70'i şeklinde verilmiştir. Üretilen FRP donatı çubuğunun mekanik özellikleri lif kalitesine, birbiri ile uyumuna, şekline, hacimsel oranına, matrisin yapışmasına ve üretim yöntemine bağlıdır. Ayrıca, aynı lif türünden üretilmiş FRP donatı çubuğundaki liflerin hacimsel oranı, FRP donatı çubuğunun mekanik özelliklerini önemli derecede değiştirmektedir. FRP donatı çubuklarının

gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi tekil olarak lifin gerilme-birim şekil değiştirme eğrisine benzediği görülmüştür (Şekil 2.1) (ISIS-M03-01, 2007).

2.2.2 Lifler

Kompozit malzemelerde kullanılacak liflerin yüksek dayanıma, rijitliğe, tokluğa ve düşük maliyete sahip olması istenir. Lifin uzunluğu, kesit şekli ve kimyasal özellikleri liflerin performansını önemli derecede etkilemektedir. En yaygın kullanılan lif türleri cam (Glass), karbon (Carbon) ve aramid (Aramid) olmakla birlikte, son zamanlarda bazalt (Basalt) da kullanılmaya başlanmıştır.

2.2.2.1 Cam lifler

Karbon, aramid, cam ve bazalt lif türleri arasında en yaygın kullanılan lif türü cam liflerdir. Bunun nedeni diğer liflere göre düşük maliyetli olmasıdır. Cam lifler düşük maliyetli olmalarının yanında yüksek çekme dayanımına sahip, yüksek sıcaklığa karşı dayanıklı ve kimyasal etkilere karşı duyarlıdır. Ancak; kolay aşınması, gevrek bir malzeme olması ve elastisite modülünün düşük olması cam liflerin dezavantajları arasında sayılabilir (Balaguru ve diğ., 2014). Ayrıca, kullanılacak cam liflerin kesintisiz tek yönlü fitil şeklinde üretilmesi gerektiği belirtilmiştir (TS 13816, 2018).

Cam liflerin üretimi iki ana kategori altında yapılır. Bunlardan ilki düşük maliyetli genel amaçlı liflerdir. İkincisi ise özel amaç için üretilmiş liflerdir. Cam liflerin yaklaşık %90' ı genel amaçlı lifler olarak üretilmektedir. Bu lifler E-Glass lif olarak bilinmektedir (Rasheed, 2014). Bunlar ASTM D-578-98 (2005) standardına göre üretilmektedir. Bunun dışında üretilen lifler ise, özel amaçlı üretilmiş lifler olarak bilinmektedir. Bu liflerden olan S tipi cam lif, E tipi cam life göre daha pahalı olmasına karşın daha yüksek dayanıma sahiptir (Gibson, 1994). C tipi cam lifler ise kimyasal tepkimelere karşı oldukça dayanıklıdır. Literatürde, inşaat sektöründe genel olarak kullanılan cam lif türleri ve karakteristik özellikleri Çizelge 2.1' de verilmiştir. Cam liflerin mekanik özellikleri ise Çizelge 2.2' de sunulmuştur.

Çizelge 2.1 : Farklı cam liflerin karakteristik özellikleri.

Lifin ismi	Harf karşılığı	Karakteristik özelliği
Alkali	A (Alkali)	Yüksek alkali ya da karbonata dayanıklı cam
Dayanım	S (Strength/Structural)	Yüksek dayanım
Elektrik	E (Electrical)	Düşük elektrik iletkenliği
Kimyasal	C (Chemical)	Kimyasallara karşı yüksek dayanıklılık
Yalıtkan	D (Dielectric)	Düşük yalıtkanlık sabiti

Çizelge 2.2 : Cam liflerin mekanik özellikleri (Sathishkumar ve diğ., 2014).

Lif türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)	Poisson oranı
A-cam	2.44	3310	68900	4.8	-
C-cam	2.52	3310	68900	4.8	-
D-cam	2.11-2.14	2415	51700	4.6	-
E-cam	2.58	3445	72300	4.8	0.2
S-cam	2.46	4890	86900	5.7	0.22

2.2.2.2 Karbon lifler

Karbon lifler tüm lifler arasında elastisite modülü ve rijitliği en yüksek olan lif türüdür. Karbon liflerin rijitliğinin yanında çekme dayanımları da oldukça yüksektir. Ayrıca, karbon lifler yüksek yorulma dayanımlarına ve çok düşük termal genleşme katsayılarına sahiptir (Bazı durumlarda genleşme katsayısı negatif olabilmektedir) (Balaguru ve diğ., 2014). Bu olumlu özelliklerinden dolayı karbon liflere talep fazladır. Fakat, lif türleri arasında en pahalı lif türüdür (Rasheed, 2014). Karbon lifler genel olarak üç farklı malzemeden üretilmektedir. Karbon lifler arasında inşaat sektöründe en yaygın kullanılan lif türü kısaca PAN olarak adlandırılan **PoliAkriloNitril** malzemesinden elde edilen lif türüdür (Nanni ve diğ., 2014). Bu malzeme, vinil siyanür olarak adlandırılan akrilonitrilin doymamış bir karboksilik asit olan akrilik asidin nitrilidir. PAN ile üretilen karbon lifler diğer karbon liflere göre daha yüksek çekme dayanıma sahiptirler. İkinci olarak, bitüm (zift ya da asfalt) kullanılarak üretilen petrol ya da kömür tabanlı karbon liflerdir. Bu lif türü PAN tipi life göre düşük maliyetli bir karbon lif türüdür. Bitüm tabanlı bu karbon liflerin elastisite modülleri yüksek fakat dayanımı daha düşüktür. Bunların en büyük dezavantajı ise üretim sırasında lif özelliklerinde çok fazla çeşitlilik görülebilmesidir (Balaguru ve diğ., 2014). Karbon lif üretiminde kullanılan üçüncü malzeme ise suni ipektir. Bu lif türü, ilk üretimi yapılan karbon liflerdendir. Bu tür karbon liflerin elastisite modülü daha düşüktür. Bu liflerin en büyük dezavantajı karbonizasyon sırasında büyük kütle kaybı (yaklaşık %75) olmasıdır (Balaguru ve diğ., 2014). Büyük kütle kaybı olması bu lif türünün pahalı olmasına neden olmaktadır.

Karbon lifler mekanik özelliklerine bağlı olarak yüksek veya düşük elastisite modüllü lif olarak iki başlık altında sınıflandırılabilir. Düşük ve yüksek elastisite modüllü karbon lifler için mekanik özellikler Çizelge 2.3' de verilmiştir.

Çizelge 2.3 : Karbon liflerin mekanik özellikleri (Nanni ve diğ., 2014).

Lif türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)	Poisson oranı
Yüksek elastisite modüllü karbon lif	1.95	2482-3999	349564-650176	0.5	0.2
Düşük elastisite modüllü karbon lif	1.75	3496	239938	1.1	0.2

2.2.2.3 Aramid lifler

Aramid lif aromatik sentetik organik bir lif türüdür. Bu tür lifler sıvı eklenerek üretilir. Düşük yoğunluk, yüksek tokluk ve darbeye karşı aşırı direnç gösterme özelliklerine sahiptir. Ayrıca, bu lif türü elektrik ve ısıya karşı yalıtkan, organik çözücü ve yağlara karşı dirençlidir (Nanni ve diğ., 2014). Ek olarak, bu lif türü tüm lif türleri arasında en düşük yoğunluğa sahip lif türüdür. Bu lif türünün en büyük dezavantajları ise, ultraviyole ışığa, yüksek sıcaklık ve neme karşı hassasiyettir. Bu lif türünün maliyeti oldukça yüksektir.

Aramid lifler, genellikle çok hafif karbon kökenli çok sağlam liflerden oluşan Kevlar malzemesinden üretilirler. Bu lifler genel olarak parlak altın sarısı rengindedir. Kevlar malzemesinden üretilen aramid lifler genelde üçe ayrılır. Bunlar; Kevlar 29, Kevlar 49 ve Kevlar 149 aramid lifleridir. Bu liflere ait mekanik özellikler Çizelge 2.4’ de verilmiştir. Kevlar 29, 49 ve 149 tipi aramid liflerin yoğunlukları ve Poisson oranları benzerlik gösterirken, çekme dayanımı en büyük lif tipi Kevlar 49’ dur. Ayrıca, elastisite modülü en büyük aramid lif Kevlar 149 iken; en küçük aramid lif Kevlar 29’ dur. Yine, bu lif türünde en büyük birim şekil değiştirmeye sahip lif Kevlar 29 iken, en küçük birim şekil değiştirmeye sahip lif Kevlar 149’ dur.

Çizelge 2.4 : Aramid liflerin mekanik özellikleri (Nanni ve diğ., 2014).

Lif türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirmeye (%)	Poisson oranı
Kevlar 29	1.44	2758	62053	4.4	0.35
Kevlar 49	1.44	3620	124106	2.2	0.35
Kevlar 149	1.44	3447	175127	1.4	0.35

2.2.2.4 Bazalt lifler

Bazalt lifler volkanik tortullardan üretilen bir lif türüdür. Bazalt yüksek mukavemete ve dayanıklılığa sahip olmasının yanında ısıya karşı iyi bir performans sergiler. Bazaltın mekanik özelliklerindeki bu üstünlükleri uzun süredir bilinmesine karşın, lif olarak kullanılmaya başlanması çok yenidir. Bazalt kaynaklı bu lifler ısı ve ses yalıtımının yanı sıra titreşim ve dayanıklılık açısından da cam elyaflardan daha iyidir.

Ayrıca, sıcaklığa dayanıklı diğer liflere göre düşük maliyetlidir (Balaguru ve diğ., 2014). En büyük dezavantajı ise, biyolojik sıvılarla uzun süreli temasta bulunduğu çözünmeye neden olabilir (Nanni ve diğ., 2014). Bazalt liflere ait mekanik özellikler Çizelge 2.5’ de verilmiştir.

Çizelge 2.5 : Bazalt liflerin mekanik özellikleri (Nanni ve diğ., 2014).

Lif türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)	Poisson oranı
Bazalt	2.80	4826	88942	3.1	-

2.2.3 Matris (polimer-reçine) malzemesi

Matris malzemesi lifleri bir arada tutar ve lifler arasında bağlantı kurarak, liflerin yükleri beraber taşımalarını sağlar. Ayrıca, matris malzemeler liflerin çevresel etkilere doğrudan maruz kalmalarını önler (Barbero, 2017) ve lifler yanal yüke maruz kaldıklarında liflere destek sağlarlar (Balaguru ve diğ., 2014). Matris ve liflerin beraber kullanılmasıyla oluşan kompozit malzemenin üretimi; matris malzemesinin kimyasal özelliklerine, aşınma ve nem direnci gibi özelliklerine bağlıdır (Mallick, 2007; Rasheed, 2014). Bunlara ek olarak, liflerin dayanımından tam olarak yararlanılabilmesi için matris malzemelerin nihai birim şekil değiştirmesinin olabildiğince büyük olması istenir (Phillips, 1989). Matris malzemeleri reçine, polimer, metal veya seramikten üretilir. Ucuz olması ve kolay imalatı nedeniyle en yaygın kullanılan matris malzemesi ise polimerlerdir (Barbero, 2017). Matris malzemeleri termoset ve termoplastik olmak üzere ikiye ayrılır (Rasheed, 2014). Bunlar arasında termoset tipi matris malzemesi daha yaygın olarak kullanılır (Newhook ve Svecova, 2007; Nanni ve diğ., 2014).

2.2.3.1 Termoset matrisler

Termoset matrisler kritik bir sıcaklığın üzerinde kalıcı olarak sertleşen ve tekrar ısıtıldığında yumuşamayan matrislerdir. Ancak, bu matris malzemeler ısıtıldığında mekanik özelliklerinde önemli değişimler meydana gelebilir (Mallick, 2007; Balaguru ve diğ., 2014). Ayrıca, termosetlerin molekülleri birbirine kimyasal çapraz bağlar ile bağlıdır. Bu durum; şekil verildikten ve sertleştikten sonra şekillendirilemeyen sert bir yapı oluşturur. Termosetlerin en büyük dezavantajı ise kısa raf ömrü ve uzun imalat süresidir (ISIS-M03-01, 2007).

Termoset matrisler termoplastik matrislere göre daha sık kullanılır. Bunun sebebi; düşük viskoziteye sahip olması, düşük sıcaklık ve kısa işlem süresinde işlenebilmesinin yanı sıra termoplastığe göre daha ucuz olmasıdır. Bazı termoset matrisler (fenolik reçine gibi) uçucu yan ürünler üretirken, bazı termoset matrisler (polyester, epoksi gibi) uçucu yan ürünler üretmez. Uçucu yan ürün üretmeyen termosetleri işlemesi diğerlerine göre daha kolaydır. Epoksi, vinilester ve polyesterin avantaj ve dezavantajları Çizelge 2.6’ da verilmiştir.

Çizelge 2.6 : Termoset matris malzemelerin avantaj ve dezavantajları (Balaguru ve diğ., 2014).

Matris türü	Avantajı	Dezavantajı
Epoksi	❖ Suya karşı yüksek direnç ❖ Uzun çalışma süresi ❖ Düşük kürlenme büzülmesi	❖ Vinilestere göre daha pahalı ❖ Korozyona direnç
Vinilester	❖ Kimyasallara ve çevreye karşı yüksek direnç ❖ Polyestere göre yüksek mekanik özellik ❖ Yüksek termal özellik	❖ Yüksek stiren içermesi ❖ Polyesterden daha pahalı ❖ Yüksek kürlenme büzülmesi
Polyester	❖ Kolay kullanım ❖ Düşük maliyet	❖ Orta seviye mekanik özellik ❖ Açık kalıplarda yüksek stiren emisyonları ❖ Yüksek kürlenme büzülmesi ❖ Sınırlı çalışma süresi

Epoksiler

Epoksinin temel avantajları; yüksek mekanik özellikler, işlem kolaylığı, sertleşme sırasında düşük büzülme ve çeşitli lifler ile iyi yapışabilmesidir. Ayrıca, epoksiler diğer matris malzemelerine göre, su ve ısıya daha dayanıklıdır. Bu durum, epoksinin diğer matris malzemelerine göre korozyona karşı daha dirençli olduğu anlamına gelmektedir. Epoksinin en büyük dezavantajları ise yüksek maliyet ve yavaş kürlenmesidir (Mallick, 2007). Bunlara ek olarak; epoksi malzemesi karbon, cam, bazalt ve aramid lifler ile uyumlu olduğu için, bu lifler ile kullanılarak kompozit

malzemeler üretilebilir (Nanni ve diğ., 2014). TS 13816 (2018)' de yeterli fiziksel şartlar ve dayanıklılığın sağlanması durumunda bu reçine malzemesinin kullanılabileceği ifade edilmektedir. Epoksi malzemesinin genel mekanik özellikleri Çizelge 2.7' de verilmiştir.

Çizelge 2.7 : Epoksi malzemesinin mekanik özellikleri (Rasheed, 2014).

Matris türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)
Epoksi	1.1-1.4	35-130	100-200	2000-6000	1-8.5

Vinilesterler

Vinilesterler, epoksinin bazı faydalı özelliklerinin (kimyasal direnç ve yüksek mukavemet gibi) yanında polyesterin bazı özelliklerini de (vizkozite ve hızlı kürlenme gibi) sergiler. Ayrıca, vinilesterler iyi alkali direnci ve cam lifler ile iyi yapışma özelliği sergiler (Nanni ve diğ., 2014). Ek olarak, polyester matrislerden daha yüksek kırılma tokluğuna sahiptir. Vinilesterlerin en büyük dezavantajı ise yüksek maliyetidir (Balaguru ve diğ., 2014). Vinilester malzemesinin mekanik özellikleri Çizelge 2.8' de verilmiştir.

Çizelge 2.8 : Vinilester malzemesinin mekanik özellikleri (Rasheed, 2014).

Matris türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)
Vinilester	1.15	65-90	100-200	3000-4000	1-5

Polyesterler

Polyesterler en ekonomik matris türlerinden biridir. Maliyetinin düşük olmasının yanı sıra en büyük iki avantajı vizkositesinin düşük olması ve hızlı kürlenme süresidir. Ayrıca, sünek ya da gevrek ve sert ya da yumuşak malzeme elde etmek için formüle edilebilirler. Bu malzemelerin en büyük dezavantajı ise hacimsel büzölmelerinin fazla olmasıdır (Balaguru ve diğ., 2014). Ayrıca, vinilesterlere göre daha düşük kimyasal dirence sahip oldukları için FRP çubukların üretiminde kullanımı önerilmez (Nanni ve diğ., 2014; TS 13816, 2018). Polyester malzemesinin mekanik özellikleri Çizelge 2.9' da verilmiştir.

Çizelge 2.9 : Polyester malzemesinin mekanik özellikleri (Rasheed, 2014).

Matris türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)
Polyester	1.1-1.5	40-90	90-250	1200-4500	2-5

2.2.3.2 Termoplastik matrisler

Termoplastik matrisler ısıtıldıklarında yumuşayan ve soğutulduklarında tekrar sertleşebilen plastik malzemelerdir. Termoplastik matris malzemeleri işlem sırasında aşırı viskoz özellik gösterir bu durum liflere kolayca zarar verebilir (Rasheed, 2014). Termoplastik malzemelerin en büyük avantajı ise raf ömründe bir sınırlama bulunmamasıdır (Barbero, 2017). Ayrıca; termoplastik matris malzemeleri, termoset matris malzemelerinde göre daha pahalıdır ve üretilmesi için daha yüksek enerji gerekir. Bu durum FRP donatı çubuklarında kullanımlarını kısıtlar. Bazı termoplastik ürünlere ait mekanik özellikler Çizelge 2.10’ da verilmiştir.

Çizelge 2.10 : Termoplastik malzemelerin mekanik özellikleri (Rasheed, 2014).

Matris türü	Yoğunluk (g/cm ³)	Çekme dayanımı (MPa)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Birim şekil değiştirme (%)
Polieterimid	1.27	105	140	3000	60
Poliamidimid	1.40	95-185	276	5000	12-18
Polifenilen Sülfür	1.34	70-75	110	3300	3
Polieter Keton	1.32	92-100	-	-	150
Polisülfon	1.24	70-75	-	2500	50-100
Polipropilen	0.90	25-38	-	1000-1400	300
Naylon	1.14	60-75	34	1400-2800	40-80
Polikarbonat	1.06-1.20	45-70	86	2200-2400	50-100

2.2.4 FRP donatı çubuğu

Günümüzde malzeme biliminin gelişmesiyle, çevresel etkilerden çabuk etkilenen çelik donatı çubukları yerine kullanılabilecek yeni donatı çubuklarına ihtiyaç duyulmuştur. Bu yeni nesil çubukların gelişim süreçleri hala devam ederken, bir taraftan da değişik kullanım alanları ortaya çıkmaktadır.

FRP donatı çubuklarının çelik donatı gibi manyetik alanı etkilememesi ve korozyona uğramaması betonarme yapılarda büyük bir avantaja dönüştürülebilir. Özellikle betonarme altyapı inşaatlarında donatı çeliğinin bu iki dezavantajı, yapısal performansı büyük ölçüde düşürmektedir. Bu nedenle, son yıllarda donatı çeliği yerine FRP donatı çubuğu kullanılması önerilmektedir (Nanni, 1999; ACI 440R-07, 2007). Geçmiş yıllarda Türkiye’de bu FRP donatı çubuğu ithal ediliyorken, günümüzde bazı firmalar tarafından bu çubukların üretimi talebe binaen yapılabilmektedir.

FRP kompozitler, iki farklı malzemenin bir araya gelmesiyle oluşan korozyona dayanıklı, elektrik iletkenliği olmayan, hafif ve yüksek çekme dayanıma sahip bir

malzemedir (Meier ve Winistörfer, 1995; Nanni ve diğ., 1998; Alsayed ve diğ., 2000; Wu ve diğ., 2006). Bu kompozit malzeme, bir matris malzemesinin içine, takviye malzemesi olarak lif yerleştirilmesiyle oluşmaktadır. Bu lifler yükün çoğunu karşılarken, polimerik matris malzemesi lifler arası yük aktarımını sağlamaktadır (ACI 440R-07, 2007). FRP donatı çubuğu anizotropik bir malzemedir. Bu donatı çubuğunun lifler doğrultusundaki sağlamlığı ve sertliği, lif türü ve lif miktarı ile doğrudan ilişkilidir. FRP donatı çubuğunun içinde bulunan polimerik matris malzemesi ise tokluğu ve kırılma mekanizmasını belirler.

FRP donatı çubuklarının en büyük dezavantajı düşük elastisite modülü ve düşük sünekliğinin yanı sıra yüksek maliyetidir (Toutanji ve Saafi, 2000). Ancak, son zamanlarda farklı lif ve matris malzemeleri kullanılarak yüksek maliyet düzeyi düşürülmüştür. Buna ek olarak, FRP donatılar için en büyük dezavantaj olan düşük elastisite modülü ve sünekliği geliştirecek çalışmalar halen devam etmektedir.

FRP donatı çubuklarında lif malzemesi olarak genellikle karbon, cam, aramid ve bazalt kullanılmaktadır. Kullanılan her bir lif malzemesinin birbirine göre avantajı ve dezavantajı vardır. FRP donatı çubuklarında matris malzeme olarak genellikle termoset malzemeler (epoksi, polyester ve vinilesterler) kullanılır. CFRP üretiminde en yaygın kullanılan matris malzemesi epoksi olmasına karşın GRFP de yaygın olarak kullanılan matris malzemesi vinilesterlerdir (Nanni ve diğ., 2014).

FRP donatı çubuğunun üretimi tamamlandıktan sonra şekil verilemez. Bu noktada çelik donatılardan farklıdır. Çelik donatıya kullanılacağı yerde kesme, eğme ve bükme işlemi yapılabilirken, FRP çubuklara bu işlemler (özellikle bükme) uygulanamaz. Bükme işleminin mutlaka üretim sırasında yapılması gereklidir. Bu sebeple, istenilen özel bir şekil varsa bu şekil üretim sırasında verilmelidir.

2.2.4.1 FRP donatı çubuğunun fiziksel özellikleri

FRP donatı çubukları çelik donatı çubuklarına göre yaklaşık %72 ile %84 dolaylarında daha hafif malzemelerden oluşmaktadır. Bu durum, inşaat sahasında donatıların taşınmasını kolaylaştırıp inşaat hızını artırmaktadır. Yoğunlukları en geniş aralıkta değişen FRP donatı türü GFRP donatıdır. Diğer donatılar nispeten bu donatı türüne göre daha standart değerlerde seyretmektedir. Donatı çubuk türüne bağlı yoğunluk değişimleri Çizelge 2.11' de verilmiştir.

Çizelge 2.11 : Donatı tipine göre yoğunluk değişimi.

Donatı türü	Çelik (ACI 440-R07, 2007)	AFRP (ACI 440-R07, 2007)	BFRP (Elgabbas ve diğ., 2015)	CFRP (ACI 440-R07, 2007)	GFRP (ACI 440-R07, 2007)
Yoğunluk (g/cm ³)	7.90	1.25-1.40	2.00-2.17	1.50-1.60	1.25-2.10

FRP donatı çubuklarının enine ve boyuna doğrultudaki genleşme katsayıları lif türüne, matris türüne ve liflerin hacimsel oranına bağlıdır. Boyuna doğrultudaki genleşme katsayısı lif türü ile ilişkiliyken enine doğrultudaki genleşme katsayısı matris türüne bağlıdır (Bank, 1993). Negatif genleşme katsayısına sahip olan CFRP ve AFRP donatı çubuklarının sıcaklık arttığında boyuna doğrultuda büzülürken enine doğrultuda genişler. Çizelge 2.12’ de donatı türüne bağlı genleşme katsayılarındaki değişimler verilmiştir.

Çizelge 2.12 : Donatı tipine göre genleşme katsayısı değişimi.

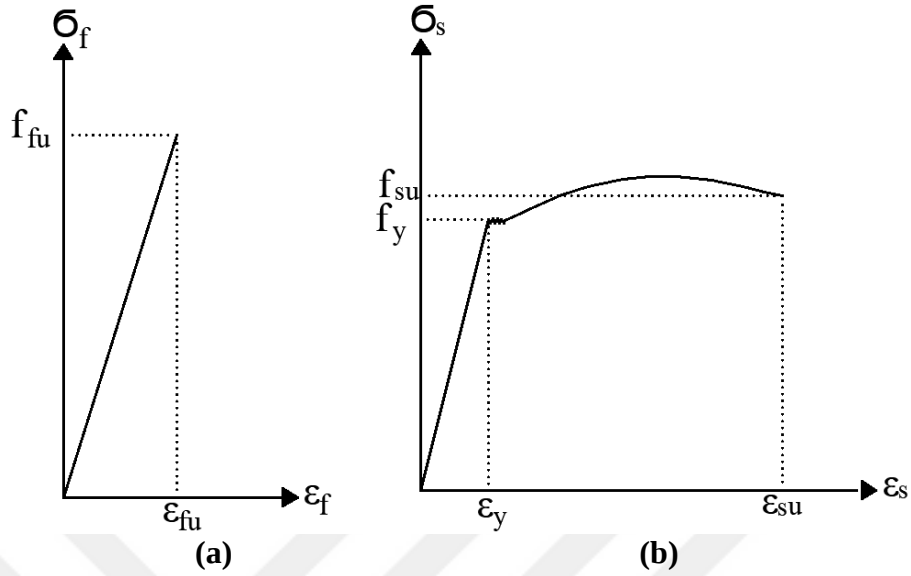
Donatı türü	Çelik (ACI 440-R07, 2007)		AFRP (ACI 440-R07, 2007)		BFRP (Elgabbas ve diğ., 2015)		CFRP (ACI 440-R07, 2007)		GFRP (ACI 440-R07, 2007)	
	Enine	Boyuna	Enine	Boyuna	Enine	Boyuna	Enine	Boyuna	Enine	Boyuna
Genleşme Katsayısı (1/°C)	11.7	11.7	60-80	-6--2	18.4-26.8	-	74-104	-9-0	21-23	6-10

2.2.4.2 FRP donatı çubuğunun mekanik özellikleri

FRP donatı çubuklarının çekme kuvveti altındaki davranışı çelik donatı çubuklarından tamamen farklıdır (Şekil 2.2). FRP donatı çubukları çekme etkisinde kopmadan önce çelik donatı gibi bir akma davranışı göstermez, kopana kadar doğrusal elastik davranırlar (Şekil 2.2a). Çelik donatılar ise akma noktasına kadar doğrusal elastik davranır ve akma noktasına ulaştıktan sonra kopma anına kadar pekleşmeli bir davranış sergiler (Şekil 2.2b). FRP donatı çubuklarının nihai çekme dayanımı çelik donatı çubuğundan daha fazla olmasına karşın elastisite modülü ve nihai birim şekil değiştirmesi çelik donatı çubuğundan genellikle daha düşüktür.

FRP donatı çubuklarında ana yük taşıyan bileşen lifler olduğu için, FRP donatı çubuklarında çekme gerilmesini etkileyen en önemli faktör donatı çubuğundaki lifin hacimsel oranı ve lifin çekme dayanımıdır. Ayrıca, çekme özellikleri çubuk çapına göre de değişmektedir (Bakis, 1993; Bank, 1993). Bu sebeplerden dolayı aynı lif türünde bile farklı mekanik özellikler gözlenebilir. Ancak, TS 13816 (2018)’ de çubuğun çekme dayanımı en az 800 MPa, elastisite modülü en az 40 GPa, kopma birim şekil değiştirmesi en az %1.1, enine kayma dayanımı en az 150 MPa olması gerektiği belirtilmiştir. Birçok çalışma ve yönetmeliklerde ise çekme özellikleriyle ilgili değer

aralıkları verilmektedir. FRP donatı çubukları için genel olarak gözlenen çekme özellikleri Çizelge 2.13’ de verilmiştir.



Şekil 2.2 : Donatı çubuğu gerilme-birim şekil değiştirme diyagramları **(a)** FRP **(b)** çelik.

Çizelge 2.13 : FRP donatı çubuk türüne göre çekme özellikleri.

Donatı Türü	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (MPa)	Kopma birim şekil değiştirmesi (%)
AFRP (ACI 440-R07, 2007)	1720-2540	41000-125000	1.9-4.4
BFRP (Elgabbas ve diğ., 2015)	1452-2217	56200-94200	2.0-2.6
CFRP (ACI 440-R07, 2007)	600-3690	120000-580000	0.5-1.7
GFRP (ACI 440-R07, 2007)	483-1600	35000-51000	1.2-3.1
GFRP (TS 13816, 2018)	800>	40000>	1.1>

FRP donatı çubukları heterojen ve anizotropik malzemeden oluştuğu için basınç altındaki davranışlarını belirlemede kullanılacak standart test yöntemi hala belirlenememiştir (ACI 440R-07, 2007; Nanni ve diğ., 2014). Ayrıca, FRP donatı çubuklarının basınç dayanımı lif türüne, lif hacimsel oranına ve matris malzemesinin türüne bağlı olarak çekme dayanımının %20’ si ile % 80 arasında değişiklik gösterebilir (Wu, 1990; ACI 440R-07, 2007; Mallick, 2007; Nanni ve diğ., 2014). Bunlara ek olarak; basınç elastisite modülü, çekme elastisite modülünden daha düşük veya eşit olabilir. Çekme elastisite modülü basınç elastisite modülünün GFRP donatı için %80’ i ve CFRP donatı için % 85 olmasına karşın, AFRP donatılarda bu iki elastisite modülü birbirine eşittir. Ancak, eksenel basınç altındaki FRP donatılar enine çekme kırılması, burkulma veya kesme kırılmasına maruz kalabilir (Clarke, 1993; Mallick, 2007). Bu sebeple, FRP donatıların basınca maruz elemanlarda kullanılması önerilmez (ACI 440R-07, 2007). FRP donatı çubukların kesme dayanımının büyük bir

bölümünü matris malzemesi karşılar. Liflerin kesme dayanımı oldukça düşük olması sebebiyle bu durum FRP donatı çubuklarına yansımıştır. FRP donatılar enine doğrultuda çapraz şekilde sarılarak kesme dayanımı artırılabilir (Nanni ve diğ., 2014). Ancak, kesme deneylerini standartlaştıran bir yöntem hala bulunmamaktadır (ACI 440R-07, 2007).

FRP çubuğunun yüzey özellikleri farklı olabilmektedir (Şekil 2.3). Yüzey şekli düz olabileceği gibi; helisel liflerle sarılı, kum kaplı ve farklı şekilde deformasyona uğratılmış biçimde de olabilmektedir. Bu farklı yüzey şekilleri beton ile FRP donatı çubuğu arasındaki aderansı etkiler. Kum kaplı FRP donatı çubukların diğer yüzey şekillerine sahip çubuklara göre betona daha iyi bağlandığı deneysel olarak gösterilmiştir (Abedini ve diğ., 2017). FRP donatı çubuklarında oluşan aderans gerilmeleri, liflere matris üzerinden aktarıldığı için FRP donatı çubuklarındaki aderans dayanımı matris malzemesini de önemli ölçüde etkilemektedir.



Şekil 2.3: FRP donatı çubuğu yüzey özellikleri (Abedini ve diğ., 2017).

2.2.5 FRP donatı çubuğunda zamana bağlı etkiler

Uzun süreli yüklemeler altında FRP donatı çubuğunda bulunan liflerde kopmalar meydana gelebilir. Liflerin kopmasıyla birlikte FRP donatı çubuğunun çekme kuvveti kapasitesi aniden düşer. Kapasitedeki bu ani düşüşler henüz kopmamış liflerin ani olarak nihai duruma ulaşmasına neden olabilir. Ayrıca, kapasitedeki bu düşüşler FRP donatı çubuğunun çevresel etkilere maruz kalmasıyla (donma-çözünme, yüksek alkali, yüksek sıcaklık gibi) da ciddi derecede artabilir (ACI 440R-07, 2007). Ancak, yapılan bazı çalışmalar bu durumun her zaman böyle olmadığını, tersi sonuçların da olabileceğini göstermiştir (Nkurunziza ve diğ., 2005; D'Antino ve Pisani, 2018). Nkurunziza ve diğ. (2005) tarafından farklı çevresel etkilere maruz kalmış GFRP donatı çubuklarının artık çekme gerilmelerini, elastisite modülünü ve eksenel birim şekil değiştirmesini belirlemek amacıyla eksenel çekme testi yapılmıştır. Çevresel

etkilere maruz kalmış GFRP donatı çubuklarının aşırı yükleme durumunda çok iyi performans gösterdikleri sonucuna varılmıştır.

FRP donatı çubuklarında zamana bağlı etkiler, çubukların üretiminde kullanılan liflerin özelliğine bağlı olarak değişebilmektedir. GFRP donatı çubukları sünmeye karşı oldukça hassas olmasına karşın, CFRP donatı çubukları diğer donatı çubuklarına göre sünmeye karşı daha iyi bir davranış gösterirler (ACI 440R-07, 2007). CFRP donatı çubuğu sünmede olduğu gibi yorulmaya karşı da en dirençli FRP donatı çubuğudur (ACI 440R-07, 2007).

2.2.6 FRP donatı çubuğunda sıcaklık etkisi

Betonarme elemanlarda donatı olarak kullanılan FRP donatı çubukları yanmamasına karşın, bir polimer olan matris malzemesinde yüksek sıcaklık nedeniyle elastisite modülü azalmasını takiben bir yumuşama meydana gelir (ACI 440R-07, 2007). Matris malzemesinde sıcaklık nedeniyle oluşan değişimler sıcaklığa çok daha dayanıklı olan lifler ile matris arasındaki bağı azaltır. Lifler arasında meydana gelen bu bağ dayanımı azalması liften life kuvvet aktarımında da azalmaya sebep olur. Yüksek sıcaklık etkisindeki ortaya çıkan dayanım kayıpları düşük sıcaklıklarda da farklı şekillerde gözlenebilir. Sıfırın altındaki sıcaklıklarda FRP donatının mekanik özelliklerinin değişmesinin yanında FRP donatıda mikro çatlaklar meydana gelebilir. Sıcaklığın düşmesiyle beraber çatlak genişliği artış gösterir (Robert ve Benmokrane, 2010b). FRP donatı çubuğunda meydana gelen bu tür çatlaklar betonarme elemanda meydana gelebilecek göçme mekanizmasının değişimine neden olabilir.

3. FRP DONATILI KIRIŞLER VE YÖNETMELİK KOŞULLARI

3.1 FRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Eğilme Etkisindeki Davranışı

Betonarme, betonun içerisine donatı çubuklarının yerleştirilmesiyle oluşturulan bir tür kompozit yapı malzemesidir. Bu kompozit malzemede kullanılan beton malzemesinin basınç dayanımı yüksek olmasına rağmen çekme dayanımı oldukça düşüktür. Bu sebeple, beton malzemesi tek başına kullanıldığında taşıyıcı elemanın göçmeye ulaşması çekme bölgesinde en dış çekme lifinde beton malzemesinin çekme dayanımına ulaşmasıyla meydana gelir. Bu durum, çatlama momentinin nihai momente eşit olmasına sebep olur. Bir başka deyişle, elemanın taşıma gücü çok düşük kalır. Yalın betonun bu dezavantajını gidermek için, elemanın çekme bölgesine donatı yerleştirilir. Bu donatılar kirişte meydana gelecek çekme çatlaklarına engel olmasa bile, özellikle çekme çatlağı meydana geldikten sonra çekme gerilmelerinin önemli bir bölümünü karşılayarak moment taşıma gücünü önemli ölçüde artırır. Çelik donatı çubuklarının çeşitli avantajları olmasına rağmen, agresif çevre koşullarından kolayca etkilenecek korozyona maruz kalması, manyetik alanları bozucu etkiye sahip olması bu dezavantajları olmayan yeni tür donatı çubukları arayışına neden olmuştur. Son yıllarda, çelik donatı çubukları yerine FRP donatı çubuklarının kullanılması gündeme gelmiştir. FRP donatı çubuklarının mekanik davranışı çelik donatı çubuklarından farklı olması, FRP donatılı betonarme eleman davranışına yansımıştır.

Basit eğilme etkisindeki FRP donatılı betonarme elemanların yapısal davranışı çelik donatılı betonarme elemanların yapısal davranışından oldukça farklıdır. Çelik donatı çubuğunun mekanik özelliklerinden dolayı çelik donatılı betonarme kirişler göçme moduna sünek veya gevrek bir davranış sergileyerek ulaşabilir. Ancak, FRP donatılı kirişlerde durum farklıdır. FRP donatı çubuğu eksenel çekme etkisi altında doğrusal elastik davranış gösterir ve göçme aniden meydana gelir. Bu nedenle, nihai duruma betonun ezilmesi ya da FRP donatının kopmasıyla ulaşan FRP donatılı kirişlerde

göçme davranışı gevrektilir. Bu tip kirişlerde taşıma gücü momentlerinin doğru bir şekilde hesaplanması büyük önem taşımaktadır.

3.1.1 FRP donatılı betonarme kirişlerde eğilme kapasitesi ve göçme modları

FRP donatılı betonarme kirişler ve çelik donatılı betonarme kirişlerin eğilme davranışı birbirinden farklı olmasına rağmen eğilme tasarımı benzerdir (Nanni, 1993b; Faza ve GangaRao, 1993b; GangaRao ve Vijay, 1997; ACI 440.1R-06, 2006). Bu sebeple, eğilme teorisinde çelik donatı yerleştirilen betonarme elemanların tasarımında kullanılan bazı temel varsayımlar FRP donatı yerleştirilecek betonarme elemanların tasarımında da geçerliliğini korur. Bu varsayımlar;

- Şekil değiştirmeden önce düzlem olan kesitler, şekil değiştirdikten sonra da düzlem kalırlar.
- Beton ve donatı çubuğu arasında tam aderans olduğu varsayılır. Başka bir deyişle, aynı kordinatta bulunan beton ve donatı çubuğundaki birim şekil değiştirmeler aynıdır.
- Donatıda ve betondaki gerilmeler birim şekil değiştirmeler kullanılarak hesaplanabilir.
- Betonun çekme dayanımı ihmal edilir.
- Beton en dış lifindeki maksimum basınç birim şekil değiştirmesi 0.003' e ulaştığında betonun ezildiği varsayılır (ACI 440.1R-06, 2006).

Belirtilen çelik donatılı betonarme elemanların tasarımları için kullanılan varsayımlara ek olarak, FRP donatı kırılma anına kadar doğrusal elastik davrandığı varsayımı da yapılır.

Betonarme elemanlar donatı orana göre denge altı, dengeli ve denge üstü olmak üzere üçe ayrılarak sınıflandırılabilir. Göçme modu bu donatı oranına bağlı bir fonksiyondur. Çelik donatılı betonarme kirişlerin dengeli ve denge-üstü donatı kullanılarak üretilmesi durumunda kirişler basınç kırılmasıyla (gevrek davranış) göçme moduna ulaşır. Ancak, denge-altı donatı kullanılarak üretilen kirişler çekme kırılmasıyla (sünek davranış) göçme noduna ulaşır. Kirişlerin çekme kırılması ya da basınç kırılmasıyla göçme moduna ulaşmasını belirleyen ölçüt, betondaki en dış lif ezildiğinde çelik donatı çubuğunun akıp akmadığıdır. Ancak, FRP' den üretilen çubuk şeklindeki donatı çelik donatı gibi akma davranışı göstermez. FRP donatılı betonarme kirişlerde dengeli

donatı oranı beton en dış lifinin ezilmesi ile FRP donatının kopmasının aynı anda gerçekleştiği duruma karşılık gelir. Bu sebeple, FRP donatı kullanılmış betonarme kirişlerin nihai duruma ister FRP donatının kopmasıyla ister betonun ezilmesiyle ulaşsın göçme modu gevrek bir moddur. Bu itibarla, FRP donatılı betonarme elemanın tasarımı hem denge-altı hem de denge-üstü vaziyette yapılabilir (ACI 440.1R-06, 2006). Ancak, bazı araştırmacılar nihai duruma FRP donatının kopmasıyla ulaşan kirişlerin; nihai duruma betonun ezilmesiyle ulaşanlara göre kırılmanın daha gevrek olduğu; bu itibarla tasarımda betonun ezilmesi nihai durumunun tercih edilmesi gerektiğini söylemişlerdir (Nanni, 1993b; Bank 2006).

Eğilme etkisi altındaki FRP donatılı betonarme kirişlerde ilk olarak çekme çatlakları meydana gelir. Bu andaki momenti ifade eden çatlama momenti (M_{cr}) çelik donatılı olanlarla benzerlik gösterir (Denklem 3.1) (ACI 440.1R-06, 2006). Denklem 3.1’ de yer alan betonun eğilmede çekme dayanımı (f_r) Denklem 3.2 kullanılarak belirlenebilir.

$$M_{cr} = \frac{2f_r I_g}{h} \quad (3.1)$$

$$f_r = 0.62\sqrt{f_c} \quad (3.2)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, f_r beton eğilmede çekme dayanımı, I_g kesitin brüt atalet momenti, h kesit yüksekliği ve M_{cr} çatlama momentidir.

FRP donatılı betonarme elemanlarda dengeli durum betonda ezilme meydana geldiği anda donatının kopması olarak ifade edilir (Şekil 3.1). Dengeli durumdaki beton basınç bloğu yüksekliği çelik donatılı kesitlere benzer şekilde uygunluk denkleminde ifade edilebilir (Denklem 3.3). Uygunluk denkleminde belirlenen basınç bloğu yüksekliği (Denklem 3.3) denge denkleminde kullanılarak dengeli donatı alanı belirlenebilir (Denklem 3.4). Denklem 3.4’ de belirlenen dengeli donatıya karşılık gelen eğilme momenti taşıma gücü, Denklem 3.5’ teki denge denklemini çözümlenerek belirlenebilir. Denklem 3.4’ den belirlenen dengeli donatı alanı kullanılarak Denklem 3.6’ da belirtilen dengeli donatı oranı belirlenebilir.

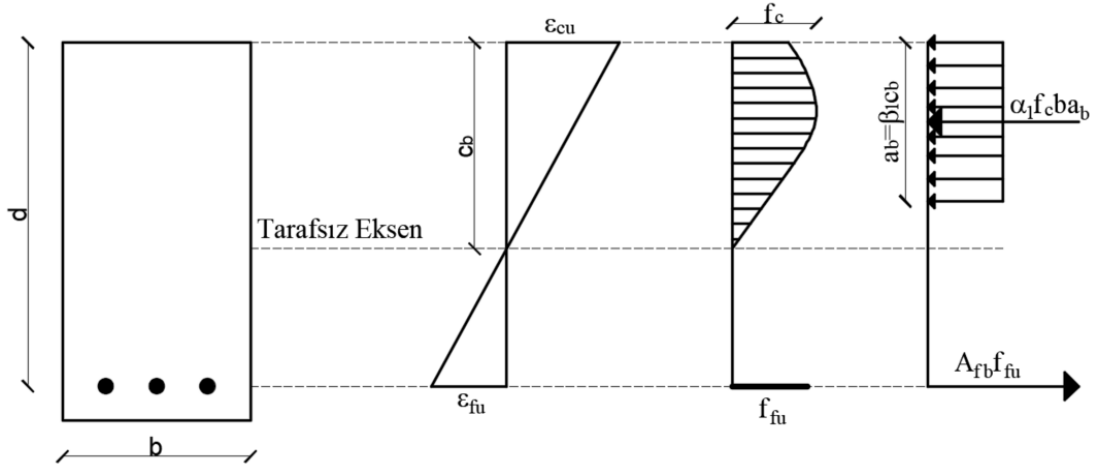
$$c_b = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{fu}} d \quad (3.3)$$

$$\sum F = 0 \rightarrow A_{fb} = \frac{\alpha_1 f_c b \beta_1 c_b}{f_{fu}} \quad (3.4)$$

$$\sum M = 0 \rightarrow M_b = A_{fb} f_{fu} \left(d - \frac{\beta_1 c_b}{2} \right) \quad (3.5)$$

$$\rho_{fb} = \frac{A_{fb}}{bd} \quad (3.6)$$

Burada; ρ_{fb} dengeli donatı oranı, b kesit genişliği, d kesit derinliği, A_{fb} dengeli donatı alanı, a_b dengeli durum için dikdörtgen basınç bloğu yüksekliği, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, M_b dengeli duruma karşılık gelen moment taşıma gücü, f_c beton basınç dayanımı, α_1 eşdeğer dikdörtgen gerilme bloğunun ortalama beton gerilme dayanımına oranı ($\alpha_1=0.85$ (ACI 440.1R-06, 2006)), β_1 eşdeğer dikdörtgen gerilme blok derinliğini tarafsız eksen derinliğine bağlayan faktör, ϵ_{cu} betonun nihai birim şekil değiştirmesi, ϵ_{fu} FRP donatı çubuğu nihai birim şekil değiştirmesi ve c_b dengeli durum için tarafsız eksen derinliğidir.



Şekil 3.1 : FRP donatı çubuklu dikdörtgen kesitli dengeli kiriş.

FRP donatılı betonarme bir kirişte basınç bölgesindeki en dış beton lifi nihai birim kısalmaya ulaştığında FRP donatının kopmaması durumu denge-üstü durum ($\rho_f > \rho_{fb}$) olarak ifade edilir (Şekil 3.2). Bu duruma ait tarafsız eksen derinliği dengeli durum için elde edilen tarafsız eksen derinliğinden büyüktür ($c > c_b$). FRP donatı doğrusal elastik davrandığı için FRP donatıda oluşan birim şekil değiştirme uygunluk denkleminde belirlenebilir (Denklem 3.7). Ayrıca, denge denklemi dikkate alınarak Denklem 3.8 yazılabilir. Uygunluk denklemi (Denklem 3.7) ve denge denklemi

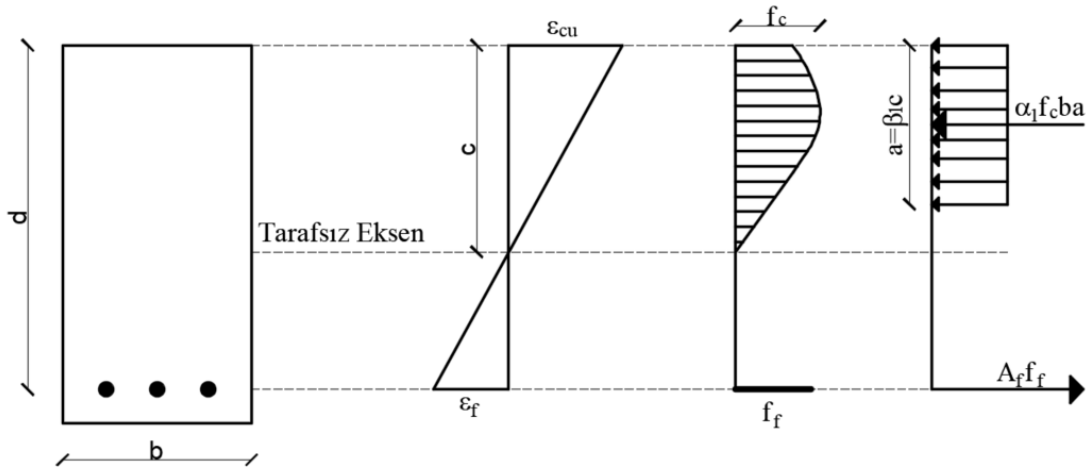
(Denklem 3.8) dikkate alınarak Denklem 3.9’ da verilen ikinci mertebeden denklem elde edilebilir (Nanni ve diğ., 2014).

$$\varepsilon_f = \frac{d - c}{c} \varepsilon_{cu} \leq \varepsilon_{fu} \quad (3.7)$$

$$\sum F = 0 \rightarrow \alpha_1 f_c \beta_1 c b = A_f E_f \varepsilon_f \quad (3.8)$$

$$\alpha c^2 + \beta c + \gamma = 0 \quad (3.9)$$

Denklem 3.7 ve 3.8’ de d kesit derinliği, c tarafsız eksen derinliği, ε_f FRP donatı çubuğunda meydana gelen birim şekil değiştirme, ε_{cu} beton nihai birim şekil değiştirmesi, ε_{fu} FRP donatı çubuğu nihai birim şekil değiştirmesi, α_1 eşdeğer dikdörtgen gerilim bloğunun ortalama beton gerilme dayanımına oranı ($\alpha_1=0.85$ (ACI 440.1R-06, 2006)), β_1 eşdeğer dikdörtgen gerilme blok derinliğini tarafsız eksen derinliğine bağlayan faktör, f_c beton basınç dayanım, b kesit genişliği, A_f donatı alanı ve E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülüdür. Denklem 3.9’ da verilen α , β ve γ tarafsız eksen derinliğinin (c) belirlenmesinde kullanılan bilinmeyen katsayılardır ve Denklem 3.10 kullanılarak hesaplanabilir (Nanni ve diğ., 2014). Ayrıca, anlamlı tek denklem çözümü Denklem 3.11 ve eğilme moment taşıma gücü Denklem 3.12 kullanılarak belirlenebilir.



Şekil 3.2 : FRP donatı çubuklu dikdörtgen kesitli denge altı giriş.

$$\alpha = \alpha_1 f_c \beta_1 b \quad ; \quad \beta = A_f E_f \varepsilon_{cu} \quad ; \quad \gamma = A_f E_f \varepsilon_{cu} d \quad (3.10)$$

$$c = \frac{-\beta + \sqrt{\beta^2 - 4\alpha\gamma}}{2\alpha} \quad (3.11)$$

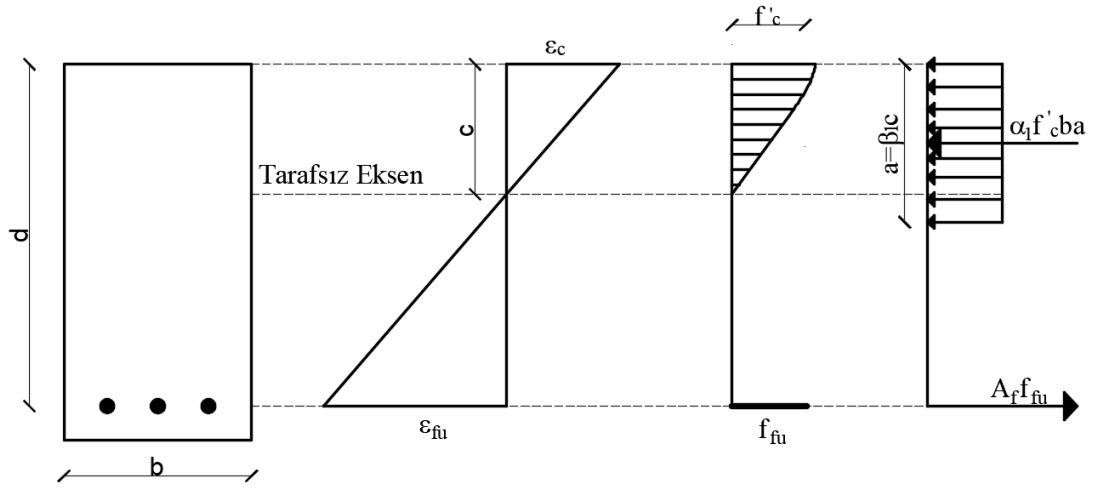
$$\sum M = 0 \rightarrow M_n = A_f f_f \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad (3.12)$$

Burada; α_1 eşdeğer dikdörtgen gerilme bloğunun ortalama beton gerilme dayanımına oranı ($\alpha_1=0.85$ (ACI 440.1R-06, 2006)), β_1 eşdeğer dikdörtgen gerilme blok derinliğini tarafsız eksen derinliğine bağlayan faktör, ε_{cu} beton nihai birim şekil değiştirmesi, ε_{cu} beton nihai birim şekil değiştirmesi, f_c beton basınç dayanım, b kesit genişliği, d kesit derinliği, A_f donatı alanı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, c tarafsız eksen derinliği, f_f FRP donatı çubuğundaki gerilme, M moment, M_n eğilme moment taşıma gücüdür. Denklem 3.12' de ifade edilen eğilme moment taşıma gücü donatı oranına bağlı olarak Denklem 3.13' deki şekilde ifade edilebilir (ACI 440.1R-06, 2006). Denklem 3.13' de kullanılan FRP donatı çubuğundaki gerilme (f_f) Denklem 3.7' den düzenlenerek belirlenir.

$$f_f = \sqrt{\frac{(E_f \varepsilon_{cu})^2}{4} + \frac{0.85\beta_1 f_c}{\rho_f} E_f \varepsilon_{cu}} - 0.5 E_f \varepsilon_{cu} \leq f_{fu} \quad (3.13)$$

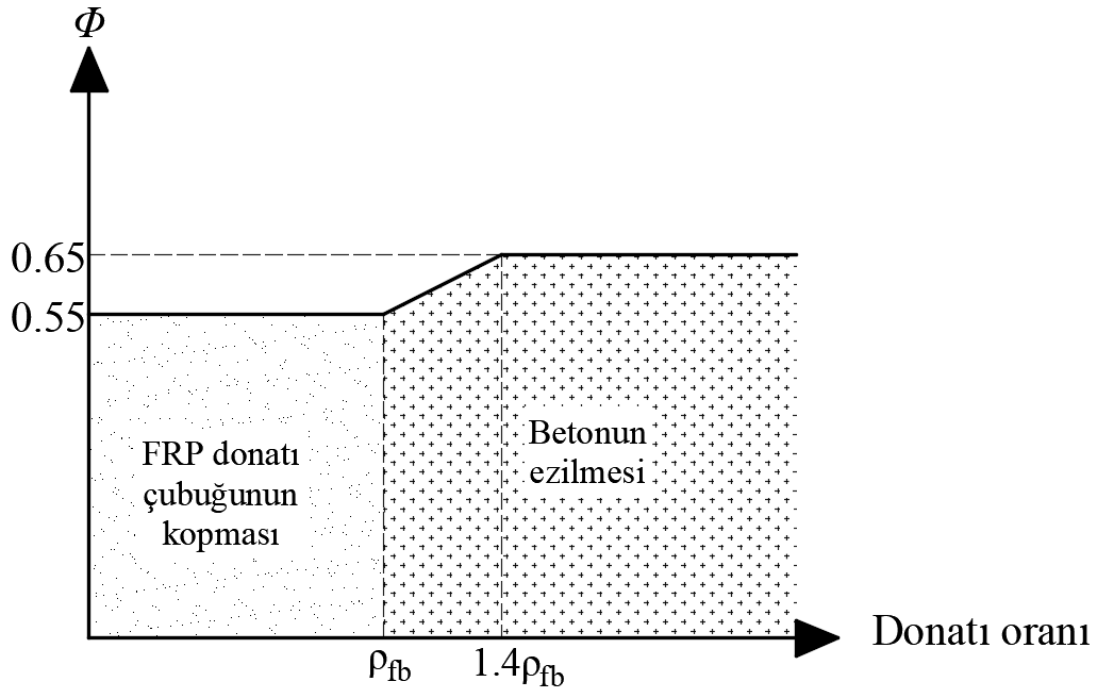
Burada; f_f FRP donatı çubuğundaki gerilme, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, ε_{cu} beton nihai birim şekil değiştirmesi, β_1 eşdeğer dikdörtgen gerilme blok derinliğini tarafsız eksen derinliğine bağlayan faktör, f_c beton basınç dayanım, ρ_b donatı oranı ve f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımıdır.

FRP donatılı betonarme kirişte çekme bölgesindeki FRP donatı nihai uzama değerine ulaştığında basınç bölgesi en dış lifindeki betonun ezilmemesi durumu denge-altı durum ($\rho_f < \rho_{fb}$) olarak ifade edilir (Şekil 3.3). Bu durumdaki tarafsız eksen derinliği dengeli durum için elde edilen tarafsız eksen derinliğinden küçüktür ($c < c_b$). Bu şekilde göçmeye ulaşan kiriş elemanlarında eğilme moment taşıma gücü Denklem 3.5 ile yaklaşık olarak hesaplanabilir (ACI 440.1R-06, 2006). Bu $c=c_b$ olarak dikkate alınır ve moment kapasitesi daha düşük seviyede tutulduğu için güvenli tarafta kalınır.



Şekil 3.3 : FRP donatı çubuklu dikdörtgen kesitli denge üstü kiriş.

FRP donatılı betonarme elamanlar sünek davranış sergilemediği için bu elemanların eğilme tasarımı için dayanım azaltma faktörü (Φ) önerilmektedir. Bu azaltma faktörü Benmonkrane ve diğ. (1996) ve JSCE (1997) tarafından sırasıyla 0.75 ve 0.77 olarak önerilmektedir. Bu katsayı ACI 440.1R-06 (2006)' da göçme modlarına bağlı olarak üç bölgeye ayrılmaktadır (Şekil 3.4). ACI 440.1R-06 (2006)' da belirtilen azaltma faktörünü ifade eden üç bölge Denklem 3.14 kullanılarak hesaplanabilir. Bunlara ek olarak, Zadeh ve Nanni (2013) donatı birim şekil değiştirmesine bağlı olarak azaltma faktörünün 0.75 ve 0.65 arasında değiştiğini belirtmiştir.



Şekil 3.4 : Donatı oranının bir fonksiyonu olarak dayanım azaltma faktörü.

$$\Phi = \begin{cases} 0.55 & \rho_f \leq \rho_{fb} \\ 0.3 + 0.25 \frac{\rho_f}{\rho_{fb}} & \rho_{fb} < \rho_f \leq 1.4\rho_{fb} \\ 0.55 & \rho_{fb} \leq \rho_f \end{cases} \quad (3.14)$$

Burada; Φ eğilme tasarımı için dayanım azaltma faktörü, ρ_{fb} dengeli donatı oranı ve ρ_f boyuna donatı oranıdır.

Betonarme kirişlerin tasarımında donatısız betonda olduğu gibi bir göçme modunun ortaya çıkması istenmez. Bu sebeple, ACI 440.1R-06 (2006)' da FRP donatılı betonarme elemanların tasarımı için minimum donatı oranı önerilmektedir (Denklem 3.15). ACI 440.1R-06 (2006)' da maksimum donatı oranıyla ilgili bir hüküm bulunmamaktadır. Ancak, FRP donatı akmasına rağmen betonarme kirişte belirli miktarda sehim ve çatlak meydana gelerek göçmesi istenir. Bu sebeple, Nanni ve diğ. (2014) tarafından donatı oranına bir üst sınır getirilerek maksimum donatı oranı önerilmiştir (Denklem 3.16). Bunlara ek olarak, FRP donatı çubuğunun basınç dayanımı oldukça düşüktür (Kobayashi ve Fujisaki, 1995; JSCE, 1997). Bu sebeple, tasarım aşamasında FRP donatı çubuğunun basınç dayanımını hesaplarda ihmal edilir (Almussalam ve diğ., 1997; ACI 440.1R-06, 2006).

$$\rho_{min} = 0.41 \frac{\sqrt{f_c}}{f_{fu}} \geq \frac{2.3}{f_{fu}} \quad (3.15)$$

$$\rho_{max} = 91.1\beta_1 \frac{f_c}{E_f} \quad (3.16)$$

Burada, ρ_{min} minimum donatı oranı, ρ_{max} maksimum donatı oranı, f_c beton basınç dayanımı, f_{fu} FRP donatı çubuğu kopma dayanımı ve E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülüdür.

3.1.2 FRP donatılı betonarme kirişlerde eğilme rijitliği ve çatlak genişliği

Servis yükleri altında yapı güvenliğinde aşırı titreşim, yerdeğiştirme ve çatlak meydana gelmemesi yapı güvenliği için son derece önemlidir (Ersoy ve diğ. 2019). Bu durum, genellikle elastisite modülü çelik donatı çubuğundan daha az olan FRP donatı kullanılarak üretilen betonarme elemanlar için önemlidir. Ancak, kiriş nihai duruma betonun ezilmesiyle ulaşacak şekilde tasarlandığında servis yükleri kriterleri genellikle karşılanmaktadır (Nanni, 1993b).

Eksenel yük etkisinde çatlayan betonarme elemanın eksenel rijitliği ve eğilme etkisinde çatlayan betonarme elemanın eğilme rijitliği azalır. Geleneksel betonarme elemanlarda çatlama nedeniyle meydana gelebilecek bu rijitlik azalmaları çatlamış kesit rijitliği gözönüne alınarak hesaba katılır. FRP donatının elastisite modülü çelik donatının elastisite modülünden daha düşük olduğundan çatlamış ve çatlamamış kesit rijitliklerinde farklılıklar oluşabilir. Bu durum, betonarme elemanın ve taşıyıcı sistemin yerdeğiştirmelerini doğrudan etkiler.

Eğilme etkisindeki betonarme elemanların çatlamış kesit rijitlikleri efektif atalet momentlere bağlı olarak belirlenebilir. Bu bağlamda literatürde farklı eşitlikler önerilmiştir. Bischoff (2005), ACI 440.1R-06 (2006), ISIS (2007), Bischoff (2007), Habeeb ve Ashour (2008)' da efektif atalet momentlerinin hesaplanması için sırasıyla Denklem 3.17, Denklem 3.18, Denklem 3.19, Denklem 3.20 ve Denklem 3.21 önerilmiştir.

$$I_e = \frac{I_{cr}}{1 - \eta \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2} ; \eta = 1 - \frac{I_{cr}}{I_g} \quad (3.17)$$

$$I_e = \beta_d \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \left[- \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_{cr} \leq I_g ; \beta_d = \frac{1}{5} \left(\frac{\rho_f}{\rho_{fb}} \right) \leq 1 \quad (3.18)$$

$$I_e = \frac{I_g I_{cr}}{I_{cr} + \left(1 - 0.5 \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^2 \right) * (I_g - I_{cr})} \quad (3.19)$$

$$I_e = \left[1 + 2.3 * \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 * I_{cr} \right] \quad (3.20)$$

$$I_e = \beta_d \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 I_g + \gamma_G \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 \right] I_{cr} \leq I_g ; \beta_d = \frac{1}{5} \left(\frac{\rho_f}{\rho_{fb}} \right) \leq 1; \gamma_G = 0.6 \quad (3.21)$$

Burada; I_e etkin eylemsizlik momenti, β_d FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için önerilmiş ilk indirgeme katsayısı, M_{cr} çatlama momenti, M_a her aşamadaki maksimum moment, I_g brüt eylemsizlik momenti, I_{cr} dönüştürülmüş çatlaklı bölümün eylemsizlik momenti, ρ_f boyuna donatının oranı, ρ_{fb} dengeli donatının oranı, η I_{cr} ve I_g ' ye bağlı katsayı, γ_G FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için ikinci indirgeme

katsatısıdır. I_{cr} elastik analiz (dönüştürülmüş alan yaklaşımıyla) kullanılarak hesaplanabilir (ACI 440.1R-06, 2006).

Çatlak genişliğinin belirlenmesi betonarme elemanların durabilitesi için oldukça önemlidir. FRP donatının elastisite modülü çelik donatının elastisite modülüne göre oldukça düşük olduğundan, düşük yükler altında (servis yükleri altında) FRP donatılı elemanda meydana gelen yerdeğiştirmenin çelik donatılı elemandaki yerdeğiştirmeye göre daha büyük olur ve buna bağlı olarak daha büyük çatlak genişliği meydana gelir (Creazza ve Russo, 2001). Ancak, büyük yük seviyelerinde donatı çubuğu akmaya ulaşacağı için betonarme kirişin rijitliği düşecektir. Bu durum, nihai yükleme söz konusu olduğunda çelik donatılı kesitte meydana gelen çatlak genişliğinin FRP donatılı kesitte meydana gelen çatlak genişliğinden daha fazla olabileceği yorumunu da beraberinde getirir.

Çatlak genişliği hesabında genellikle Frosch (1999) tarafından geliştirilen denklem kullanılır (Denklem 3.22-3.25). Bu denklem, çelik veya FRP donatılı kirişler için kullanılabilir. Aderans dayanım katsayısı (k_b) çubuk tipine göre değişmektedir (Nanni ve diğ., 2014). Çelik donatı için bu katsayı 1.0 olarak alınabilir. Kaplamasız çelik çubuklarla benzer davranış sergileyen FRP donatılar için bu katsayının 1.0' a eşit olduğu varsayılır. Ancak deneysel verilerin yokluğunda güvenli tarafta kalmak için 1.4 olarak alınabilir (Nanni ve diğ., 2014).

$$w_c = 2 \frac{f_f}{E_f} \beta k_b \sqrt{d_c^2 + \left(\frac{s}{2}\right)^2} \quad (3.22)$$

$$S_c = \Psi_s d^* \quad (3.23)$$

$$d^* = \sqrt{d_c^2 + \left(\frac{s}{2}\right)^2} \quad (3.24)$$

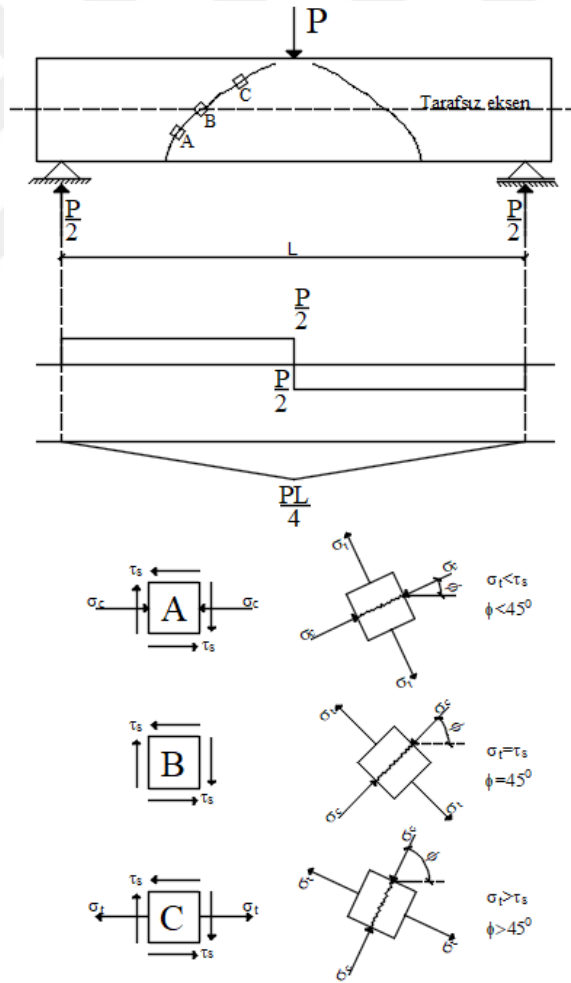
$$w_c = \varepsilon S_c \quad (3.25)$$

Burada; w_c çatlak genişliği, ε donatıdaki birim şekil değiştirme seviyesi, s donatı çubuğu aralığı, d_c kabuk beton derinliği, Ψ_s çatlak aralığı faktörü, S_c d_c ve s ' e bağlı katsayıdır. Ψ_s minimum, ortalama ve maksimum çatlak aralıkları için sırasıyla 1.0, 1.5 ve 2.0 olarak alınan bir katsayıdır (Nanni ve diğ., 2014). β , tarafsız eksen ile çekme

yüzeyi arasındaki mesafenin, tarafsız eksen ile donatı merkezi arasındaki mesafeye oranını ifade eden katsayıdır.

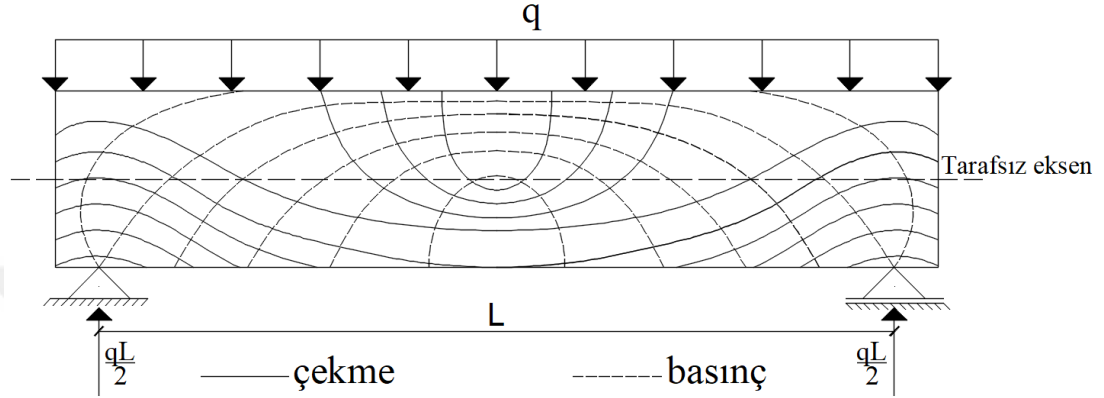
3.2 FRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Kesme Etkisindeki Davranışı

Eğilme etkisindeki betonarme elemanlar aynı zamanda kesme kuvveti de taşımaktadır. Ancak, betonu kesme dayanımı çekme dayanımından çok daha yüksek olduğu için betonarme elemanda kesme kırılması çok fazla görülmemektedir. Ancak, kayma ve normal gerilme nedeniyle oluşan asal çekme gerilmeleri çekme dayanımı düşük olan beton elemanın gevrek bir şekilde göçmesine neden olur (Ersoy ve diğ. 2019). Mohr dairesi ele alındığında normal gerilmelerin olmaması durumunda çatlama kiriş eksenine 45^0 lik açıyla meydana gelmektedir. Bu nedenle, asal çekme gerilmelerine dik yönde eğik çatlaklar meydana gelmektedir (Cullazoğlu, 2014) (Şekil 3.5).



Şekil 3.5 : Üç noktalı eğilme numunesi asal gerilme yönü (Ersoy ve diğ. (2019)' dan, revize edilerek sunulmuştur).

Basit eğilme etkisindeki betonarme bir kirişte asal çekme ve basınç gerilmeleri oluşur. Düzgün yayılı yük altında basit kirişte oluşan asal çekme ve basınç gerilmeleri Şekil 3.6’ da verilmiştir. Oluşan bu asal gerilmeler eşgerilme eğrileri olarak ifade edilir. Kirişte meydana gelen çatlaklar çekme eşgerilme eğrilerine dik yönde oluşacaktır. Bu sebeple eşgerilme eğrileri dikkate alınarak çatlak geometrisi ve eğimi belirlenebilir (Ersoy ve diğ., 2019).



Şekil 3.6 : Kirişte oluşan eşgerilme eğrileri (Ersoy ve diğ. (2019)’ dan revize edilerek sunulmuştur).

FRP donatılı betonarme elemanların kesme hesabı çelik donatılı betonarme elemanların kesme hesabıyla benzerdir. Bununla birlikte FRP donatıların mekanik özellikleri çelik donatılarınkinden farklı olduğu için kesme hesabı yapılırken bu durum göz önüne bulundurulmalıdır (ACI 440.1R-06, 2006).

Betonarme kirişlerde kesme davranışı genellikle beş parametrenin katkısıyla ifade edilir. Bunlar;

- Betonun kesme dayanımı,
- Enine donatının sağladığı kesme dayanımı,
- Çatlak oluşan yüzeylere zıt yönde görelî yerdeğiştimeler nedeniyle oluşan agregalar arasındaki sürtünme (kilitlenme kuvvetleri),
- Boyuna donatının kaldıraç hareketi nedeniyle oluşan kesme dayanımı,
- Eğik çatlaklar arasında kalan artık çekme dayanımıdır (Campana ve diğ., 2013; Oller ve diğ., 2015).

Belirtilen bu beş parametreden beton kesme dayanımı, enine donatının sağladığı kesme dayanımı ve agrega boyutuna bağlı olarak oluşan mekanik kenetlenme

kuvvetleri betonarme elemanların kesme dayanımını etkileyen en önemli parametredir. Ancak, boyuna donatının kaldıraç hareketi nedeniyle oluşan kesme dayanımı ve eğik çatlaklar arasında kalan artık çekme dayanımının kesme dayanımına katkısı diğer katkılara nazaran oldukça düşüktür.

3.2.1 Etriyesiz FRP donatılı betonarme kirişler için kesme dayanımı tahmin modelleri

Literatürde kesme donatısız FRP donatılı betonarme elemanlarda betonun kesme dayanımı için farklı tahmin modelleri yer almaktadır. Bu modellerden bazıları El-Sayed ve diğ. (2005), Wegian ve Abdalla (2005), Hoult ve diğ. (2008), Kara (2011), Alam ve Hussein (2013), Ashour ve Kara (2014), Kim ve Jang (2014), Yousif (2015), Jumaa ve Yousif (2018) tarafından önerilmiştir. El-Sayed ve diğ. (2005)'nin önerdiği tahmin modeli Denklem 3.26 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_c = 0.037 \left(\frac{\rho_f E_f \sqrt{f_c}}{\beta_2} \right)^{1/3} bd \leq \frac{\sqrt{f_c}}{6} bd \quad (3.26)$$

$$0.85 \geq \beta_2 = 0.85 - 0.007(f_c - 28) \geq 0.65 \quad (3.27)$$

Burada; V_c beton kesme dayanımı, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, f_c beton basınç dayanımı, b kesti genişliği, d kesit etkili derinliği ve β_2 beton basınç dayanımına bağlı bir faktördür (Denklem 3.27).

Wegian ve Abdalla (2005) beton kesme dayanımının belirlenmesi için Denklem 3.28'in kullanılabileceğini belirtmiştir. Bu denkleme enine donatının kesme dayanımı da eklenerek (Denklem 3.28) toplam kesme dayanımının hesaplanabileceğini belirtmiştir.

$$V_c = 2 * (f_c \frac{\rho_f E_f d}{E_s a})^{1/3} bd \quad (3.28)$$

Burada; V_c beton kesme dayanımı, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, d kesit etkili derinliği, a kesme açıklığı, b kesti genişliğidir.

Hoult ve diğ. (2008) tarafından önerilen beton kesme dayanım tahmin modeli Denklem 3.29' da sunulmuştur.

$$V_c = \frac{0.30}{0.50 + (1000 + 0.15\varepsilon_x)^{0.7}} \times \frac{1300}{(1000 + s_{xe})} \sqrt{f_c} x b x d_v \quad (3.29)$$

Burada; V_c beton kesme dayanımı, ε_x birim şekil değiştirme etkisi, s_{xe} etkili çatlak aralığı, f_c beton basınç dayanımı, b kesit genişliği ve d_v (0.9d) etkili kesme derinliğidir. Maksimum agregaya boyutuna (a_g) ve kesit etkili derinliğine (d) bağlı bir fonksiyon olan etkili çatlak aralığı Denklem 3.30'dan hesaplanabilir.

$$s_{xe} = \frac{31.5d}{16 + a_g} \geq 0.77d \quad (3.30)$$

Denklem 3.30'da yer alan agregaya boyutunun a_g (mm) belirlenmesi için Denklem 3.31 kullanılabilir. Yüksek dayanımlı beton ve hafif betonlar için çatlak agregaya çevresinden geçmek yerine agregaya içerisinden geçme eğilimindedir. Bu tip betonlarda agreganın katkısı sıfır olarak kabul edilir. Ayrıca, normal dayanımlı betonlar için agregaya boyutu dikkate alınır. Normal dayanımlı beton ve yüksek dayanımlı betonlar arasındaki süreksizliği önlemek için 60 MPa ve 70 MPa arasında agregaya boyutuna bağlı doğrusal bir ilişki tanımlanmaktadır.

$$a_g = \begin{cases} a_g, & \text{eğer } f_c < 60 \\ a_g - \frac{a_g}{10}(f_c - 60), & \text{eğer } 60 \leq f_c \leq 70 \\ 0, & \text{eğer } 70 < f_c \end{cases} \quad (3.31)$$

Birim şekil değiştirme etkisi, elemanın eksenel yüke maruz kalmadığı ve öngerilmenin olmadığı varsayılarak CSA A23.3-04 (2004)' de belirtildiği şekilde Denklem 3.32 şeklinde ifade edilebilir.

$$\varepsilon_x = \frac{\frac{M_f}{d_v} + V_f}{2E_r A_r} \quad (3.32)$$

Burada; E_r donatı çubuğunun elastisite modülü, A_r donatı çubuğunun alanı, d_v (0.9d) etkili kesme derinliğidir. Ayrıca, M_f ve V_f sırasıyla kesmenin kritik olduğu bölgedeki (maksimum momentten d kadar uzaklıktaki durum) eğilme momenti ve kesme kuvvetini ifade etmektedir.

Kara (2011)' in genetik algoritmaya bağlı önerdiği beton kesme dayanım tahmin modeli Denklem 3.33'ten hesaplanabilir.

$$V_c = bd \left(\sqrt{\frac{d}{a}} f_c \rho_f \frac{E_f}{E_s} \left(\frac{c_1^2}{c_0} \right) \right)^{1/3} \left(\frac{c_0}{c_2} \right) \quad (3.33)$$

Burada, V_c beton kesme dayanımı, f_c beton basınç dayanımı, b kesit genişliği, d kesit etkili derinliği, a kesme açıklığı, d efektif derinlik, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü ve E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülüdür. Ayrıca; c_0 , c_1 ve c_2 Denklem 3.33' de belirtilen sabitlerdir. Bu sabitler sırasıyla 7.696, 7.254 ve 7.718' dir.

Allam ve Hussein (2013) tarafından önerilen beton kesme dayanım tahmin modeli Denklem 3.34 kullanılarak hesaplanabilir. Ayrıca, Denklem 3.34' de belirlenen denklemdaki kesme dayanımının CSA S806-02 (2002)' de önerilen minimum kesme dayanımından küçük ve maksimum kesme dayanımından büyük olmamalıdır (Denklem 3.35).

$$V_c = \frac{0.2\lambda\Phi_c}{(a/d)^{2/3}} \left(\frac{\rho_f E_f}{d} \right)^{1/3} \sqrt{f_c} bd \quad (3.34)$$

$$\frac{0.1}{a/d} \lambda_c \Phi_c \sqrt{f_c} bd \leq V_c \leq 0.2\lambda_c \Phi_c \sqrt{f_c} bd \quad (3.35)$$

Burada, V_c beton kesme dayanımı, λ_c beton yoğunluk faktörü (normal dayanımlı betonlar için 1 olarak alınabilir), Φ_c beton direnç faktörü, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, d kesit etkili derinliği, a kesme açıklığı, d efektif derinlik, f_c beton basınç dayanımı ve b kesit genişliğidir.

Ashour ve Kara (2014), Zsutty (1971) tarafından etriyesiz çelik donatılı betonarme elmanlar için geliştirilen tahmin modelini FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için revize ederek önermiştir. Önerilen denklem kesit etkili derinliğine bağlı olarak Denklem 3.36 ve Denklem 3.37' de sunulmuştur.

$$V_c = 2.76 \left(\rho_f \frac{E_f d}{E_s a} f_c \right)^{1/3} bd, \quad d \leq 300mm \quad (3.36)$$

$$V_c = 2.76 \left(\rho_f \frac{E_f d}{E_s a} f_c \right)^{1/3} \left(\frac{300}{d} \right)^{0.25} bd, \quad d > 300mm \quad (3.37)$$

Burada, V_c beton kesme dayanımı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, a kesme açıklığı, d efektif derinlik, f_c beton basınç dayanımı, b kesit genişlik ve ρ_f boyuna donatı oranıdır.

Kim ve Jang (2014) tarafından etriyesiz çelik donatılı betonarme elmanlar için geliştirilen tahmin modelini normal dayanımlı beton kullanılarak üretilmiş FRP donatılı betonarme elemanlar için revize ederek önermiştir (Denklem 3.38).

$$V_c = \beta_f \frac{1}{6} \sqrt{f_c} b d \quad (3.38)$$

$$\beta_f = 3.944 + 0.256 \frac{E_f}{E_s} - 1.472 \frac{a}{d} + 73.886 \rho_f, \quad \frac{a}{d} \leq 2.5 \quad (3.39)$$

$$\beta_f = 0.716 + 0.466 \frac{E_f}{E_s} - 0.095 \frac{a}{d} + 32.101 \rho_f, \quad \frac{a}{d} > 2.5 \quad (3.40)$$

Burada, V_c beton kesme dayanımı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, a kesme açıklığı, d efektif derinlik, f_c beton basınç dayanımı, b kesit genişlik ve ρ_f boyuna donatı oranıdır. Ayrıca, β_f kesme dayanım düzeltme faktörüdür ve Denklem 3.39 ve Denklem 3.40 kullanılarak belirlenebilir.

Yousif (2015) tarafından önerilen beton kesme dayanım tahmin modeli Denklem 3.41 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_c = \frac{0.134 \sqrt{f_c}}{\sqrt{a + \frac{d}{1.2d_c}}} b d \quad (3.41)$$

$$d_c = \rho_f E_f \frac{a_g + 16}{100 \left(\frac{a}{d} \right)} \sqrt{f_c} \quad (3.42)$$

Burada, V_c beton kesme dayanımı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, a kesme açıklığı, d efektif derinlik, f_c beton basınç dayanımı, b kesit genişlik, ρ_f boyuna donatı oran, a_g maksimum agrega boyutu ve d_c elemanın karakteristik uzunluğudur (Denklem 3.42).

Jumaa ve Yousif (2018) tarafından doğrusal olmayan regresyona bağlı önerilmiş beton kesme dayanım tahmin modeli Denklem 3.43' de verilmiştir.

$$V_c = 0.32 \left(\frac{1}{d} \right)^{1/3} \left(\frac{E_f \rho_f}{a/d} \right)^{2/5} (f_c)^{1/5} b d \quad (3.43)$$

Burada, V_c beton kesme dayanımı, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, a kesme açıklığı, d efektif derinlik, f_c beton basınç dayanımı, b kesit genişlik ve ρ_f boyuna donatı oranıdır.

3.2.2 Etriyeli FRP donatılı betonarme kirişler için kesme dayanımı tahmin modelleri

Literatürde etriyeli FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme kapasitesinin (V_r) belirlenmesi için de birçok tahmin modelleri mevcuttur. Bu modellerdeki genel yaklaşım beton kesme dayanımı (V_c) ve enine donatı kesme dayanımının (V_{fw}) toplanması ile belirlenmektedir (Denklem 3.44) (JSCE, 1997; BISE-1999, 1999; CSA S806-02, 2002; ACI 440.1R-06, 2006; CNR-DT 203/2006, 2006; ISIS-M03-01, 2007; ; Nehdi ve diğ., 2007; Fico ve diğ., 2008; Hegger ve diğ. (2009); CSA S806-12, 2012; Valivonis ve diğ., 2015). Bununla birlikte, bazı araştırmacılar (Oller ve diğ., 2015) ve bazı yönetmelikler (CSA S6-14, 2014) etriyeli FRP donatılı betonarme kirişin kesme kapasitesinin belirlenmesinde agrega boyutuna bağlı mekanik kilitlenmeyi de hesaba katmaktadırlar. Ancak, boyuna donatının kaldıraç etkisi nedeniyle oluşan ve eğik çatlaklar arasında oluşan artık çekme dayanımının kesme dayanımına katkısı diğer katkılara nazaran oldukça düşük olduğundan tahmin modellerinin çoğunda dikkate alınmamaktadır.

$$V_r = V_c + V_f \quad (3.44)$$

JSCE (1997) tarafından önerilen beton kesme dayanımı Denklem 3.45 ve enine donatı kesme dayanımı Denklem 3.49 ile hesaplanabilir.

$$V_c = \frac{\beta_d \beta_p \beta_n f_{vcd} b_w d}{\gamma_b} \quad (3.45)$$

Burada; V_c beton kesme dayanımı, β_d efektif derinliğin kesme kapasitesi üzerindeki etkisini dikkate alan katsayı (Denklem 3.47), β_p FRP donatı çubuğunun kesme kapasitesi üzerindeki etkisini dikkate alan katsayı (Denklem 3.48) ve β_n eksenel yükün

kesme kapasitesi üzerindeki etkisini dikkate alan katsayı olmakla birlikte kirişler için “1” olarak dikkate alınabilir. Ayrıca, f_{vcd} beton tasarım kesme dayanımı (Denklem 3.46), b_w kesit genişliği, d kesit etkili derinliği ve γ_b dayanım azaltma faktörüdür (1.3 alınabilir).

$$f_{vcd} = 0.2\sqrt[3]{f_c} (MPa) \leq 0.72 (MPa) \quad (3.46)$$

$$\beta_d = \sqrt[4]{1000/d(mm)} \quad (3.47)$$

$$\beta_p = \sqrt[3]{100 \frac{\rho_f E_f}{E_s}} \leq 1.5 \quad (3.48)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, M_0 liflerdeki aşırı gerilmelerden dolayı eksenel kuvvette meydana gelen gerilmeyi ortadan kaldırmak için gerekli eğilme momenti ve M_d tasarım eğilme momentidir.

$$V_{fw} = \frac{A_w E_{fw} \varepsilon_w}{s_s} z \quad (3.49)$$

$$\varepsilon_w = 0.0001 \sqrt{f_{mc} \frac{\rho_f E_f}{\rho_{fw} E_w}} \quad (3.50)$$

$$f_{mc} = \left(\frac{h}{0.3}\right)^{-\frac{1}{10}} f_c \quad (3.51)$$

$$z = \frac{d}{1.15} \quad (3.52)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, E_{fw} kesme donatısı olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, s_s etriye aralığı, ε_w nihai sınır durumunda kesme donatı çubuğunun birim şekil değiştirme tasarım değeri, f_{mc} boyut etkisini dikkate alan betonun basınç dayanımı, ρ_f çekme donatı oranı, ρ_{fw} kesme donatı oranı, E_f çekme donatısının elastisite modülü, E_{fw} kesme donatısının elastisite modülü, h elemanın derinliği, z basınç kuvvetinin çekme kuvvetine olan mesafesi (genellikle $d/1.15$ alınır), d kesit etkili derinliği ve γ_b dayanım azaltma faktörüdür (1.15 alınabilir).

BISE-1999 (1999) tarafından beton kesme dayanımı için Denklem 3.53 ve enine donatının kesme dayanımı katkısı Denklem 3.54 önerilmiştir.

$$V_c = 0.79 \left(100 \rho_f \frac{E_f}{E_s}\right)^{1/3} \left(\frac{400}{d}\right)^{1/4} \left(\frac{f_{cu}}{25}\right)^{1/3} b_w d \quad (3.53)$$

Burada; ρ_f boyuna donatı oranı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s boyuna donatı olarak bulunan çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, d kesit etkili derinliği, f_{cu} küp numune beton basınç dayanımı ve b_w kesit genişliğidir.

$$V_{fw} = \frac{0.0025E_{fw}A_wd}{s_s} \quad (3.54)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, E_{fw} kesme donatısı olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, d kesit etkili derinliği ve s_s etriye aralığıdır.

CSA S806-02 (2002)' tarafından önerilen beton kesme dayanımı eleman derinliğine bağlı olarak Denklem 3.55 ve Denklem 3.57 üzerinden hesaplanabilir. Ayrıca, derinliği 300 mm' den daha az olan elemanlarda beton kesme katkısının Denklem 3.56'da verilen şartı sağlaması gerekir.

$$V_c = 0.035\lambda_c\Phi_c(f_c\rho_fE_f\frac{V_f}{M_f}d)^{1/3}b_wd \text{ eğer } d \leq 300mm \quad (3.55)$$

$$0.1\lambda_c\Phi_c\sqrt{f_c}b_wd \leq V_c \leq 0.2\lambda_c\Phi_c\sqrt{f_c}b_wd \text{ eğer } d > 300mm \quad (3.56)$$

$$V_c = \left(\frac{130}{1000 + d}\right)\lambda_c\Phi_c\sqrt{f_c}b_wd \geq 0.08\lambda_c\Phi_c\sqrt{f_c}b_wd \quad (3.57)$$

Burada; λ_c beton yoğunluğunu hesaba katan katsayı (normal yoğunluklu betonlar için 1 alınabilir), Φ_c beton için direnç faktörü (beton için 0.60 alınabilir), f_c beton basınç dayanımı, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, V_f kesme direnç faktörü, M_f maksimum moment, b_w kesit genişliği ve d kesit etkili derinliğidir. CSA S806-02 (2002)' e göre FRP donatı çubuklu betonarme elemanın etriye katkısı Denklem 3.58 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_{fw} = \frac{0.4\Phi_fA_wf_{fw}d}{s_s} \leq 0.6\lambda_c\Phi_c\sqrt{f_c}b_wd \quad (3.58)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı ve Φ_f FRP için direnç faktörüdür (0.75 olarak alınabilir).

ACI 440.1R-06 (2006) beton kesme dayanımı için Denklem 3.59 ve enine donatı kesme dayanımı için de Denklem 3.61' i vermektedir

$$V_c = \frac{2}{5} \sqrt{f_c} b_w k d \quad (3.59)$$

$$k = \sqrt{2n_f \rho_f + (n_f \rho_f)^2 - n_f \rho_f} \quad (3.60)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, b_w kesit genişliği, d kesit etkili derinliği, k tarafsız eksen derinliğinin donatıya olan mesafesinin oranı, $n_f = E_f/E_c$ modüler oran ve ρ_f boyuna donatı oranıdır.

$$V_{fw} = \frac{A_w f_{fw}}{s_s} d \quad (3.61)$$

$$f_{fw} = \min(0.004 E_w; f_{fb}) \quad (3.62)$$

$$f_{fb} = \left(0.05 \frac{r_b}{d_b} + 0.3 \right) f_{fu} \quad (3.63)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı, E_w kesme donatısının elastisite modülü, f_{fb} FRP donatı çubuğunun bükülmüş kısmının dayanımı, f_{fu} servis yükleri altında azalmaları göz önünde bulundurarak hesaplanan FRP' nin tasarım çekme dayanımı, r_b bükülen yerin iç yarıçapı ve d_b donatının çapıdır. Ayrıca, r_b/d_b oranı 3 alınabilir (Nanni ve diğ., 2014).

CNR-DT 203/2006 (2006) betonun kesme dayanım katkısı için Denklem 3.65' i önermektedir. İlaveten, gövdenin çatlaması sonucunda kesme göçmesine karşılık gelen beton katkısı (Denklem 3.66) kullanılarak beton kesme dayanımı Denklem 3.64 ile belirlenebilir. Enine donatı kesme dayanımı Denklem 3.72 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_r = \min(V_{Rd,ct} + V_{fw}, V_{Rd,ctmax}) \quad (3.64)$$

$$V_{Rd,ct} = 1.3 \sqrt{\frac{E_f}{E_s}} \tau_{Rd} k_x (1.2 + 40 \rho_f) b_w d \quad (3.65)$$

$$V_{Rd,ctmax} = 0.5 v f_c b_w 0.9 d \quad (3.66)$$

$$1.3 \sqrt{\frac{E_f}{E_s}} \leq 1 \quad (3.67)$$

$$\tau_{Rd} = 0.25 f_{ct} \quad (3.68)$$

$$f_{ct} = \frac{\alpha_{ct} * f_{tk,0.05}}{\gamma_c} \quad (3.69)$$

$$f_{ctk,0.05} = 0.21(f_c)^{2/3} \quad (3.70)$$

$$v = 0.7 - f_c/200 \geq 0.5 \quad (3.71)$$

Burada, $V_{Rd,ct}$ betonun kesme dayanım katkısı, $V_{Rd,ctmax}$ gövdenin çatlaması sonucunda kesme göçmesine karşılık gelen beton katkısı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s boyuna donatı olarak bulunan çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, τ_{Rd} tasarım kesme gerilmesi, ρ_f boyuna donatı oranı, b_w kesit genişliği, d kesit etkili derinliği, f_{ct} beton çekme dayanımı, $f_{ctk,0.05}$ karakteristik beton çekme dayanımı (%5 kırılma için), α_{ct} çekme dayanımı üzerindeki uzun vadeli etkileri ve olumsuz etkiyi hesaba katan bir katsayı, f_c beton basınç dayanımı, k_x beton kesme katkısını hesabında kullanılan bir katsayı ve γ_c beton için kısmi güvenlik faktörüdür.

$$V_{fw} = \frac{A_w f_{fw}}{s_s} d \quad (3.72)$$

$$f_{fw} = \frac{f_{fw}}{\gamma_{f,\phi}} \quad (3.73)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı, f_d FRP donatı çubuğu tasarım çekme dayanımı ve $\gamma_{f,\phi}$ eğilme etkisini hesaba katmak için FRP donatı çubuğu tasarım çekme dayanımı azaltma katsayısıdır.

ISIS-M03-01 (2007) tarafından önerilen beton kesme dayanımı eleman derinliğine bağlı olarak Denklem 3.74 ve Denklem 3.75 kullanılarak hesaplanabilir. Bunun yanında, enine donatı kesme dayanımı Denklem 3.77 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_c = 0.2 \lambda_c \Phi_c \sqrt{f_c} b_w d \sqrt{\frac{E_f}{E_s}} \text{ eğer } d \leq 300mm \quad (3.74)$$

$$V_c = \left(\frac{260}{1000 + d} \right) \lambda_c \Phi_c \sqrt{f_c} b_w d \sqrt{\frac{E_f}{E_s}} \geq 0.1 \lambda_c \Phi_c \sqrt{f_c} b_w d \sqrt{\frac{E_f}{E_s}} \text{ eğer } d > 300 \text{ mm} \quad (3.75)$$

$$\sqrt{\frac{E_f}{E_s}} \leq 1 \quad (3.76)$$

Burada; λ_c beton yoğunluğunu hesaba katan katsayı (normal yoğunluklu betonlar için 1 alınabilir), f_c beton basınç dayanımı, b_w kesit genişliği, d kesit etkili derinliği, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s boyuna donatı olarak bulunan çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, Φ_c beton için direnç faktörü (beton için 0.75 alınabilir) ve h elemanın derinliğidir.

$$V_{fw} = \frac{\Phi_f A_w f_{fw} d_v}{s_s} \cot \theta \quad (3.77)$$

$$f_{fw} = \min \left(\frac{\left(0.05 \frac{r_b}{d_b} + 0.3 \right) f_{fu}}{1.5}; E_{fw} \varepsilon_w \right) \quad (3.78)$$

$$\varepsilon_w = 0.0001 \sqrt{f_c \frac{\rho_f E_f}{\rho_{fw} E_{fw}}} \leq 0.0025 \quad (3.79)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d_v etkili kesme derinliği (0.9d), s_s etriye aralığı, ε_w nihai sınır durumunda kesme donatı çubuğunun birim şekil değiştirme tasarım değeri, f_{mc} boyut etkisini dikkate alan betonun basınç dayanımı, ρ_f çekme donatı oranı, ρ_{fw} kesme donatı oranı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, f_{fu} FRP donatı çubuğu için belirtilen çekme dayanımı ve E_{fw} kesme donatısının elastisite modülüdür. Ayrıca, Φ_f FRP donatı için direnç faktörü 0.75 ve θ 42° alınabilir.

Genetik algoritma kullanılarak optimize ettikleri beton kesme dayanımı a/d oranına bağlı olarak Denklem 3.80 ve Denklem 3.81 kullanılarak hesaplanabilmekte (Nehdi ve diğ., 2007) ve enine donatı kesme dayanımı da Denklem 3.82' den hesaplanabilmektedir.

$$V_c = 2.1 \left(\frac{f_c \rho_f d}{a} \frac{E_f}{E_s} \right)^{0.23} b_w d \quad a/d > 2.5 \quad (3.80)$$

$$V_c = 2.1 \left(\frac{f_c \rho_f d E_f}{a E_s} \right)^{0.23} b_w d \frac{2.5d}{a} \quad a/d \leq 2.5 \quad (3.81)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, ρ_f boyuna donatı oranı, a kesme açıklığı, d kesit etkili derinliği, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s boyuna donatı olarak bulunan çelik donatı çubuğunun elastisite modülü ve b_w kesit genişliğidir.

$$V_{fw} = 0.74 (\rho_{fw} f_{fw})^{0.51} b_w d \quad (3.82)$$

Burada; ρ_{fw} kesme donatı oranı, E_{fw} kesme donatısı olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, b_w kesit genişliği ve d kesit etkili derinliğidir.

Nehdi ve diğ. (2007) genetik algoritma kullanarak elde ettikleri optimize beton kesme dayanımı ve enine donatı kesme dayanımı denklemini tasarım için revize ederek Denklem 3.83, Denklem 3.84 ve Denklem 3.85' deki gibi sunmuşlardır.

$$V_c = 2.1 \left(\frac{f_c \rho_f d E_f}{a E_s} \right)^{0.3} b_w d \quad a/d > 2.5 \quad (3.83)$$

$$V_c = 2.1 \left(\frac{f_c \rho_f d E_f}{a E_s} \right)^{0.3} b_w d \frac{2.5d}{a} \quad a/d \leq 2.5 \quad (3.84)$$

$$V_{fw} = 0.5 (\rho_{fw} f_{fw})^{0.5} b_w d \quad (3.85)$$

Bu denklemlerde; f_c beton basınç dayanımı, ρ_f boyuna donatı oranı, a kesme açıklığı, d kesit etkili derinliği, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s boyuna donatı olarak bulunan çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, b_w kesit genişliği, ρ_{fw} kesme donatı oranı, E_{fw} kesme donatısı olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun elastisite modülüdür.

Fico ve diğ. 2008 beton katkısını CNR-DT 203/2006 (2006) denkleminde (Denklem 3.64-3.66) hesaplanabileceğini belirterek, enine donatı kesme dayanımı için Denklem 3.86 ve Denklem 3.87' yi revize ederek sunmuşlardır.

$$V_{fw} = \frac{A_w f_{fw} d}{s_s} \quad (3.86)$$

$$f_{fw} = E_{fw} \varepsilon_{f,lim} \quad (3.87)$$

Burada; A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı, f_{fb} FRP donatı çubuğunun bükülmüş kısmının dayanımı, f_d FRP donatı çubuğu tasarım çekme dayanımı, E_{fw} kesme donatısı olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü ve $\varepsilon_{f,lim}$ etriye olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun birim şekil değiştirme sınır değeridir. Birim şekil değiştirme sınır değerleri CFRP için 0.0035, AFRP için 0.070 ve GFRP için 0.0085' dir (Fico ve diğ., 2008).

Hegger ve diğ. (2009) beton kesme dayanımı için Denklem 3.89'u ve enine donatı kesme dayanımı için Denklem 3.94'ü önermişlerdir.

$$V_r = \min(V_{Rd,ct} + V_{fw}, V_{Rd,ctmax}) \quad (3.88)$$

$$V_{Rd,c} = 0.205 k_f \beta \kappa (100 \rho_f \frac{E_f}{E_s} f_c)^{1/3} b_w d \quad (3.89)$$

$$k_f = 1 - 10 \rho_{fw} \frac{E_{fw}}{E_c} \quad (3.90)$$

$$\beta = 3 \frac{d}{a} \quad (3.91)$$

$$\kappa = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \quad (3.92)$$

$$V_{Rd,ctmax} = \frac{b_w z \alpha_c f_c}{\cot \theta + \tan \theta} \quad (3.93)$$

Burada, $V_{Rd,ct}$ betonun kesme dayanım katkısı, V_{fw} FRP donatı çubuğunun kesme dayanımına katkısı, $V_{Rd,ctmax}$ gövdenin çatlaması sonucunda kesme göçmesine karşılık gelen beton katkısı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s boyuna donatı olarak bulunan çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, z basınç kuvvetinin çekme kuvvetine olan mesafesi, θ kesme düzleminin eğim açısı, α_c basınç bölgesindeki gerilmeyi dikkate alan bir katsayı, E_c betonun elastisite modülü, b_w kesit genişliği ve d kesit etkili derinliğidir.

$$V_{fw} = \frac{A_w f_{fw} d_v \cot \theta}{s_s} \quad (3.94)$$

$$f_{fw} = \min(0.4 f_{fu}; \varepsilon_w E_{fw}) \quad (3.95)$$

$$\varepsilon_w = \frac{3 + \left(\frac{0.015}{\frac{\rho_{fw} E_{fw}}{E_c}} \right)}{1000} \quad (3.96)$$

Burada, A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı, θ kesme düzleminin eğim açısı, d_v etkili kesme derinliği (0.9d), ε_w nihai sınır durumunda kesme donatı çubuğunun birim şekil değiştirme tasarım değeri, ρ_{fw} kesme donatı oranı ve E_{fw} kesme donatısının elastisite modülüdür.

CSA S806-12 (2012) standardında beton kesme dayanımı Denklem 3.98 ile, enine donatı kesme dayanımı ise Denklem 3.103 ile verilmektedir.

$$V_r = \min(V_{Rd,ct} + V_{fw}, V_{Rd,ctmax}) \quad (3.97)$$

$$V_{Rd,ct} = 0.05 \lambda_c \Phi_c k_m k_r f_c^{1/3} b_w d_v \quad (3.98)$$

$$0.11 \sqrt{f_c} b_w d \leq V_{Rd,ct} \leq 0.2 \sqrt{f_c} b_w d \quad (3.99)$$

$$k_m = \sqrt{\frac{d}{a}} \leq 1 \quad (3.100)$$

$$k_r = 1 + (E_f \rho_f)^{1/3} \quad (3.101)$$

$$V_{Rd,ctmax} = 0.22 f_c b_w d_v \quad (3.102)$$

Burada, $V_{Rd,ct}$ betonun kesme dayanım katkısı, $V_{Rd,ctmax}$ gövdenin çatlaması sonucunda kesme göçmesine karşılık gelen beton katkısı, Φ_c beton için direnç faktörü (beton için 1 alınabilir), E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, ρ_f boyuna donatı oranı, d_v etkili kesme derinliği (0.9d), f_c beton basınç dayanımı, a kesme açıklığı, λ_c beton yoğunluk faktörü, b_w kesit genişliği ve d kesit etkili derinliğidir.

$$V_{fw} = \frac{\Phi_f A_w f_{fw} d_v}{s_s} \cot \theta \quad (3.103)$$

$$f_{fw} = \min(0.005 E_{fw}; 0.4 f_{fu}; 1200 \text{ MPa}) \quad (3.104)$$

$$\theta = (30 + 7000 \varepsilon_x) \quad (3.105)$$

$$\varepsilon_x = \frac{\frac{M_f}{d_v} + V_f}{2(A_w E_{fw})} \leq 0.003 \quad (3.106)$$

Burada, A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı, θ kesme düzleminin eğim açısı, d_v kesme efektif derinliği ($0.9d$), ε_w nihai sınır durumunda kesme donatı çubuğunun birim şekil değiştirme tasarım değeri, ε_x birim şekil değiştirme etkisi, f_{fu} FRP donatı çubuğu nihai dayanımı, ρ_{fw} kesme donatı oranı ve E_{fw} kesme donatısının elastisite modülüdür. Ayrıca, M_f ve V_f sırasıyla kesmenin kritik olduğu bölgedeki (maksimum momentten d kadar uzaklıktaki durum) eğilme momenti ve kesme kuvvetini ifade etmektedir.

CSA S6-14 (2014) ise kesme dayanımı için Denklem 3.107 ve 3.111'i verilmektedir.

$$V_c = 2.5\beta\Phi_c f_{cr} b_w d \quad (3.107)$$

$$f_{cr} = 0.4\sqrt{f_c} \leq 3.2 \text{ (normal dayanımlı betonlar için)} \quad (3.108)$$

$$\beta = \frac{0.4}{1 + 1500\varepsilon_x} \frac{1300}{1000 + s_{ze}} \quad (3.109)$$

$$\varepsilon_x = \frac{\frac{M_f}{d_v} + V_f}{2(A_w E_{fw})} \leq 0.003 \quad (3.110)$$

Burada, Φ_c beton için direnç faktörü (beton için 0.75 alınabilir), f_{cr} beton çatlama dayanımı, ε_x birim şekil değiştirme etkisi, d_v kesme efektif derinliği ($0.9d$, $0.72h$), s_{ze} etriyesiz elemanlar için etkili çatlak aralığı, b_w kesit genişliği ve d kesit etkili derinliğidir. Ayrıca, M_f ve V_f sırasıyla kesmenin kritik olduğu bölgedeki (maksimum momentten d kadar uzaklıktaki durum) eğilme momenti ve kesme kuvvetini ifade etmektedir.

$$V_{fw} = \frac{\phi_f A_w f_{fw} d_v (\cot\theta)}{s_s} \quad (3.111)$$

$$f_{fw} = \ln \left(\frac{\left(0.05 \frac{r_b}{d_b} + 0.3 \right) f_{fu}}{1.5}; 0.004 E_{fw} \right) \quad (3.112)$$

$$\theta = (30 + 7000\varepsilon_x) \left(0.88 + \frac{s_{ze}}{2500} \right) \quad (3.113)$$

Burada, A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, s_s etriye aralığı, θ kesme düzleminin eğim açısı, d_v kesme efektif derinliği ($0.9d$, $0.72h$), ε_x birim şekil değiştirme etkisi, f_{fu} FRP donatı çubuğu nihai dayanımı, ρ_{fw} kesme donatı oranı ve E_{fw} kesme donatısının elastisite modülüdür.

Valivonis ve diğ. (2015) tarafından önerilen beton kesme dayanımı Denklem 3.114 ve enine donatı kesme dayanımı Denklem 3.117 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_c = \frac{\varphi_{c2} \varphi_f f_{ct} b_w d^2}{a} \geq \varphi_{c3} \varphi_f f_{ct} b_w d \quad (3.114)$$

$$\varphi_f = 0.4 \left(\frac{E_f}{E_c} \right)^{\rho_f} \quad (3.115)$$

$$a \leq \frac{\varphi_{c4}}{\varphi_{c3}} d \quad (3.116)$$

Burada; f_{ct} beton çekme dayanımı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_c beton elastisite modülü, a kesme açıklığı, ρ_f boyuna donatı oranı, b_w kesit genişliği ve d kesit etkili derinliğidir. Ayrıca; φ_{c2} (normal beton için 2 alınabilir), φ_{c3} (normal beton için 0.45 alınabilir), φ_{c4} (normal beton için 1.5 alınabilir) betonun özelliklerini tahmin eden katsayılar ve φ_f beton kesme direnci için FRP eğilme takviyesinin etkisini tahmin eden katsayıdır.

$$V_{fw} = a_0 v_{fw} \quad (3.117)$$

$$d \leq a_0 \leq \min \left\{ \frac{2d}{a} \right\} \quad (3.118)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{\varphi_{c2} f_{ct} b_w d^2}{v_{fw}}} \quad (3.119)$$

$$v_{fw} = \frac{f_w A_w}{s_s} \quad (3.120)$$

$$f_{fw} = E_{fw} \varepsilon_{fw} \quad (3.121)$$

Burada; v_{fw} kiriş gövdesinde oluşan kesme dayanımı, a_0 çatlama bölgesinin kritik izdüşümü, A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_{fw} etriyelerin kırılma anındaki gerilme değeri, d kesit etkili derinliği, b_w kesit genişliği, s_s etriye aralığı, ρ_{fw} kesme donatı oranı, ε_{fw} nihai sınır durumunda kesme donatı çubuğunun birim şekil değiştirme tasarım değeri ve E_{fw} kesme donatısının elastisite modülüdür. ε_{fw} ' nin

hesaplanmasında Denklem 3.122 (eğilme donatısı çelik ve kesme donatısı FRP için) ve 3.123 (eğilme donatısı ve kesme donatısı FRP için) kullanılabilir.

$$\varepsilon_{fw} = \sqrt{\left(\frac{h}{0.4}\right)^{-1.5} f_c \frac{\rho_f E_f}{\rho_{fw} E_{fw}} 10^{-4}} \leq 0.0045 \quad (3.122)$$

$$\varepsilon_{fw} = \sqrt{\left(\frac{h}{0.85}\right)^{-1.5} f_c \frac{\rho_f E_f}{\rho_{fw} E_{fw}} 10^{-4}} \leq 0.0045 \quad (3.123)$$

Burada; h kesit yüksekliği, f_c beton basınç dayanımı, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, ρ_{fw} kesme donatı oranı, E_{fw} kesme donatısının elastisite modülüdür.

Oller ve diğ. (2015) toplam kesme dayanımını Denklem 3.124 ile vermişlerdir.

$$V = f_{ct} b_w d (v_c + v_w + v_t) \quad (3.124)$$

$$v_c = \zeta (1.072 - 0.01 n_f) ((0.98 + 0.22 v_t) \xi + 0.05) \quad (3.125)$$

$$\zeta = 1.2 - 0.2 n_f \geq 0.65 \quad (3.126)$$

$$\xi = n_f \rho_f \left(-1 + \sqrt{1 + \frac{2}{n_f \rho_f}} \right) \quad (3.127)$$

$$v_t = \frac{\rho_{fw} 0.85 E_{fw} \varepsilon_{fw,m}}{f_{ct}} \quad (3.128)$$

$$v_w = \frac{0.386 f_{ct}}{\varepsilon_{fw,m} E_c} \left(1 + \frac{8 G_f E_c}{f_{ct}^2 d} \right) \quad (3.129)$$

$$G_f = 0.028 f_c^{0.18} d_{max}^{0.32} \quad (3.130)$$

$$\varepsilon_{fw,m} = 0.225 \varepsilon_{fwu} \quad (3.131)$$

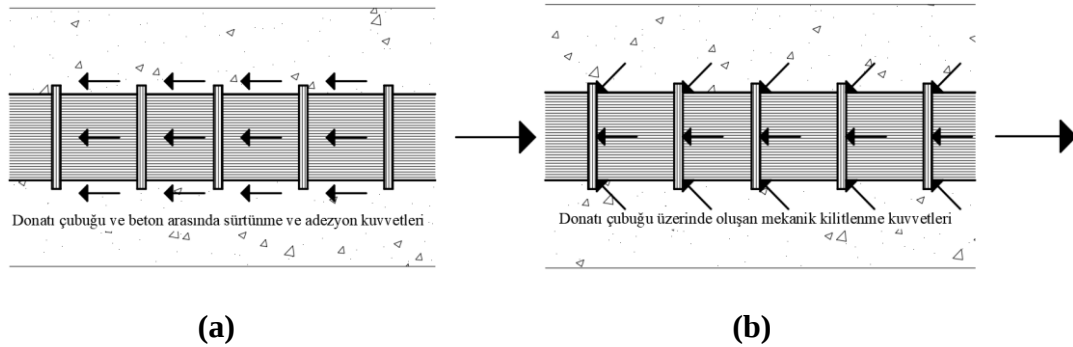
Burada; f_{ct} beton çekme dayanımı, b_w kesit genişliği, d kesit etkili derinliği, v_c çatlaksız beton kirişin boyutsuz kesme dayanımı, v_t etriyenin boyutsuz kesme dayanımı, v_w betonda çatlak boyunca aktarılan kesmeyi ifade eden boyutsuz terim, ζ kritik kesme çatlaklarının ilk kısmının ucu, n_f modüler oran (FRP' nin elastisite modülünün beton elastisite modülüne oranı), ξ bağıl tarafsız eksen derinliği, ρ_{fw} kesme donatı oranı, ρ_f boyuna donatı oranı, E_f boyuna donatı olarak bulunan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_c beton elastisite modülü, G_f beton kırılma

enerjisi, $\varepsilon_{fw,m}$ çatlağı geçen etriyelerdeki ortalama gerilme, d_{max} maksimum agrega boyutu (mm) ve ε_{fwu} enine FRP donatı çubuğunun nihai birim şekil değiştirmesidir.

3.3 FRP Donatı-Beton Arayüzeyindeki Aderans Davranışı ve Göçme Modları

Bir betonarme eğilme elemanında basınç kuvvetleri beton tarafından karşılanırken çekme kuvvetlerinin donatı (çelik veya FRP) tarafından karşılanması beklenir. Çekme kuvvetleri, donatı çubuğu ve beton arayüzeyinde oluşan aderans yoluyla donatı çubuklarına aktarılır. Mekanik özellikleri çelik donatı çubuğundan farklı olan FRP donatı çubuklarının aderans davranışı çelik donatıyla benzerlik gösterir (Başaran, 2019). Bu sebeple; bir yapı elemanında, donatı ister çelik ister FRP donatı olsun betonarme davranışı sergileyebilmesi için betona kenetlenmesi gerekir. Beton ile donatı çubuğu arasındaki aderansı sağlayan üç temel etken olduğu varsayılır. Bunlar,

- Beton ile donatı arasındaki yapışma sonucu oluşan bağ kuvvetleri (adhezyon) (Şekil 3.7a),
- Beton ve donatı çubuğu arayüzeyinde oluşan sürtünme kuvvetleri (Şekil 3.7a),
- Mekanik kilitlenme kuvvetleridir (Şekil 3.7b) (İslam ve diğ., 2015; Ersoy ve diğ., 2019).



Şekil 3.7 : Aderans kuvveti aktarım mekanizması (Tang ve Cheng (2020)' den revize edilerek sunulmuştur) **(a)** sürtünme ve adhezyon kuvvetleri, **(b)** mekanik kilitlenme kuvvetleri.

FRP donatı-beton arayüzeyinde aderansı (bağı) sağlayan kuvvet türleri benzerlik gösterse bile, aderans dayanımı çelik donatılı durum ile karşılaştırıldığında oldukça düşüktür. Ayrıca, FRP'nin elastisite modülü aderans dayanımını etkileyen önemli bir parametredir (Mosley ve diğ., 2008). Bunlara ek olarak, beton ve FRP donatı arasındaki aderans davranışı FRP donatının tipi ve şekli, yüzey özelliği (Al Zahrani ve diğ., 1996; Uppuluri ve diğ. 1996; Gao ve diğ. 1998), lif türü, matris (reçine) türü,

kenetlenme boyu, beton basınç dayanımı, donatı aralığı, net beton örtüsü gibi bir çok parametreye bağlıdır (Başaran ve diğ., 2019).

Çekme etkisi altındaki bir FRP donatı çubuğunda aderans kaynaklı üç farklı göçme modundan söz edilebilir. Bunlar;

- Yarılma olmaksızın maksimum aderans dayanımı sonrası ani kayıp meydana gelmesi (sharp post-peak loss without splitting failure)-donatı sıyrılma göçmesi,
- Yarılma olmaksızın maksimum aderans dayanımı sonrası tedrici bir dayanım kaybının meydana gelmesi (relatively mild post-peak behavior)-donatı sıyrılma göçmesi,
- Betonda yarılma göçmesi. Bu göçme iki farklı şekilde meydana gelebilir. Birincisi, net örtübetonun (paspayı) çatlaması nedeniyle meydana gelen göçmedir. İkincisi ise, donatıyı çevreleyen betonun yarılarak donatıdan ayrışması sonucu meydana gelen göçmedir (fib Bulletin 40, 2007).

Çekme etkisindeki FRP donatıyı çevreleyen beton tarafından yarılmaya karşı yeterli direnç sağlanıyorsa, maksimum ortalama aderans dayanımına ulaşılabilir. Böyle bir durumda, maksimum ortalama aderans dayanımından sonraki azalan kısım dört farklı şekilde açıklanabilir. Bunlar,

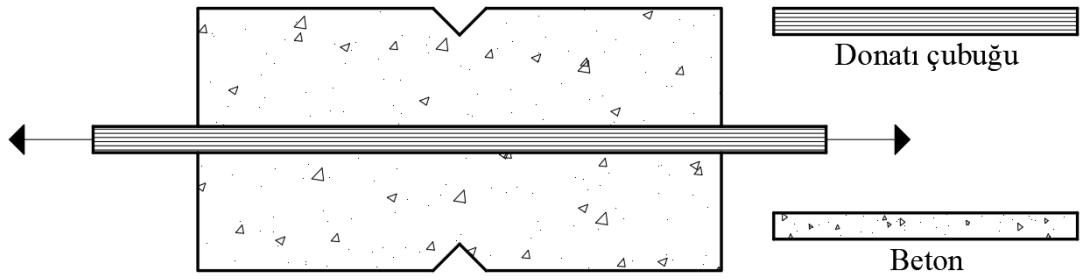
- Donatı çubuğunun yüzeyindeki nervürlerin veya profillerin bir kısmının veya tamamının kopması,
- Betonun kesmeden göçmesi,
- Yüzey profili-beton arayüzeyindeki sürtünme göçmesi,
- Birleştirilmiş (yukarıdakilerden ikisi veya üçünün bir arada olması) göçme şeklinde sınıflandırılabilir (fib Bulletin 40, 2007).

3.3.1 Aderans deney yöntemleri

3.3.1.1 Çekip-çıkarma deney yöntemi

Bu yöntem, üretim ve deney kolaylığı sebebiyle, FRP donatı çubuklu betonarme elemanların aderans dayanımının belirlenmesinde kullanılan en yaygın test metodudur (ACI 408R-03, 2003). Bu test yöntemi, literatürde genellikle üç farklı şekilde

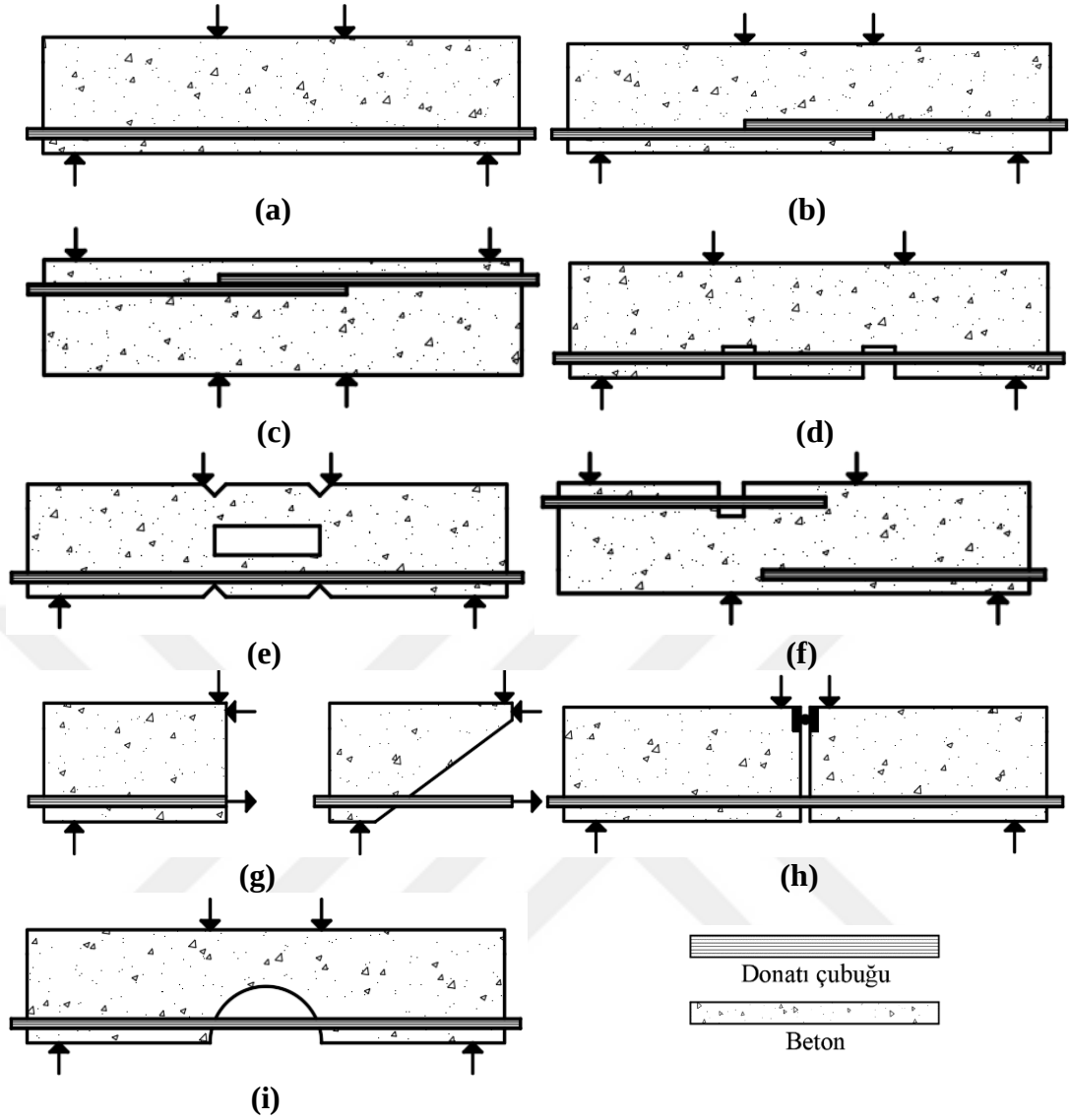
uygulanmaktadır. Birinci yöntem, eşmerkezli çekip-çıkarma test yöntemidir (Concentric/Centric Pullout Test Metodu) (Şekil 3.8a) (Nanni ve diğ., 1995; Veljkovic ve diğ., 2017). Bu yöntemde, bir beton prizmanın veya silindirin merkezine tek bir donatı çubuğu gömülür. Bu donatı çubuğunu betondan çekip çıkarmak için doğrudan eksenel kuvvet uygulanan bir yöntemdir (Vint, 2012). İkinci yöntem, dışmerkezli çekip-çıkarma test yöntemidir (Eccentric Pullout Test) (Şekil 3.8b) (fib Bulletin 40, 2007). Bu test yöntemi, aderans kuvvetleri nedeniyle betondaki yarılmayı tahmin etmek için kullanılır. Bu yöntemle kabuk betona yakın konumlandırılan donatı çubuğunun çevresindeki gerilme yığılmaları daha doğru bir şekilde benzeştirilebilir (Veljkovic ve diğ., 2017). Belirtilen bu test yöntemlerinde meydana gelen göçme genellikle betonun kesme dayanımı hakkında bilgi verir (Tepfers ve Olsson, 1992). Bu sebeple, Tepfers ve Olsson (1992), çalışmalarında üçüncü test metodu olan halka çekip-çıkarma test (Ring Pullout Test) yöntemini kullanmışlardır (Şekil 3.8c). Bu yöntemde, çelik halka takviyesiyle radyal çatlaktan sonra çekme kuvveti artırılabilir. Aderans kuvvetlerinin radyal bileşenleri çelik halkada gerilmelere neden olur. Çelik halkaya birim şekil değiştirme ölçer yerleştirilir. Boyutları ve elastisite modülü bilinen çelik halkadan radyal gerilmeler belirlenebilir. Böylece, çekme kuvveti ve çubukla onu çevreleyen beton arasındaki kayma gerilmesi ölçülebilir (Tepfers ve Olsson, 1992). Özellikle eşmerkezli ve dışmerkezli çekip-çıkarma test yöntemi çeşitli parametrelerin aderans davranışına etkisini karşılaştırmada sıklıkla kullanılabilir. Ancak, bu yöntem gerçekte oluşacak aderans dayanımından daha yüksek bir aderans dayanımı verir ve göçme olayı sıklıkla betonun yarılmasıyla meydana gelir. Bu yüzden, gerçek sonuçları en az yansıtan deney yöntemidir ve kenetlenme boyu tahmininde kullanılması önerilmez (ACI 408R-03, 2003). Vint (2012) betonda meydana gelen yarılmaları önlemek amacıyla beton plakaya birden fazla test numunesi yerleştirilerek test sonuçlarının daha doğru bir şekilde elde edilebileceğini literatüre dayandırarak belirtmiştir. Bu yöntem değiştirilmiş çekip çıkarma testi (Modified Pullout Test) olarak adlandırılır ve genellikle beton elemanlarda ankraj testi için kullanılır.



Şekil 3.9 : Eksenel çekme test yöntemi (Hasuo ve diğ. (1990)' dan revize edilerek sunulmuştur).

3.3.1.3 Kiriş test yöntemi

Beton içersindeki FRP donatıların aderans davranışının belirlenmesinde farklı kiriş test yöntemleri kullanılmaktadır. Bu yöntemlerden basit kiriş metodu sıklıkla kullanılan bir yöntemdir. Bu yöntem basit ve kolay tasarlanabilir olup; yöntemde kenetlenme boyu oldukça isabetli bir şekilde tanımlanabilir. Fakat, bu yöntemde göçme olayı genellikle betonun ezilmesi veya donatı çubuğunda meydana gelecek hasar nedeniyle oluştuğu için, bu kirişlerin aderans davranışını belirlemek zor olabilir. Bu yüzden, bu test yöntemi farklı açıklıklar, yükleme düzeni (üç noktalı ya da dört noktalı) gibi parametrelere göre çeşitli şekillerde düzenlenebilir. Ancak, simetrik tasarlanmış bu test yönteminde göçmenin nereden gerçekleşeceği bilinmediği için ölçüm sistemi ihtiyacında artış olur. Yine de, gerçeğe oldukça yakın sonuç verdikleri için tercih edilmektedir. Kiriş test yönteminin farklı uygulama şekilleri vardır. Bunlardan bazılarında, mesnet bölgelerinde doğrudan veya dolaylı olarak mesnet bölgelerine destekler yapılabilir (Lundgren ve diğ., 2019). Bu kiriş test yöntemlerinden bazıları basit kiriş yöntemi (Şekil 3.10a), bindirme ekli kiriş yöntemi (Şekil 3.10b) ve Choi ve diğ. (2012) tarafından kullanılmış bindirme ekli kiriş yöntemidir (Şekil 3.10c). Nanni ve diğ., 1995 ve ACI 440R -07 (2007)' da çentikli kiriş numunesi olarak adlandırılan deney numunesinin şematik gösterimi Şekil 3.10 (d)' de sunulmuştur. Bu numune eğilme çatlak yeri bilinen bir ankraj numunesini temsil etmede kullanılır (ACI 408R-03 (2003). Şekil 3.10 (e)' de sunulan kafes kiriş yönteminde kirişin merkezinde büyük bir dikdörtgen delik bulunur ve yüklemenin yapılacağı bölgenin her iki yanında çentik bırakılır (Nanni ve diğ., 1995).



Şekil 3.10 : Kiriş test yöntemleri (a) basit kiriş test yöntemi (ACI 440.3R-04 (2004)' den revize edilerek sunulmuştur), (b) bindirme ekli kiriş yöntemi (ACI 440.3R-04 (2004)' den revize edilerek sunulmuştur), (c) Choi ve diğ. (2012) tarafından kullanılmış bindirme ekli kiriş yöntemi (Choi ve diğ. (2012)' dan revize edilerek sunulmuştur), (d) çentikli kiriş yöntemi (ACI 440R-07 (2007)' den revize edilerek sunulmuştur), (e) kafes kiriş yöntemi (ACI 440R-07 (2007)' den revize edilerek sunulmuştur), (f) beton çıkıntısız konsol kiriş yöntemi (ACI 440.3R-04 (2004)' den revize edilerek sunulmuştur), (g) değiştirilmiş konsol kiriş ya da kiriş ucundan çekip çıkarma yöntemi (Lundgren ve diğ. (2019)' dan revize edilerek sunulmuştur), (h) mafsallı kiriş test yöntemi (ACI 440R-07 (2007)' den revize edilerek sunulmuştur), (i) kemerli kiriş test yöntemi (BS EN 12269-1 (2000)' den revize edilerek sunulmuştur).

Ferguson ve Thompson (1962) kiriş test yöntemi, konsol kirişte kenetlenme boyunun belirlenmesinde kullanılır. Bu test yöntemine Fish (1992) tarafından kiriş yanından uzanan beton çıkıntılar (dogbones) eklenerek ISU (Iowa State University) test yöntemi adıyla önerilmiştir. Bu yöntemler, ACI 440.3R-04 (2004)' de beton çıkıntılı ve beton

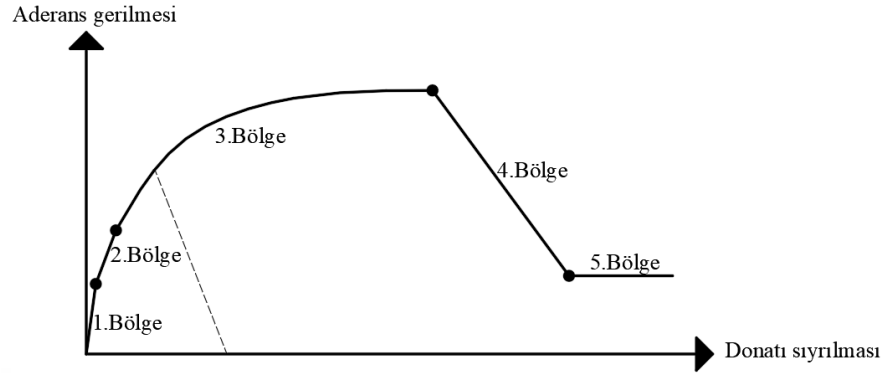
çıkıntısız konsol kiriş yöntemi olarak ifade edilmektedir. Beton çıkıntısız konsol kiriş yönteminin şematik gösterimi Şekil 3.10 (f)' de verilmiştir. Bu yöntemler, ACI 440.3R-04 (2004)' de beton çıkıntılı ve beton çıkıntısız konsol kiriş yöntemi olarak ifade edilmektedir. Beton çıkıntısız konsol kiriş yönteminin şematik gösterimi Şekil 3.10 (g)' de sunulmuştur. Bu yöntem, basit olmasının yanı sıra beton içerisinde gömülü olan donatı çubuğu ve beton aynı anda gerilme alır. Ayrıca, bu numuneler betonarme elemanların aderans dayanımlarını belirlemede oldukça iyi sonuç verir (ACI 408R-03 2003). Mafsallı kiriş testi (Şekil 3.10h), iki konsol kirişin bir mafsal yardımıyla bağlanmış konsol testinin bir varyasyonudur. Bu yöntemde, dış kuvvet doğrudan FRP donatı çubuğuna aktarılır. Bu sebeple, eğilmeye maruz kalan betonarme elemanların gerilme durumlarını oldukça gerçekçi bir şekilde gösterdiğine inanılmaktadır (Nanni ve diğ., 1995). Son kiriş test yöntemi Choi (2021) tarafından, “kemerli kiriş test numunesi” olarak adlandırılan yöntemdir (Şekil 3.10i). Bu yöntem; BS EN 12269-1 (2000)' de önerilmiş olup, Oh ve diğ. (2011), Sim ve diğ. (2012), Ju ve Oh (2015) FRP donatı çubuklu betonarme elemanlar için kullanılmıştır. Bu yöntemde, kirişin orta kısmından bir yarım daire çıkarılarak basınç bölgesinde bir nevi mafsal oluşturulur (BS EN 12269-1, 2000). Böylece, mafsallı kiriş testindeki davranışa benzer bir davranış elde edilmesi amaçlanmıştır.

3.3.2 Donatı çubuğu ve beton arayüzeyi için aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi

Aderans, beton-donatı arayüzeyindeki etkileşimi ve kuvvet aktarımını ifade eder. Beton-donatı arayüzeyindeki aderans; betonarme yapılarda servis yükleri altında enine çatlak genişliği ve aralığını, elemanın rijitliği ve eğriliğini önemli ölçüde etkiler. Nihai durumda (ultimate state); bindirmeli eklerde ve ankrajlarda dayanımı etkilerken, plastik mafsal bölgelerinde dönme kapasitesini de etkiler (fib Bulletin 55, 2010).

Donatı çubuklarının beton arayüzünde tutunma özelliği; en iyi şekilde, çubuğun aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisiyle tanımlanabilir (Eligehausen ve diğ., 1982). Bu nedenle, betonarme yapılarda beton-donatı arayüzeyindeki aderans gerilmesi-donatı sıyrılması (bağ dayanımı-donatı sıyrılması) ilişkisi genellikle yerel aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisiyle temsil edilir. Yerel aderans gerilmesi, beton ve donatı çubuğu arayüzeyindeki herhangi bir noktada aderans gerilmelerinin büyüklüğü olarak tanımlanır. Ancak, bu yerel aderans gerilmelerinin (bağ dayanımı)

donatı çubuğu boyunca homojen bir şekilde dağıldığı varsayılarak ortalama aderans gerilmesi (ortalama bağ dayanımı) kullanılarak belirlenir. Donatı sıyrılması ise, donatı çubuğunun kendisini çevreleyen beton içerisinde görelî yerdeğiştirmesi olarak ifade edilir (Girard ve Bastien, 2002; Mohmmad, 2022).



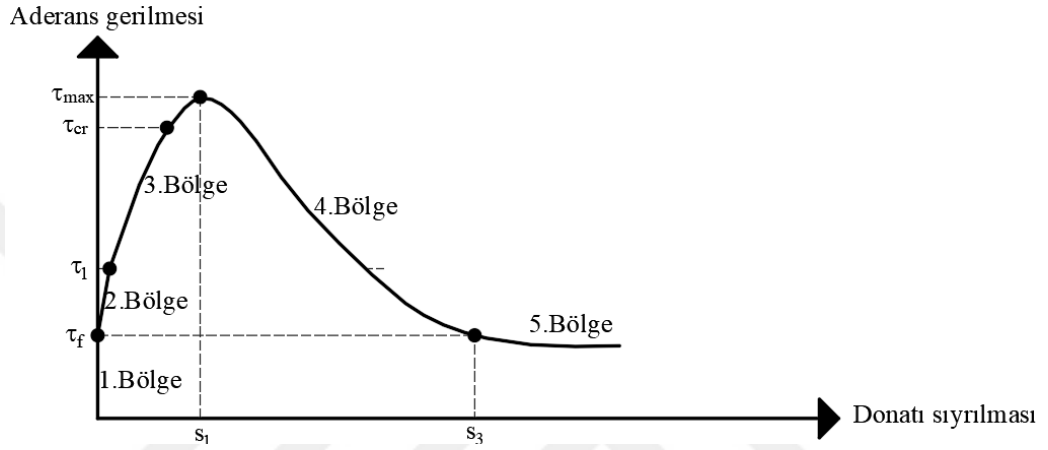
Şekil 3.11 : Tipik aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi (Girard ve Bastien (2002)' den değiştirilerek sunulmuştur).

Girard ve Bastien (2002) tipik yerel aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin beş aşamada açıklanabileceğini belirtmişlerdir (Şekil 3.11). Bunlar;

- Yüklemenin ilk adımında donatı çubuğu ve beton arayüzeyinde oluşan adezyon (kimyasal yapışma) kuvvetleridir. Bu kuvvetler ilk aşamada çok etkindir.
- İkinci aşamada, donatı çubuğundaki nervürler sayesinde betonda mekanik kilitletme meydana gelir. Bu durum, beton üzerinde yüksek basınç ve donatı çubuğunun çevresinde çekme gerilmelerine neden olur. Çekme gerilmeleri nedeniyle donatıyı çevreleyen betonda enine eğimli çatlaklar oluşur ve betonun rijitliği azalır.
- Üçüncü aşamada, eğer beton ve donatı arasında sınırlayıcı bir etki bulunmuyorsa çatlaklar beton dış yüzeyine ulaşır ve aderans gerilmeleri sıfıra düşer. Eğer, beton iyi bir şekilde sargılanmış ise yük daha da artabilir ve nervürlerin etrafında bulunan beton ezildikten sonra kesme çatlakları oluşmaya başlar.
- Dördüncü aşamada, kesme çatlakları sebebiyle aderans dayanımı azalır ve bu sebeple donatı çubuğunun betondan sıyrılması artar.

- Son aşamada, kırılan beton yüzeyi ve donatı çubuğu arasındaki sürtünme kuvveti hala etkindir. Bu kuvvet sebebiyle donatının betondan sıyrılması artmasına rağmen, aderans gerilmesi sabit bir seviyede kalır ve bu durum “artık aderans gerilmesi” olarak adlandırılır (Girard ve Bastien, 2002).

Tang ve Cheng (2020) yaptıkları çekip-çıkarma deneyleri sonucunda yerel aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisini Girard ve Bastien (2002)’nin ifadesine benzer bir şekilde beş aşamada açıklanabileceğini belirtmişlerdir (Şekil 3.12).



Şekil 3.12 : Tipik yerel aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi (Tang ve Cheng (2020)’dan değiştirilerek önerilmiştir).

Beton içinde gömülü bulunan çelik donatı çubuğunun arayüzeyindeki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkileri Eligehausen ve diğ. (1983), Yankelevsky (1985), Soroushian ve Choi (1989), Harajli ve diğ. (1995), Haskett ve diğ. (2008) tarafından geliştirilmiştir. Bu modeller arasında popüler olan model Eligehausen ve diğ. (1983) tarafından nervürlü çelik donatı çubuklar için önerilmiş BPE (Bertero-Popov-Eligehausen) modeldir ve fib Bulletin 55 (2010) tarafından da bu model kabul görmüştür. Bu model literatürde aderans gerilmesi-donatı sıyrılmasının analitik olarak tanımlanmasında en çok kullanılan modeldir. Bu modelde; çekip-çıkarma deneylerinden elde edilen, sargısız beton ve sargılı beton durumları için ortalama yerel aderans gerilmesine karşılık gelen çelik donatı çubuklarındaki sıyrılma durumlarının belirtildiği eğriler şeklinde verilmiştir. Bu eğriler, çelik donatının betondan sıyrılması veya betonun yarılmasına göre değişiklik gösterebilir. Sargısız betonun aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi iki aşamada ifade edilirken, sargılı betonun aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi üç aşamada ifade edilmiştir. Ancak, çekip-çıkarma deneylerinden elde edilen kısım dört aşamada ifade edilmiştir (Şekil 3.13). Bu bölgeler eğimin artan bölgesi (Denklem 3.132), maksimum aderans dayanımında sabit bir

bölge (Denklem 3.133), doğrusal azalan bir bölge (Denklem 3.134) ve sürtünme nedeniyle meydana gelen artık gerilme bölgesidir (Denklem 3.135).

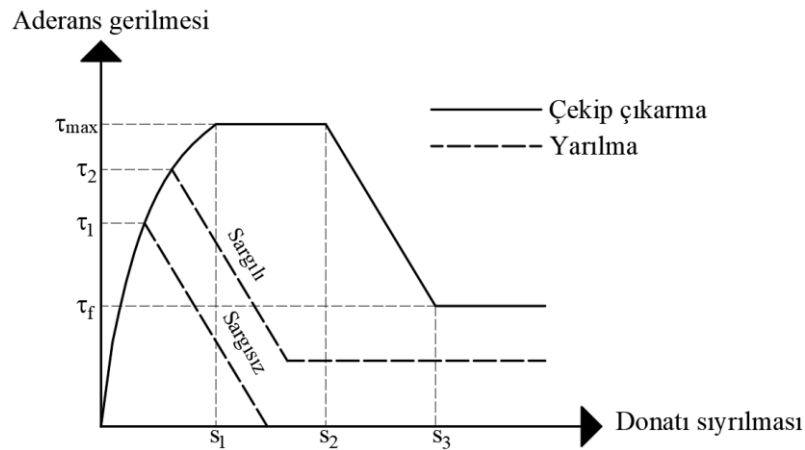
$$\tau = \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad 0 \leq s \leq s_1 \quad (3.132)$$

$$\tau = \tau_{max} \quad s_1 \leq s \leq s_2 \quad (3.133)$$

$$\tau = \tau_{max} - (\tau_{max} - \tau_f) \left(\frac{s - s_2}{s_3 - s_2} \right) \quad s_2 \leq s \leq s_3 \quad (3.134)$$

$$\tau = \tau_f \quad s_3 \leq s \quad (3.135)$$

Burada; τ aderans gerilmesi, τ_{max} aderans gerilmesinin maksimum değeri, τ_f sürtünme nedeniyle meydana gelen artık aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_1 maksimum aderans gerilmesinin başlangıcında meydana gelen sıyrılma değeri, s_2 maksimum aderans gerilmesinin bitişinde meydana gelen sıyrılma değeri, s_3 sürtünme nedeniyle oluşan artık aderans gerilmesinin başladığı bölgeye karşılık gelen sıyrılma değeridir. α bir katsayı olup; fib Bulletin 55 (2010) tarafından nervürlü çubuklar için 0.4 ve düz yüzeyli çubuklar 0.5 olarak önerilmektedir.



Şekil 3.13 : fib Bulletin 55 (2010) tarafından önerilen analitik aderans gerilmesi-donatı sıyrılma (çelik için) ilişkisi (fib Bulletin 55 (2010)' dan revize edilerek sunulmuştur).

3.3.3 FRP donatı ve beton arayüzeyi için monolitik yükleme için önerilen analitik aderans gerilme-donatı sıyrılma modelleri

Betona gömülü FRP donatıların aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi için literatürde birçok model bulunmaktadır. Bunlardan bazıları şunlardır:

- Malvar (1994) modeli,
- Rossetti ve diğ. (1995) tarafından revize edilmiş model,
- Cosenza ve diğ. (1995) tarafından önerilen CMR model,
- Cosenza ve diğ. (1996) tarafından revize edilmiş model,
- Tighiouart ve diğ. (1998) tarafından revize edilmiş model,
- Focacci ve diğ. (2000) tarafından revize edilmiş model,
- Xue et al. (2008) modeli,
- Baena ve diğ. (2009) modeli,
- Vint (2012) modeli,
- Lee ve diğ. (2012) modeli,
- Xue ve diğ. (2016) modeli,
- Wei ve diğ. (2019) tarafından revize edilmiş model,
- Liu ve diğ. (2020) tarafından revize edilmiş model,
- Rolland ve diğ. (2020) modeli,
- Rahman ve diğ. (2022) modelidir.

FRP donatı çubuklarıyla beton arayüzeyi arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi ilk olarak Malvar (1994) tarafından analitik olarak önerilmiş monolitik zarf eğrisi olarak adlandırılan Malvar Modelidir. Bu modelin oluşturulmasında farklı yüzey özelliklerine sahip dört farklı tipte cam lif takviyeli (GFRP) donatı çubuğu kullanılmış ve ortaya çıkan eşitliklerin farklı beton dayanımları için geliştirilmesi önerilmiştir. Malvar modeli iki aşamadan oluşmaktadır. Birinci aşamada maksimum aderans gerilmesi (Denklem 3.136) ve donatı sıyrılmasının (Denklem 3.137) tepe noktası radyal basıncın bir fonksiyonu olarak tanımlanmıştır. İkinci aşama ise tam aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisini (Denklem 3.138) ifade eder.

$$\frac{\tau_{max}}{f_t} = A + B \left(1 - e^{\frac{-C\sigma}{f_t}} \right) \quad (3.136)$$

$$s_{max} = D + E\sigma \quad (3.137)$$

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = \left[\frac{F \left(\frac{s}{s_{max}} \right) + (G - 1) \left(\frac{s}{s_{max}} \right)^2}{1 + (F - 2) \left(\frac{s}{s_{max}} \right) + G \left(\frac{s}{s_{max}} \right)^2} \right] \quad (3.138)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesini, f_t betonun çekme dayanımı, σ sınırlayıcı eksenel simetrik radyal basınç, s_{max} maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen donatı sıyrılma değeri, τ aderans gerilmesi ve s donatı sıyrılmasıdır. A, B, C, D, E, F ve G katsayıları donatı çubuk türüne bağlı katsayılardır. Bu katsayılar, deneye uydurulan eğriden belirlenir (fib Bulletin 40, 2007).

Malvar modelinde iki temel problem bulunmaktadır. Bunlar, eğilme etkisindeki elemanlarda radyal basıncın belirlenmesinde yaşanan zorluk ve FRP' nin aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisindeki artan bölümün modellenmesindeki güvenilirliğinin düşük olmasından kaynaklı problemlerdir (Cosenza ve diğ., 1997; Lin ve Zhang, 2014).

Rosetti ve diğ. (1995) tarafından BPE modeli revize edilerek önerilmiştir. Bu modelde sunulan s_1 , s_2 , α ve β parametrelerini özel bir benzeştirme tekniği ile kalibre etmişlerdir. Deney verileriyle analitik model arasında mükemmel bir uyum olduğunu belirterek Denklem 3.132 ve 3.134' ü aynen kullanmışlardır. Ancak, Denklem 3.135' i Denklem 3.139' da olduğu gibi revize ederek önermişlerdir. Ayrıca, FRP donatı çubuğunun sünek olmamasından dolayı maksimum aderans gerilmesine ulaştıktan sonra doğrusal bir şekilde azalarak nihai duruma ulaştığını belirlemişlerdir.

$$\tau = \beta \tau_f \quad s_3 \leq s \quad (3.139)$$

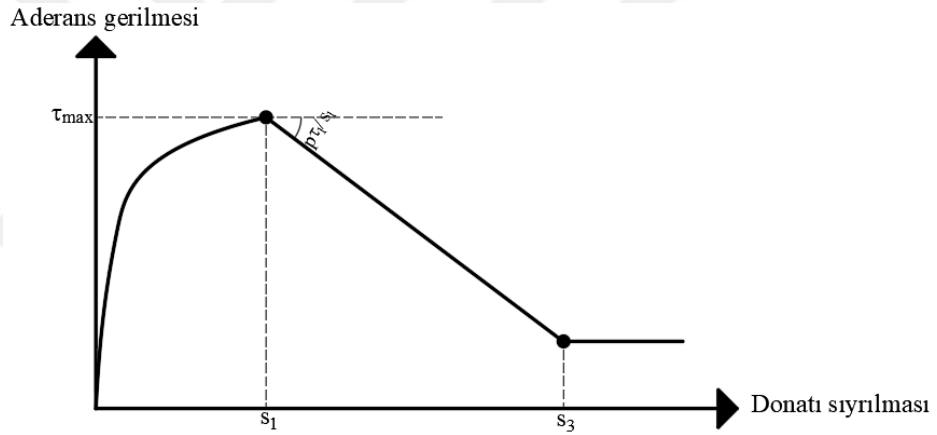
Burada; τ aderans gerilmesi, τ_f sürtünme nedeniyle meydana gelen artık aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_3 sürtünme nedeniyle oluşan aderansın başladığı bölgeye karşılık gelen sıyrılma değeri ve β benzeştirme tekniğinden elde edilen bir katsayıdır.

Cosenza ve diğ. (1995), yapısal sorunların birçoğunun servis yükleri altında ortaya çıktığını belirtmektedirler. Bu nedenle, aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin artan bölümü için ayrıntılı model oluşturmanın gerekliliğini belirterek, artan kısım için CMR modelini önermişlerdir (Denklem 3.140).

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = \left(1 - e^{-\frac{s}{s_r}}\right)^\beta \quad (3.140)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi, s donatı sıyrılmasıdır. Ayrıca; s_r ve β deneye dayalı eğri uydurma parametreleridir.

Cosenza ve diğ. (1996), BPE modelinde azalan kısmın betonda gömülü bulunan FRP donatı çubuklar için deneylerle uyumsuz olduğunu ifade etmişlerdir. Bu nedenle; artan kısmın Denklem 3.132 ile aynı olduğu, azalan kısmın Denklem 3.141 şeklinde revize edildiği ve sürtünme nedeniyle oluşan azaltılmış aderans gerilmesinin yine 3.135' ile aynı olduğu revize edilmiş bir yöntem önerilmiştir (Şekil 3.14). Bu yöntem, beton içinde gömülü bulunan FRP donatı çubuklar için aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi için fib Bulletin 55 (2010) tarafından kabul edilmiş ve “modifiye BPE model” olarak adlandırılmıştır.



Şekil 3.14 : Modifiye edilmiş BPE model (Cosenza ve diğ. (1996)' dan revize edilip sunulmuştur).

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = 1 - p \left(\frac{s}{s_1} - 1 \right) \quad s_1 \leq s \leq s_3 \quad (3.141)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_1 maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyrılma değeri ve s_3 sürtünme nedeniyle oluşan artık aderans gerilmesinin başladığı bölgeye karşılık gelen sıyrılma değeridir. Ayrıca, p azalan kısmın belirlenmesinde deneysel verilere dayanan parametredir.

Tighiouart ve diğ. (1998) tarafından CMR modelde önerilen artan kısım Denklem 3.142' de sunulduğu şekilde revize edilerek önerilmiştir.

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = (1 - e^{4s})^{0.5} \quad (3.142)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi ve s donatı sıyrılmasıdır.

Focacci ve diğ. (2000) tarafından CMR modeli McLaurin serisi kullanılarak açılmış Denklem 3.143 olarak önerilmiştir.

$$\tau = \frac{\tau_{max} s^\beta}{s_r^\beta} \left(1 - \frac{\beta s}{2s_r} \right) \quad (3.143)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi, s_r ve β deneye dayalı eğri uydurma parametreleridir.

Xue ve diğ. (2008) normal beton ve yüksek dayanımlı beton içine gömülü bulunan CFRP donatı çubuğu için bir model önermişlerdir (Denklem 3.144-3.145).

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = \left(\frac{s}{s_1} \right)^{0.1} \quad \text{artan kısım için} \quad (3.144)$$

$$\tau = \left(\frac{\alpha_1}{s} \right)^{b_1} \quad \text{azalan kısım için} \quad (3.145)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_1 maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyrılma değeridir. Ayrıca; α_1 ve b_1 değerleri sırasıyla Denklem 3.146 ve 3.147 kullanılarak hesaplanabilir.

$$b_1 = \log_{\left(\frac{s_2}{s_1}\right)} \left(\frac{\tau_{max}}{\tau_2} \right) \quad (3.146)$$

$$\alpha_1 = s_1 (\tau_{max})^{\left(\frac{1}{b_1}\right)} \quad (3.147)$$

Burada; τ_2 azalan aderans gerilme kısmını ve s_2 , τ_2 ' ye karşılık gelen donatı sıyrılmasını ifade etmektedir.

Baena ve diğ. (2009) modifiye BPE modelde τ_{max} , s_1 ve α parametrelerini tahmin etmek için çubuk çapının etkisini sırasıyla Denklem 3.148, Denklem 3.149 ve Denklem 3.150' i kullanarak tahmin etmiştir.

$$\tau_{max} = \tau_0 + \tau_1 d_b \quad (3.148)$$

$$s_{max} = m_0 e^{m_1 d_b} \quad (3.149)$$

$$\alpha = \alpha_0 d_b^{\alpha_1} \quad (3.150)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi ve τ aderans gerilmesidir. τ_0 , τ_1 , m_0 , m_1 , α , α_0 eğri uydurma parametrelerini göstermektedir. Ayrıca, CMR modelde β ve s_r parametrelerinin tahmini için sırasıyla Denklem 2.20 ve Denklem 2.21 önerilmiştir.

$$\beta = \beta_0 e^{\beta_1 d_b} \quad (3.151)$$

$$s_r = r_0 e^{r_1 d_b} \quad (3.152)$$

Burada; β_0 , β_1 , r_0 , r_1 eğri uydurma parametreleridir.

Lee ve diğ. (2012) sarmal sarılmış veya kum kaplanmış beton içine gömülü donatı çubuklar için modifiye edilmiş BPE modeli revize ederek Denklem 3.153-3.155' de olduğu gibi yeniden önermişlerdir.

$$\tau = \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad 0 \leq s \leq s_1 \quad (3.153)$$

$$\tau = \tau_{max} - (\tau_{max} - \tau_f) \left(\frac{s - s_1}{s_3 - s_1} \right) \quad s_1 \leq s \leq s_3 \quad (3.154)$$

$$\tau = \tau_f \quad s_3 \leq s \quad (3.155)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi, τ_f sürtünme nedeniyle meydana gelen artık aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_1 maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyrılma değeri, s_3 sürtünme nedeniyle oluşan artık aderans gerilmesinin başladığı bölgeye karşılık gelen sıyrılma değeridir. Ayrıca, α bir katsayı olmakla birlikte kum kaplı yüzey için ve spiral sarılmış yüzey için sırasıyla 0.50 ve 0.15' dir. Ayrıca; τ_{max} Denklem 3.156 kullanılarak, s_1 kum kaplı yüzey için Denklem 3.157 ve sarılmış yüzey için Denklem 3.158 kullanılarak, τ_f denklem 3.159 kullanılarak belirlenebilir.

$$\tau_{max} = 4(f_c)^{0.33} \quad (3.156)$$

$$s_1 = \left(\frac{\tau_{max}}{f_c} \right) \left(\frac{l_e}{60} \right) \quad (3.157)$$

$$s_1 = \left(\frac{\tau_{max}}{f_c} \right) \left(\frac{l_e}{8} \right) \quad (3.158)$$

$$\tau_f = 0.5 \tau_{max} \quad (3.159)$$

Burada; l_e donatı çubuğunun gömülme boyu ve f_c beton basınç dayanımıdır.

Vint (2012) tarafından üç farklı yüzey için aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi önerilmiştir. Spiral olarak sarılı yüzey için Denklem 3.160, kum kaplı yüzey için Denklem 3.161 ve nervürlü yüzey için Denklem 3.162 önerilmiştir.

$$\tau = \begin{cases} \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^{0.0622} & s \leq s_1 \\ \tau_{max} \left(1 - 0.0131 \left(\frac{s}{s_1} - 1 \right) \right) & s > s_1 \end{cases} \quad (3.160)$$

$$\tau = \begin{cases} \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^{0.210} & s \leq s_1 \\ \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^{-0.255} & s > s_1 \end{cases} \quad (3.161)$$

$$\tau = \begin{cases} \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^{0.110} & s \leq s_1 \\ \tau_{max} \left(1 - 0.0296 \left(\frac{s}{s_1} - 1 \right) \right) & s_1 < s < s_3 \\ 0.434 \tau_{max} & s > s_3 \end{cases} \quad (3.162)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_1 maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyrılma değeri ve s_3 sürtünme nedeniyle oluşan artık aderans gerilmesinin başladığı bölgeye karşılık gelen sıyrılma değeridir.

Xue ve diğ. (2016) deneysel veriler sonucunda nervür üzerine kum kaplanmış GFRP donatı çubuğu için aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin Denklem 3.163-3.166 kullanılarak belirlenebileceği ifade edilmiştir.

$$\tau = \frac{\tau_e}{s_e} s \quad s \leq s_e \quad (3.163)$$

$$\tau = (\tau_{max} - \tau_e) \left(\frac{s - s_e}{s_{max} - s_e} \right)^\alpha + \tau_e \quad s_e \leq s \leq s_{max} \quad (3.164)$$

$$\tau = \tau_{max} - \left(\frac{\tau_{max} - \tau_r}{s_{max} - s_r} \right) (s_{max} - s) \quad s_{max} \leq s \leq s_r \quad (3.165)$$

$$\tau = \tau_r + \frac{\Delta \tau}{2} \sin \left(\frac{s - s_r}{R_d} 2\pi + \pi \right) \quad s_r \leq s \quad (3.166)$$

Burada; τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, τ_e elastik aderans gerilmesi, τ_r artık aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması, s_e τ_e ' ye karşılık gelen donatı sıyrılması değeri, s_{max} τ_{max} ' a karşılık gelen donatı sıyrılması değeri, s_r τ_r ' ye karşılık gelen donatı sıyrılması değeri, $\Delta \tau$ artık bölgedeki ortalama aderans dayanım değeri (3 MPa alınması önerilmektedir), R_d spiral diş aralığıdır. Ayrıca, α bir katsayı olmakla birlikte deneysel verilere eğri uydurarak belirlenir.

Wei ve diğ. (2019), hem modifiye edilmiş BPE model hem de CMR modelde artan bölümün aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisini oldukça iyi bir şekilde yansıttığı vurgulanmıştır. Ancak; modifiye BPE modelde artan ve azalan bölgenin birleşiminin düzgün olmadığı ve doğrusal olmasının deneysel verilerle uyumsuz olduğunu ifade etmiştir. CMR modelinde ise azalan bölge tanımlanmamaktadır. Bu sebeple; P ve 2P modeli önerilmiştir. Kum kaplı FRP donatı çubuğu için önerilen P modelinde azalan kısım oldukça dik bir şekilde ortaya çıkmaktadır. Helisel sargılı ve nervürlü FRP donatı çubuklar için önerilen 2P modelinde artık gerilme kısmının periodik bir şekilde devam edecek şekilde ifade edilmiştir.

P modeli kum kaplı FRP donatı çubuklar için Denklem 3.167 şeklinde önerilmiştir.

$$\tau = \alpha (1 - e^{(-s/t_1)})^m e^{-s/t_2} \quad s \leq s_3 \quad (3.167)$$

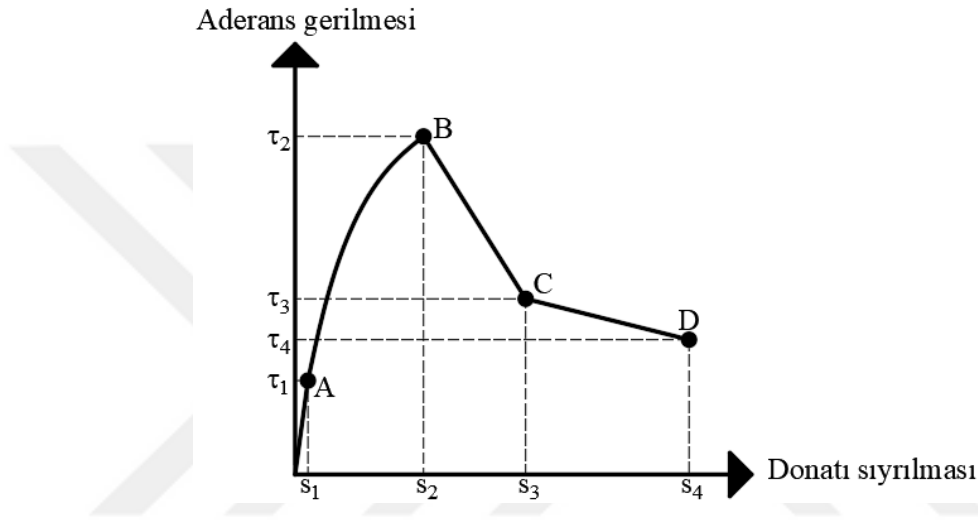
Burada; τ aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması ve s_3 sürtünme nedeniyle oluşan artık aderans gerilmesinin başladığı bölgeye karşılık gelen sıyrılma değeridir. Ayrıca; α , t_1 , t_2 ve m regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değerlerdir.

2P modeli sargılı ve nervürlü FRP donatı çubuklar için Denklem 3.168 şeklinde önerilmiştir.

$$\tau = be^{-\eta s} \cos(\omega s + \varphi) + c \quad s \leq s_4 \quad (3.168)$$

Burada; τ aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması ve s_4 sürtünme nedeniyle oluşan artık gerilme kısmında oluşan periyodik kısmın ilk tepe noktasıdır. Ayrıca; b , η , ω , φ ve c regresyon analizinden elde edilen istatistiksel değerlerdir.

Liu ve diğ. (2020) tarafından BFRP donatı çubuklu betonarme elmanlarda aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi Denklem 3.169-3.172 ile ifade edilebileceği belirtilmiştir (Şekil 3.15).



Şekil 3.15 : BFRP donatı çubuğu için önerilmiş aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi (Liu ve diğ. (2020)’ den revize edilerek sunulmuştur).

Mikro donatı sıyrılmasının olduğu kısım $\tau = \frac{\tau_1}{s_1} \quad s \leq s_1 \quad (3.169)$

Donatı sıyrılmasının olduğu kısım $\tau = (\tau_2 - \tau_1) \left(\frac{s-s_1}{s_2-s_1} \right)^\alpha + \tau_1 \quad s_1 \leq s \leq s_2 \quad (3.170)$

Azalan kısım $\tau = \tau_2 + (\tau_3 - \tau_2) \left(\frac{s-s_2}{s_3-s_2} \right) \quad s_2 \leq s \leq s_3 \quad (3.171)$

Artık kısım $\tau = \tau_3 + (\tau_4 - \tau_3) \left(\frac{s-s_3}{s_4-s_3} \right) \quad s_3 \leq s \quad (3.172)$

Burada; τ_1 , τ_2 , τ_3 , τ_4 ve s_1 , s_2 , s_3 , s_4 sırasıyla Şekil 3.15’ de belirtilen A, B, C ve D noktalarına karşılık gelen aderans gerilmesi ve donatı sıyrılma değerleridir. Ayrıca, α deneysel verilere eğri uydurarak belirlenen bir katsayıdır.

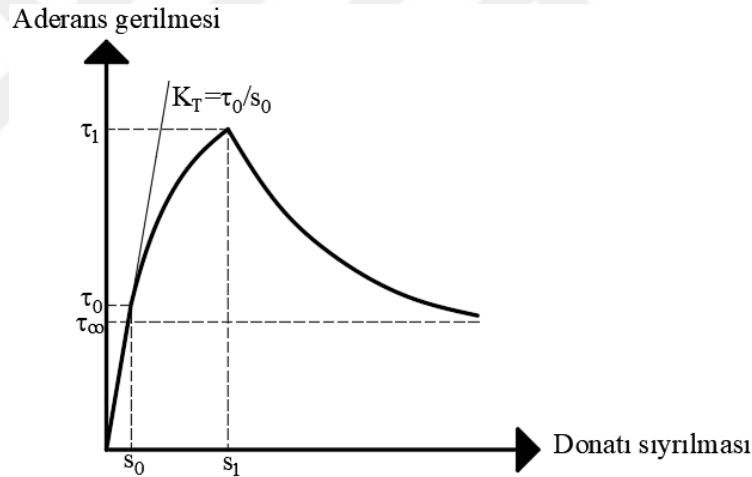
Rolland ve diğ. (2020) tarafından aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi için Denklem 3.173-3.175 önerilmiştir (Şekil 3.16).

$$\tau = \tau_0 \frac{s}{s_0} \quad 0 \leq s \leq s_1 \quad (3.173)$$

$$\tau = \tau_0 + (\tau_1 - \tau_0) \left(1 + \frac{1}{a}\right) \left(1 - \frac{1}{1 + a \left(\frac{s - s_0}{s_1 - s_0}\right)}\right) \quad s_0 \leq s \leq s_1 \quad (3.174)$$

$$\tau = \tau_\infty + (\tau_1 - \tau_\infty) \left(\frac{1}{1 + \beta \left(\frac{s - s_1}{s_1}\right)}\right) \quad s_1 < s \quad (3.175)$$

Burada; τ aderans gerilmesi, τ_0 doğrusal artan kısımdaki maksimum aderans gerilmesi, τ_1 aderans gerilmesinin maksimum değeri ve τ_∞ parabolik olarak azalan kısmı temsil eden aderans gerilmesidir. Ayrıca; s_0 ve s_1 sırasıyla τ_0 ve τ_1 'e karşılık gelen donatı sıyrılması değeridir. Bunlara ek olarak; α ve β sırasıyla bir katsayı olup, artan kısım ve azalan kısım deneysel verilere eğri uydurarak belirlenir.



Şekil 3.16 : Rolland ve diğ. (2020) tarafından önerilen aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi (Rolland ve diğ. (2020)' dan revize edilerek sunulmuştur).

Rahman ve diğ. (2022) beton numune yaşının GFRP donatı çubuk adezyon performansına etkisini incelemek için bir çalışma yapmıştır. Daha önce yapılan çalışmalarda aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkileri beton dayanımının 28. günündeki dayanım için verilmiştir. Bu nedenle, GFRP donatı çubuğu için aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi için zamana bağlı bir model önermişlerdir. Bu model, doğrusal olmayan artan kısım (Denklem 3.176) ve maksimum aderans gerilmesinden sonra doğrusal azalan bölümden oluşmaktadır (Denklem 3.177).

$$\tau = \tau_{max} \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha \quad 0 \leq s \leq s_1 \quad (3.176)$$

$$\tau = \tau_{max} - k_1 \left(\frac{s}{s_1} - 1 \right) \quad s_1 \leq s \quad (3.177)$$

Burada; τ aderans gerilmesi, τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, s donatı sıyrılması ve s_1 maksimum aderans gerilmesindeki donatı sıyrılma değeridir. Ayrıca, α artan kısmı tanımlayan ve k_1 azalan kısmı tanımlayan parametrelerdir. τ_{max} ve k_1 Denklem 3.178-3.182 kullanılarak belirlenebilir.

$$\tau_{max} = 2.6 \left(\frac{f_c}{d_b} \right)^{k_2} \quad (3.178)$$

$$s_1 = k_3 \left(\frac{E_c}{E_f} \right) \quad (3.179)$$

$$k_1 = t^{0.48} (1 - 0.07t^{0.45}) \quad (3.180)$$

$$k_2 = t^{0.1} \quad (3.181)$$

$$k_3 = 2.6 - 0.0044t \quad (3.182)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b donatının çapı, t gün, E_c betonun elastisite modülü ve E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülüdür. Ayrıca, k_2 ve k_3 sırasıyla τ_{max} ve s_1 ' i tanımlamak için kullanılan katsayılardır. Beton basınç dayanımı 28 günlük dayanımı ve zamana bağlı değişimi yoksa, herhangi bir t zamanındaki beton basınç dayanımı Denklem 3.183 kullanılarak belirlenebilir.

$$f_c(t) = f_c (1 - e^{-t\lambda}) \quad (3.183)$$

Burada; λ beton dayanım eğrisini uydurmak için şekil faktörüdür. Ayrıca, eğer deneysel veri yoksa bu değer 0.3 olarak alınabilir.

3.3.4 FRP donatılı betonarme elemanlar için önerilen aderans dayanım modelleri

Betona gömülü FRP donatı çubuklarının aderans dayanımı (maksimum aderans gerilmesi) için birçok öneri ortaya atılmış olup, bunlar aşağıda sıralanarak açıklanmaktadır.

- JSCE (1997),
- Ehsani ve diğ. (1996),
- Tighiouart ve diğ. (1998),
- Liu (2003),
- Okelo and Yuan (2005),
- Wambeke and Shield (2006),
- ACI-440.1R-06 (2006),
- Xue ve diğ. (2008),
- Lee ve diğ. (2008),
- He ve Tian (2011),
- Lee ve diğ. (2012),
- Choi ve diğ. (2012),
- CSA-S806-12 (2012),
- Esfahani ve diğ. (2013),
- Xue ve diğ. (2014),
- CSA-S6 (2014),
- ACI-440.1R-15 (2015),
- Mousavi ve diğ. (2016),
- Rakhshanimehr ve diğ. (2018),
- Başaran ve Kalkan (2020),
- Solyom and Balázs (2021).

JSCE (1997)' de aderans gerilmesinin maksimum değeri Denklem 3.184' de gösterildiği gibi tanımlanan beton tasarım aderans dayanımının (f_{bond}) bir düzeltme katsayısına bölünmesiyle elde edilmektedir.

$$\tau_{max} = \frac{f_{bond}}{\alpha_1} \quad (3.184)$$

Burada; f_{bond} beton tasarım aderans dayanımı, α_1 sınırlama düzeltme katsayısıdır. Beton tasarım aderans dayanımı ve düzeltme katsayısı Denklem 3.185 ve Denklem 3.186' da belirtildiği şekilde hesaplanabilir.

$$f_{bond} = \alpha_2 \frac{0.28(f_c)^{\frac{2}{3}}}{1.3} \leq 3.2 \text{ MPa} \quad (3.185)$$

$$\alpha_1 = \begin{cases} 1.0 & k_c \leq 1.0 \\ 0.9 & 1.0 < k_c \leq 1.5 \\ 0.8 & 1.5 < k_c \leq 2.0 \\ 0.7 & 2.0 < k_c \leq 2.5 \\ 0.6 & 2.5 < k_c \end{cases} \quad (3.186)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı ve k_c Denklem 3.187 kullanılarak belirlenen bir katsayıdır. Ayrıca; α_2 aderans dayanımı için düzeltme katsayısıdır. Bu katsayı, kullanılan FRP donatı çubuğunun aderans dayanımı nervürlü çelik çubuklarınkine eşit veya az ise 1.0' e eşit alınır. Eğer, FRP donatı çubuğunun aderans dayanımı nervürlü çelik çubuğun aderans dayanımından düşükse 1.0' den az alınabilir. Böyle bir durumda α_2 için test sonuçları kullanılır (Saleh ve diğ., 2019a).

$$k_c = \frac{c}{d_b} + \frac{15A_w}{s_s d_b} + \frac{E_{fw}}{E_s} \quad (3.187)$$

Burada; c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe, d_b boyuna donatının çapı, A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, s_s etriye aralığı, E_{fw} kesme donatısı olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun elastisite modülü ve E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülüdür.

Aderans gerilmesinin belirlenmesi için Ehsani ve diğ. (1996) Denklem 3.188' i, Tighiouart ve diğ. (1998) Denklem 3.189' u, Liu (2003) Denklem 3.190' ı, Okelo ve Yuan (2005) Denklem 3.191' i önermişlerdir.

$$\tau_{max} = 14.25 \frac{\sqrt{f_c}}{d_b} \quad (3.188)$$

$$\tau_{max} = 4.97 \frac{\sqrt{f_c}}{d_b} \quad (3.189)$$

$$\tau_{max} = \frac{13.1\sqrt{f_c}}{d_b^{0.555}l_e^{0.125}} \quad (3.190)$$

$$\tau_{max} = 14.7 \frac{\sqrt{f_c}}{d_b} \quad (3.191)$$

Bu bağıntılarda; f_c beton basınç dayanımı ve d_b boyuna donatının çapı, l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur.

Wambeke and Shield (2006) tarafından Orangu ve diğ. (1977)' nin beton içinde gömülü çelik donatı çubukları için geliştirdikleri kenetlenme boyununun beton içinde gömülü GFRP donatı çubuklar içinde benzer bir metodolojiyle uygulanabileceği belirtilmiş ve betonun yarılması ile nihai duruma ulaşan elemanlar için aderans dayanımı olarak Denklem 3.192 önerilmiştir.

$$\tau_{max} = \frac{0.083}{\alpha} \left(4 + 0.3 \frac{c}{d_b} + 100 \frac{d_b}{l_e} \right) \sqrt{f_c} \quad (3.192)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe ve l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur. Ayrıca, α üst donatı çubuğu için 1.5 ve alt donatı çubuğu için 1.0 alınan üst çubuk katsayısıdır. Önerilen bu denklem ACI-440.1R-06 (2006) ve ACI-440.1R-15 (2015) tarafından da kabul görerek aderans dayanımının belirlenmesi için için Denklem 3.193 olarak önerilmiştir.

$$\tau_{max} = 0.083 \left(4 + 0.3 \frac{c}{d_b} + 100 \frac{d_b}{l_e} \right) \sqrt{f_c} \quad (3.193)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe ve l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur.

Aderans gerilmesinin maksimum değeri için; Xue ve diğ. (2008) Denklem 3.194' ü; Lee ve diğ. (2008) 90 MPa'ya kadar beton dayanımının bir fonksiyonu olarak Denklem 3.195' i önermişlerdir.

$$\tau_{max} = \frac{5.4\sqrt{f_c}}{d_b^{0.52}} \quad (3.194)$$

$$\tau_{max} = 3.3f_c^{0.3} \quad (3.195)$$

Bu bağıntılarda; f_c beton basınç dayanımı ve d_b boyuna donatının çapıdır.

Lee ve diğ. (2012) kendi geliştirdikleri bağıntıları revize ederek, beton dayanımının doğrusal olmama derecesi 0.3 ile 0.85 arasında değişeceğini ifade ederek aderans gerilmesi için Denklem 3.196' yı önermişlerdir.

$$\tau_{max} = 4f_c^{0.33} \quad (3.196)$$

Bu bağıntılarda; f_c beton basınç dayanımıdır.

He ve Tian (2011) regresyon analizi sonucunda ve katsayıların yuvarlanmasından sonra aderans dayanımı için Denklem 3.197' yi önermiştir.

$$\tau_{max} = 4.2 + 72 \left(\frac{d_b}{l_e} \right)^{1.3} \quad (3.197)$$

Burada; d_b boyuna donatının çapı ve l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur.

Choi ve diğ. (2012) 33 adet deney verisi ışığında Orangu ve diğ. (1977) ve Darwin ve diğ. (1995) tarafından önerilen denklemleri regresyon analizine tabi tutmuşlardır. Analiz sonucunda sargısız betona gömülü GFRP donatı çubuğu için iki farklı aderans dayanım önerisi yapılmıştır. Önerilen Denklem 3.198 ve Denklem 3.199 deney sonuçları ile uyumunu göstermek üzere R^2 değerleri sırasıyla 0.806 ve 0.835 olarak verilmiştir.

$$\tau_{max} = \left(0.037 + 0.151 \frac{c}{d_b} + 7.719 \frac{d_b}{l_e} \right) \sqrt{f_c} \quad (3.198)$$

$$\tau_{max} = \left(0.1 \frac{c_{max}}{c_{min}} + 0.9 \right) \left(0.026 + 0.148 \frac{c}{d_b} + 7.709 \frac{d_b}{l_e} \right) \sqrt{f_c} \quad (3.199)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe ve l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur. Ayrıca, c_{max} ve c_{min} sırasıyla Denklem 2.69 ve Denklem 2.70'

den belirlenebilir. Bunlara ek olarak, Denklem 2.68' in Denklem 2.71' i sağlaması gerekmektedir.

$$c_{max} = \max(c_b, c_s) \quad (3.200)$$

$$c_{min} = \min(c_b, c_s) \quad (3.201)$$

$$\left(0.1 \frac{c_{max}}{c_{min}} + 0.9\right) \leq 1.25 \quad (3.202)$$

Burada; c_b eklenmiş donatı çubuğu için düşey doğrultusundaki paspayı ve $c_s = \min(c_{s0}, c_{si} + 6.4\text{mm})$ ' dir. Ayrıca; c_{s0} eklenmiş çubuk için yan paspayı ve c_{si} donatılar arasındaki mesafenin yarısıdır.

CSA-S806-12 (2012)' de aderans dayanımı için Denklem 3.203 önerilmektedir.

$$\tau_{max} = \frac{d_{cs}\sqrt{f_c}}{1.15k_1k_2k_3k_4k_5\pi d_b} \quad (3.203)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, d_{cs} en yakın beton yüzeyinden ilgili donatının merkezine olan mesafe ve çubukların merkezden merkezine olan mesafesinin üçte ikisinden en küçük olanıdır ($d_{cs} \leq 2.5d_b$). Ayrıca, k_1 , k_2 , k_3 , k_4 ve k_5 sırasıyla donatı çubuğunun konum katsayısı (Denklem 3.204), beton yoğunluk katsayısı (Denklem 3.205), donatı çubuğu boyut katsayısı (Denklem 3.206), donatı çubuğu lif katsayısı (Denklem 3.207) ve donatı çubuğu yüzey katsayısıdır (Denklem 3.208).

$$k_1 = \begin{cases} \text{kenetlenme uzulğu veya ek yerin altında 300 mm'den} \\ \text{fazla taze beton dökülecek şekilde yerleştirilen yatay} \\ \text{donatı çubuğu için 1.3 alınacaktır.} \\ \text{Diğer durumlar için 1 alınacaktır.} \end{cases} \quad (3.204)$$

$$k_2 = \begin{cases} \text{Düşük yoğunluklu beton için 1.3} \\ \text{Yarı düşük yoğunluklu beton için 1.2} \\ \text{Normal yoğunluklu beton için 1} \end{cases} \quad (3.205)$$

$$k_3 = \begin{cases} 0.8 & A_f \leq 300 \text{ mm}^2 \\ 1 & A_f > 300 \text{ mm}^2 \end{cases} \quad (3.206)$$

$$k_4 = \begin{cases} \text{CFRP ve GFRP için 1} \\ \text{AFRP için 1.25} \end{cases} \quad (3.207)$$

$$k_5 = \begin{cases} \text{Yüzeyi pürüzlü veya kum kaplı yüzeyler için 1} \\ \text{Örgülü yüzeyler için 1} \\ \text{Spiral desenli yüzeyler için 1.05} \\ \text{Nervürlü yüzeyler için 1.05} \\ \text{Girintili yüzeyler için 1.80} \end{cases} \quad (3.208)$$

Burada; A_f FRP donatı çubuğunun kesit alanıdır.

Esfahani ve diğ. (2013) tarafından elemanın aderans kaybı nedeniyle nihai duruma ulaşmasını önlemek için Wambeke ve Shield (2006) tarafında önerilen Denklem 3.192' daki denklemin dayanım azaltma faktörüyle çarpılması önerilmektedir (Denklem 3.209). Belirtilen dayanım azaltma değerinin belirlenmesinde 17 numune üzerine 1000 adet Monte Carlo simülasyonu uygulanmış ve bu katsayı 0.59 olarak belirlenmiştir.

$$\tau_{max} = 0.59 \frac{0.083}{\alpha} \left(4 + 0.3 \frac{c}{d_b} + 100 \frac{d_b}{l_e} \right) \sqrt{f_c} \quad (3.209)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe ve l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur. Ayrıca, α üst donatı çubuğu için 1.5 ve alt donatı çubuğu için 1 alınan üst çubuk katsayısıdır.

Xue ve diğ. (2014) tarafından doğrusal regresyon analizi kullanılarak ve donatı çubuğu yüzey katsayısı dikkate alınarak maksimum aderans gerilmesi Denklem 3.210 olarak önerilmiştir.

$$\tau_{max} = \alpha' (5.27 f_t) (1.477 - 0.028 d_b) \left[2.59 \left(\frac{l_e}{d_b} \right)^{-0.62} \right] \quad (3.210)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, f_t betonun çekme dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe, l_e donatı çubuğunun gömülme boyu ve α' donatı çubuğu yüzey faktörüdür. α' katasayısı deforme olmuş kum kaplı çubuk için 1, nervürlü kum kaplanmış çubuk için 0.64 ve kumaş kaplanmış çubuk için 0.67 olarak alınabilir. Ayrıca, bu numuneler

kenetlenme boyu $20d_b$ ' den küçük olan ve donatı çapı 20' den küçük olan numuneler için geçerlidir.

CSA-S6 (2014) ' de aderans dayanımı için Denklem 3.211 önerilmektedir.

$$\tau_{max} = \frac{\left(d_{cs} + K_{tr} \left(\frac{E_f}{E_s}\right)\right) f_{ct}}{0.45k_1k_5\pi d_b} \quad (3.211)$$

Burada; f_{ct} betonun çatlama dayanımı (Denklem 3.212), d_b boyuna donatının çapı, d_{cs} en yakın beton yüzeyinden ilgili donatının merkezine olan mesafe ve çubukların merkezden merkezine olan mesafesinin üçte ikisinden en küçük olanı, K_{tr} enine donatı çubuğu indeksi (Denklem 3.213), E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülüdür. Ayrıca; k_1 donatı çubuğunun konum katsayısı (Denklem 3.204) ve k_5 donatı çubuğu yüzey katsayısıdır (FRP donatı çubuğu aderans kuvvetinin çelik donatı çubuğu aderans kuvvetine oranı 1' den büyük olmayacaktır. Deneysel veri bulunmaması durumunda 0.8 olarak dikkate alınacaktır). Bunlara ek olarak; Denklem 3.211' de Denklem 3.214 şartı sağlanmalıdır.

$$f_{ct} = \begin{cases} 0.3\sqrt{f_c} & \text{düşük yoğunluklu beton için} \\ 0.34\sqrt{f_c} & \text{yarı düşük yoğunluklu beton için} \\ 0.4\sqrt{f_c} & \text{normal yoğunluklu beton için} \end{cases} \quad (3.212)$$

$$K_{tr} = \frac{A_{tr}f_{yt}}{10.5sn} \quad (3.213)$$

$$\left(d_{cs} + K_{tr} \left(\frac{E_f}{E_s}\right)\right) \leq 2.5d_b \quad (3.214)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, A_{tr} enine donatı kesit alanı, f_{yt} enine donatı akma dayanımı, s ankrajların merkezden merkeze uzaklığı ve n potansiyel aderans nedeniyle yarıma meydana gelecek düzlem boyunca bulunan çubuk sayısıdır.

Mousavi ve diğ. (2016) çoklu regresyona bağlı olarak kendiliğinden yerleşen beton içinde gömülü bulunan GFRP donatı çubuğunun maksimum aderans gerilmesi için Denklem 3.215 önermişlerdir.

$$\tau_{max} = \left(-14.4160 + 0.3716 \frac{c}{d_b} + 3.1725 \frac{C_{Med}}{l_e} + 24.3766 \frac{Fine}{All} \right) \sqrt{f_c} \quad (3.215)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı ve l_e donatı çubuğunun gömülme boyudur. Ayrıca, $\frac{Fine}{All}$ ince agraga miktarının tüm agraga miktarına oranıdır.

Rakhshanimehr ve diğ. (2018), Esfahani ve Rangan (1998)' in yaklaşımını dikkate alarak bindirmeli GFRP donatı çubuklu elemanlar için Denklem 3.216' yı önermiştir.

$$\tau_{max} = \frac{0.24}{k_1} u_c \left(1 + \frac{1}{M} \right) \left(0.85 + 0.15 \frac{C_{Med}}{C} \right) \quad (3.216)$$

Burada; k_1 konum katsayısı (Denklem 3.204), u_c yerel aderans gerilmesi (Denklem 3.217), M Denklem 3.218 kullanılarak belirlenen bir parametre, C_{Med} C_x , C_y ve $\frac{(C_s + C_{Med})}{2}$, nin medyanı, C C_x , C_y ve $\frac{(C_s + C_{Med})}{2}$, nin minimumudur.

$$u_c = 2.3 \frac{\frac{C}{d_b} + 0.5}{\frac{C}{d_b} + 1.4} \sqrt{f_c} \quad (3.217)$$

$$M = Cosh \left(0.0022 l_e \sqrt{\frac{E_s}{E_f}} \sqrt{\frac{K}{d_b}} \right) \quad (3.218)$$

Burada; d_b donatı çapı, l_e donatı çubuğunun gömülme boyu, E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülü, K FRP donatı çubuğu deplasman modülü (aderans dayanım donatı sıyrılma ilişkisinden belirlenir), C_x donatı çubuğunun yan paspayı, C_y donatı çubuğunun alt paspayı ve C_s eklenmiş çubuklar arası boşluktur.

Başaran ve Kalkan (2020) aderans gerilmesinin belirlenmesi için çoklu regresyon analizi sonucunda kuadratik olmayan (Denklem 3.219) ve kuadratik olan (Denklem 3.220) denklemler önerilmiştir.

$$\tau_{max} = \left(S - 0.2817 f_{tsp} + 6.706 \frac{d_b}{l_e} - 0.1237 d_{b0} \right) f_{tsp} \quad (3.219)$$

$$\tau_{max} = \left(S - 0.4476f_{tsp} + 14.11 \frac{d_b}{l_e} - 0.4026d_{b0} + 0.00497d_{b0}^2 - 1.2616f_{tsp} \frac{d_b}{l_e} + 0.02615f_{tsp}d_{b0} \right) f_{tsp} \quad (3.220)$$

Burada; f_{tsp} betonun yarmada çekme dayanımı, d_b donatı çapı, d_{b0} donatı dış çapı, l_e donatı çubuğunun gömülme boyu, S donatı lif türü ve yüzey özelliğine bağlı katsayıdır. S katsayısı ince taneli kumlanmış GFRP için 3.559, ince taneli kumlanmış CFRP için 4.806, kaba taneli kumlanmış GFRP için 5.457, kaba taneli kumlanmış CFRP için 5.683, nervürlü GFRP için 5.083, nervürlü BFRP için 7.526, oluklu GFRP donatı için 4.960, sargılı GFRP için 5.854, sargı ve ince taneli kumlanmış BFRP için 8.047 olarak verilmektedir.

Solyom and Balázs (2021) tarafından aderans dayanımı Denklem 3.221' deki gibi özetlenmiştir.

$$\tau_{max} = ck_{fc}k_{s,\phi} \quad (3.221)$$

Burada; c ortalama beton dayanımı 35 MPa olan beton karışımında ve 6 mm çapındaki kum kaplı donatı çubuğunun bir yapışma mukavemeti olan referans deneysel kombinasyonun bağ mukavemetini temsil eder. k_{fc} betonun etkisini dikkate alan katsayı, $k_{s,\phi}$ çubuk yüzeyi ve çapının birleşik etkisini hesaba katan bir katsayıdır.

3.3.5 Kenetlenme boyu modelleri

Betona gömülü FRP donatı çubukların kenetlenme boyu için;

- Pleimann (1987),
- Pleimann (1991),
- Chaallal ve diğ. (1992),
- Faza ve Gangarao (1993a),
- Brown ve Bartholomew (1993),
- Ehsani ve diğ. (1996),
- JSCE (1997),
- Tighiouart ve diğ. (1998),
- Cosenza ve diğ. (2002),
- ACI-440.1R-06 (2006),

- CNR-DT 203/2006 (2006),
- Wambeke ve Shield (2006),
- Xue ve diğ. (2008),
- Newman ve diğ. (2010),
- Ahmad ve diğ. (2011),
- CSA-S806-12 (2012),
- CSA-S6 (2014),
- Xue ve diğ. (2014),
- Yoo ve diğ. (2015),
- Islam ve diğ. (2015),
- ACI-440.1R-15 (2015),
- Mousavi ve diğ. (2016),
- Wei ve diğ. (2019),
- Başaran ve Kalkan (2020),
- Zhang ve diğ. (2020),
- Lu ve diğ. (2022),

tarafından çeşitli bağıntılar önerilmiştir.

FRP donatılı betonarme eleman için kenetlenme boyu önerisi ilk olarak Pleimann tarafından 1987 ve 1991 yıllarında yapılmıştır (Pleimann, 1987; Pleimann 1991). Pleimann (1987) ve Pleimann (1991) tarafından E-glass lif türünden üretilmiş GFRP ve Kevlar 49 lif türünden üretilmiş AFRP için kenetlenme boyları çekip-çıkarma deneyleri ışığında sırasıyla Denklem 3.222 ve Denklem 3.223 olarak önerilmiştir.

$$l_d = \frac{A_b f_{fu}}{42 \sqrt{f_c}} \quad (3.222)$$

$$l_d = \frac{A_b f_{fu}}{38 \sqrt{f_c}} \quad (3.223)$$

Burada; A_b donatı çubuğunun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımıdır.

Chaallal ve diğ. (1992) E-glass lif türü ve polyester reçine kullanarak üretilmiş FRP donatı çubuğunun yüzeyini kumla kaplayıp, bu numuneleri normal ve yüksek dayanımlı betonların içine yerleştirilerek test etmişlerdir. Kenetlenme boyu olarak Denklem 3.224' ü önermişlerdir.

$$l_d = 20d_b \quad (3.224)$$

Burada; d_b donatı çapıdır.

Faza ve Gangarao (1993), ACI 318R-89 (1989) tarafından önerilen kenetlenme boyu denklemini değiştirilerek FRP donatı çubuklarda kullanılmak üzere önermişlerdir (Denklem 3.225).

$$l_d = 0.028 \frac{A_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}} \quad (3.225)$$

Burada; A_b donatı çubuğunun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımıdır.

Brown ve Bartholomew (1993) çekip-çıkarma testleri sonucunda, çalışmada kullanılan FRP donatı çubukların aderans gerilmelerinin çelik donatı çubukların aderans gerilmelerinin yaklaşık olarak üçte ikisi kadar olduğunu tespit etmişler ve K faktörünün kenetlenme boyundan bağımsız olduğunu belirleyip, kenetlenme boyunun belirlenmesi için Denklem 3.226' yı önermişlerdir.

$$l_d = \frac{A_b f_{fu}}{U_u} \quad (3.226)$$

$$U_u = u_u \pi d_b \quad (3.227)$$

Burada; A_b çubuğun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, U_u nominal aderans gerilmesi olup Denklem 3.227'den hesaplanır. Burada, u_u ortalama aderans gerilmesi ve d_b donatı çapıdır.

Ehsani ve diğ. (1996) tarafından ACI 318R-89 (1989)' e benzer şekilde Denklem 3.228 önerilmiştir. Bu bağıntıda, kenetlenme boyu aderans gerilmesi 4.9 MPa' ı aşmayacak

şekilde ve kenetlenme boyu 381 mm' den az olmayacak şekilde sınırlandırılmıştır. İlaveten, Denklem 3.228' de verilen $0.022 \frac{A_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}}$ teriminin üst donatılar için 1.25 ve küçük paspayları için 1.5 düzeltme katsayılarıyla büyütüldükten sonra kullanılması önerilmiştir.

$$l_d = 0.022 \frac{A_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}} \geq \max(0.0508 d_b f_{fu}, 381 \text{ mm}) \quad (3.228)$$

Burada; A_b donatı çubuğunun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımıdır.

JSCE (1997) tarafından kenetlenme boyu için Denklem 3.229 önerilmiştir.

$$l_d = \alpha_1 \frac{f_{fd}}{4 f_{bond}} d_b \geq 20 d_b \quad (3.229)$$

Burada; α_1 sınırlama düzeltme katsayısı (Denklem 3.186), f_{bond} betonun tasarım aderans dayanımı (Denklem 3.185), f_{fd} FRP donatı çubuğu tasarım çekme dayanımı ve d_b donatı çapıdır.

Tighiouart ve diğ. (1998) iki farklı üreticiden tedarik edilen içerisinde E-glass lif bulunan GFRP donatı çubukları kullanarak kenetlenme boyunu için ACI 318R-89 (1989) tarafından önerilen kenetlenme boyu denklemini modifiye edip, FRP donatı çubuklarda kullanılmak için Denklem 3.230 önermiştir. Ayrıca, üst çubuk etkisini hesaba katmak, kenetlenme boyunu hesaplamak için 1.30 değişiklik faktörü önerilmektedir.

$$l_d = 0.064 \frac{A_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}} \quad (3.230)$$

Burada; A_b donatı çubuğunun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımıdır.

Cosenza ve diğ. (2002) tarafından tüm belirsizlikleri ortadan kaldıracak şekilde katsayıları da dahil ederek, kenetlenme boyu hesabında kullanılmak üzere Denklem 3.231' i önermişlerdir.

$$l_d = \gamma_g \gamma_t \gamma_c \frac{d_b \sigma_1}{4 \tau_{max}} \frac{1 + \alpha}{1 - \alpha} \left(\frac{\sigma_d}{\sigma_1} \right)^{\frac{1-\alpha}{1+\alpha}} \quad (3.231)$$

Burada; γ_g global güvenlik faktörü, γ_t donatı konum düzeltme katsayısı, γ_c beton paspayı düzeltme katsayısı, d_b donatının çapı, σ_1 donatı çubuğundaki sınır çekme gerilmesi (3.232), τ_{max} maksimum aderans gerilmesi, σ_d tasarım çekme dayanımı (Denklem 3.233) ve α modifiye edilmiş BPE’de artan kısmı ifade eden katsayıdır.

$$\sigma \leq \sigma_1 = \sqrt{\frac{8E_f}{d_b} \frac{\tau_{max} s_1}{1 + \alpha}} \quad (3.232)$$

$$\sigma_d = \frac{\sigma_{uk}}{\gamma_m} \quad (3.233)$$

Burada; E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, s_1 maksimum aderans gerilmesine karşılık gelen sıyrılma değeri, σ_{uk} FRP donatı çubuğunun çekme dayanımının karakteristik değeri ve γ_m malzeme güvenlik katsayısıdır.

ACI-440.1R-06 (2006) ve ACI-440.1R-15 (2015)’ da düz çubuk için kenetlenme boyu değiştirilerek Denklem 3.224 yer almaktadır.

$$l_d = \frac{\alpha \frac{f_{fr}}{0.083\sqrt{f_c}} - 340}{13.6 + \frac{c}{d_b}} d_b \quad (3.234)$$

Burada; α üst donatı çubuğu modifikasyon faktörü, f_{fr} donatı çubuğunda meydana gelen gerilme, f_c beton basınç dayanımı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe ve d_b donatının çapıdır.

CNR-DT 203/2006 (2006) tarafından kenetlenme boyu Denklem 3.235 olarak önerilmiştir.

$$l_d = 0.1 f_{fr} d_b \quad (3.235)$$

Burada; f_{fr} donatı çubuğunda meydana gelen gerilme ve d_b donatının çapıdır.

Wambeke and Shield (2006) tarafından Denklem 3.236’ da olduğu gibi bir alt sınır önerilmiştir.

$$l_d \geq \frac{d_b f_{fu}}{30.6 f_c} \quad (3.236)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımı ve d_b donatının çapıdır.

Xue ve diğ. (2008) tarafından CFRP donatı çubukları için kenetlenme boyu Denklem 3.238 olarak önerilmiştir.

$$l_d = 0.083 \frac{f_{fu} d_b^{1.52}}{\sqrt{f_c}} \quad (3.237)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımı ve d_b donatının çapıdır.

Newman ve diğ. (2010) tarafından sargılı ve sargısız beton için CFRP ve GFRP donatı çubuğu için kenetlenme boyu önerisi yapılmıştır. Sargısız betonda gömülü CFRP ve GFRP donatı çubuğu için sırasıyla Denklem 3.238 ve 3.239, sargılı betonda gömülü CFRP ve GFRP donatı çubuğu için sırasıyla Denklem 3.240 ve 3.241 önerilmiştir.

$$l_d = \frac{f_{fu} d_b^2}{1.46 \sqrt{f_c}} \quad (3.238)$$

$$l_d = \frac{f_{fu} d_b^2}{3.9 \sqrt{f_c}} \quad (3.239)$$

$$l_d = \frac{f_{fu} d_b^2}{0.31 \sqrt{f_c} (c + K_{tr})} \quad (3.240)$$

$$l_d = \frac{f_{fu} d_b^2}{0.83 \sqrt{f_c} (c + K_{tr})} \quad (3.241)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımı, d_b donatının çapı ve K_{tr} enine donatı çubuğu indeksidir (Denklem 3.242).

$$K_{tr} = \frac{A_{tr} f_{yt}}{260 s n} \quad (3.242)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, A_{tr} enine donatı kesit alanı, f_{yt} enine donatı akma dayanımı, s ankrajların merkezden merkeze uzaklığı ve n potansiyel aderans nedeniyle yarılma meydana gelecek yarılma düzlemi boyunca bulunan çubuk sayısıdır.

Ahmad ve diğ. (2011) kum kaplı CFRP donatı çubuklu betonarme elemanlarda kenetlenme boyunun donatı çapının 40 katı ve düz yüzeyli CFRP donatı çubuğu için 40 katından daha büyük olması gerektiği belirtmişlerdir.

CSA-S806-12 (2012) tarafından kenetlenme boyu için Denklem 3.243 önerilmiştir.

$$l_d = 1.15 \frac{k_1 k_2 k_3 k_4 k_5 f_{fu}}{d_{cs} \sqrt{f_c}} A_f \quad (3.243)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, A_f FRP donatı çubuğunun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun çekme dayanımı, d_{cs} en yakın beton yüzeyinden ilgili donatının merkezine olan mesafe ve çubukların merkezden merkezine olan mesafesinin üçte ikisinden en küçük olanıdır ($d_{cs} \leq 2.5d_b$). Ayrıca, k_1 , k_2 , k_3 , k_4 ve k_5 sırasıyla donatı çubuğunun konum katsayısı (Denklem 3.204), beton yoğunluk katsayısı (Denklem 3.205), donatı çubuğu boyut katsayısı (Denklem 3.206), donatı çubuğu lif katsayısı (Denklem 3.207) ve donatı çubuğu yüzey katsayısıdır (Denklem 3.208).

CSA-S6 (2014) tarafından kenetlenme boyu için Denklem 3.244 önerilmiştir.

$$l_d = 0.45 \frac{k_1 k_5}{\left(d_{cs} + K_{tr} \left(\frac{E_f}{E_s} \right) \right) \frac{f_{fu}}{f_{ct}}} A_f > 250 \text{ mm} \quad (3.244)$$

Burada; f_{ct} betonun çatlama dayanımı (Denklem 3.212), d_b boyuna donatının çapı, A_f FRP donatı çubuğunun kesit alanı, f_{fu} FRP donatı çubuğunun çekme dayanımı, d_{cs} en yakın beton yüzeyinden ilgili donatının merkezine olan mesafe ve çubukların merkezden merkezine olan mesafesinin üçte ikisinden en küçük olanı, K_{tr} enine donatı çubuğu indeksi (Denklem 3.213), E_f FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, E_s çelik donatı çubuğunun elastisite modülüdür. Ayrıca; k_1 donatı çubuğunun konum katsayısı (Denklem 3.204) ve k_5 donatı çubuğu yüzey katsayısıdır (FRP donatı çubuğu aderans kuvvetinin çelik donatı çubuğu aderans kuvvetine oranı 1' den büyük olmayacaktır. DeneySEL veri bulunmaması durumunda 0.8 olarak dikkate alınacaktır).

Xue ve diğ. (2014) tarafından betona gömülmüş GFRP donatı çubuk için kenetlenme boyu için Denklem 3.245 önerilmiştir.

$$l_d = \left(\frac{f_{fu} d_b^{0.38}}{\alpha' 54.6 f_t (1.477 - 0.028 d_b)} \right)^{\frac{1}{0.38}} \quad (3.245)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı, f_t betonun çekme dayanımı, d_b boyuna donatının çapı, c paspayı veya ankrajlı donatılar arasındaki mesafenin yarısından küçük olan mesafe ve α' donatı çubuğu yüzey faktörüdür. α' katasayısı kum kaplı profilli çubuk için 1, kum kaplı nervürlü çubuk için 0.64 ve üretim sırasında kaplanmış çubuk için 0.67 olarak alınabilir. Ayrıca, bu numuneler kenetlenme boyu $20d_b$ ' den küçük olan ve donatı çapı 20' den küçük olan numuneler için geçerlidir.

Yoo ve diğ. (2015) tarafından ultra yüksek performanslı lif takviyeli beton içinde gömülü bulunan GFRP donatı çubuğu için betonun yarılmadan dolayı göçmesi engellenmek koşulu ile Denklem 3.246' nın kullanılabileceğini belirtilmiştir.

$$l_d = \frac{d_b f_{fu}}{3.4 \sqrt{f_c}} \quad (3.246)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımı ve d_b donatının çapıdır.

Islam ve diğ. (2015) tarafından yüksek dayanımlı beton içinde gömülü bulunan düz GFRP donatı çubuğu ve başlıklı GFRP donatı çubuğu için sırasıyla Denklem 3.247 ve Denklem 3.248 önerilmiştir.

$$l_d = 0.275 \frac{d_b f_d}{\sqrt{f_c}} \quad (3.247)$$

$$l_d = \left(0.13 + \frac{l_{e2}}{80 d_b} \right) \frac{d_b f_d}{\sqrt{f_c}} \quad (3.248)$$

Burada; f_d FRP donatı çubuğunun tasarım çekme dayanımı, f_c beton basınç dayanımı, l_{e2} donatı çubuğunun başlığa eklenmiş düz kısmı (donatı çubuğunun bir çarpanı olarak) ve d_b donatının çapıdır.

Mousavi ve diğ. (2016) tarafından kendiliğinden yerleşen beton içine gömülü GFRP donatı çubuğu için kenetlenme boyu olarak Denklem 3.249 önerilmiştir.

$$l_d = \frac{d_b f_{fu}}{18.62} \alpha \kappa \quad (3.249)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, d_b donatının çapı, α donatı çubuğu konum katsayısı ve κ paspayı düzeltme katsayısıdır.

Wei ve diğ. (2019) tarafından kenetlenme boyu için Denklem 3.250 önerilmiştir.

$$l_d = 0.3725 \frac{d_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}} \quad (3.250)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, d_b donatının çapı ve f_c beton basınç dayanımıdır.

Başaran ve Kalkan (2020) kenetlenme boyunun belirlenmesi için çoklu regresyon analizi sonucunda kuadratik olmayan (Denklem 3.251) ve kuadratik olan (Denklem 3.250) denklemler önermişlerdir.

$$l_d = \frac{23.81 f_{tsp} d_b - 0.89 f_d d_b}{f_{tsp}^2 + 0.44 f_{tsp} d_{b0} - 3.55 f_{tsp} S} \quad (3.251)$$

$$l_d = \frac{200 d_b (608 f_{tsp}^2 - 7055 f_{tsp} + 125 f_d)}{f_{tsp} (5 f_{tsp} (523 d_{b0} - 9552) + 497 d_{b0}^2 - 40260 d_{b0} + 100000 S)} \quad (3.252)$$

Burada; f_{tsp} betonun yarmada çekme dayanımı, d_b donatının çapı, d_{b0} donatının dış çapı, S donatı lif türü ve yüzey özelliğine bağlı katsayıdır (ince taneli kumlanmış GFRP için 3.559, ince taneli kumlanmış CFRP için 4.806, kaba taneli kumlanmış GFRP için 5.457, kaba taneli kumlanmış CFRP için 5.683, nervürlü GFRP için 5.083, nervürlü BFRP için 7.526, oluklu GFRP donatı için 4.960, sargılı GFRP için 5.854, sargı ve ince taneli kumlanmış BFRP için 8.047' dir.).

Zhang ve diğ. (2020) tarafından regresyon analizi sonrasında beton içinde gömülü ankrajsız ve nervürlü alüminyum ankrajlı CFRP donatı çubuğunun için kenetlenme boyunun belirlenmesi için sırasıyla Denklem 3.253 ve Denklem 3.254 önerilmiştir.

$$l_d = 0.085 \frac{d_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}} \quad (3.253)$$

$$l_d = \frac{1}{1+i} 0.085 \frac{d_b f_{fu}}{\sqrt{f_c}} \quad (3.254)$$

Burada; f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımı, d_b donatının çapı, f_c beton basınç dayanımı ve i ankrajlanmış numunede iyileştirme katsayısıdır ($i=0.20n$ ile elde edilir ve n nervür sayısıdır).

Lu ve diğ. (2022) tarafından yüksek dayanımlı betona gömülü nervürlü GFRP donatı çubuğu (Denklem 3.255), kum kaplı GFRP donatı çubuğu (Denklem 3.256), başlıklı ve kum kaplı GFRP donatı çubuğu için (Denklem 3.257) önerilmiştir.

$$l_d = 0.3 \frac{d_b f_d}{\sqrt{f_c}} \quad (3.255)$$

$$l_d = 0.25 \frac{d_b f_d}{\sqrt{f_c}} \quad (3.256)$$

$$l_d = \left(0.19 + \frac{l_{e2}}{100d_b} \right) \frac{d_b f_d}{\sqrt{f_c}} \quad (3.257)$$

Burada; f_d FRP donatı çubuğunun tasarım çekme dayanımı, d_b donatının çapı, f_c beton basınç dayanımı ve l_{e2} donatı çubuğunun başlığa eklenmiş düz kısmıdır.

4. SONLU ELEMANLAR YÖNTEMİ VE MODELLEME TEKNİKLERİ

4.1 Tarihsel Gelişim

Betonarme elemanlar için, sonlu elemanlar modeli ilk olarak doğrusal elastik analizler kullanılarak yapılmıştır. Bu analizlerde eleman tipi olarak üçgen elemanlar kullanılmış ve beton ile donatı arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisini doğru bir şekilde yansıtabilmek için özel link elemanlar kullanılmıştır. Çatlak ilerlemesi ve çatlak desenlerini belirleyebilmek için betondaki asal gerilmelerden yararlanılmıştır (Ngo ve Scordelis, 1967). Bu öncü çalışmayla beraber betonarme elemanların ve taşıyıcı sistemlerin sonlu elemanlar yöntemiyle analizi hız kazanmıştır. Çalışmalara büyük hız kazandırmasına rağmen betonda meydana gelen çekme çatlaklarını daha ayrıntılı ve doğru bir şekilde belirlemek için doğrusal olmayan malzeme modeline ihtiyaç duyulmuştur. Bu kapsamda; beton ve çelik donatının doğrusal olmayan malzeme davranışını yansıtan tanımlama ve doğrusal olmayan analiz için artımsal yük metodu kullanılmıştır. Elemanda oluşan çekme çatlaklarını yansıtabilmek için analiz sırasında oluşan gerilmeler incelenmiş, çekme gerilmesine ulaşan elemana çatlak tanımlaması yapılmış ve yük artımına devam edilmiştir (Nilson, 1972). Yük adımlarındaki çekme gerilmelerine bağlı olarak çekme çatlağı tanımlaması pratik bir yöntem değildir. Bu nedenle, çekme çatlağından dolayı eğilme rijitliğinde meydana gelen rijitlik düşüşleri incelenmiştir (Jofriet ve McNeice, 1971). Ama bu durum çatlak ilerlemesindeki açığı kapatamamıştır. Bu bağlamda, çatlak ilerlemesini incelemek için döşeme kalınlığı boyunca döşeme elemanı katmanlara ayrılarak modellenmiştir (Dotroppe ve diğ., 1973). Scanlon ve Murray (1974) yapmış olduğu çalışmada Dotroppe ve diğ. (1973)' de kullanılan çatlak ilerleyişine ek olarak sünme ve büzülme etkilerini de dikkate almıştır. Ancak, belirtilen çalışmalarda çatlak ilerleyişi tam olarak yansıtılamamıştır. Bu sebeple, ilk olarak yayılı çatlak yaklaşımı (smeared cracking approach) ortaya atılmıştır. Bu kapsamda, ilk çalışmayı Rashid (1968) gerçekleştirmiştir. Yayılı çatlak yaklaşımı basit bir yöntemdir. Bu sebeple, betonarme elemanların ve yapıların doğrusal olmayan analizinde yaygın olarak kullanılmaya

başlanmıştır. Yayılı çatlak modeli kullanılmaya başlandığından bu yana, birçok araştırmacı bu yaklaşımı geliştirmeye yönelik adımlar atmıştır. Bu araştırmalardan bazılarında, yayılı çatlak modeli kullanılarak oluşturulan sonlu elemanlar modelinde ağ (mesh) boyutu (Bazant ve Oh, 1983) ve çekme rijitliğinin (Barzegar ve Schnobrich, 1986) analitik sonuçları ciddi derecede değiştirdiğini göstermiştir. Bazı araştırmacılar ise, yayılı çatlak modelinde çatlak sonucunda çekme rijitliğindeki düşüşleri daha iyi belirleyebilmek için betonun çekme ve çelik donatı gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisinde yapay değişimler uygulayarak irdelemeler yapmıştır (Gilbert ve Warner, 1978). Bu durum betonarme elemanların çatlak modelinin doğru bir şekilde yansıtılmasını belirli düzeye getirmiştir. Ancak; eğilme etkisinin ön planda olduğu kırımlarda betonun çekme rijitliğindeki azalma daha önemli olmasına karşın, kesme davranışı ön planda olan betonarme elemanlarda beton ile donatı arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin önemi beton çekme rijitliğinden daha fazla olabilir. Bu nedenle, beton ile donatı arasındaki birim şekil değiştirmelerin eşit olduğu varsayımına dayanan tam aderans varsayımından sıyrılarak iki farklı model önerilmiştir. Bu modellerden birincisi beton ile donatı arasına link eleman tanımlamaktır (Ngo ve Scordelis, 1967). Link elemanın fiziksel bir uzunluğu yoktur ve aynı kordinat üzerinde bulunan iki düğüm noktasını birbirine bağlar. İkinci yaklaşım ise beton ile donatı arayüzeyine özel temas bölgesi tanımlama yaklaşımıdır. Bu yaklaşımda beton ile donatı arasındaki temas yüzeyine sürekli bağlantı elemanı tanımlanır.

Betonarme elemanların sonlu elemanlar modeli katı (solid) olarak oluşturulması büyük hesap yükü getirir. Bu sebeple, genellikle çubuk elemanlar kullanılır ve plastikleşmesi beklenen bölgelere elasto-plastik davranışı yansıtabilecek yay elemanlar tanımlanır. Ancak, betonarme elemanlar davranışı daha doğru bir şekilde yansıtabilmek için üç boyutlu eleman olarak modellenmiştir (Suidan ve Schnobrich, 1973). Bu modelleme tekniğinde eleman olarak 20 düğüme sahip katı eleman ve elasto-plastik davranışı yansıtabilmek için akma yüzeyi olarak Von-Mises gerilmesi kullanılmıştır. Ancak, akma yüzeyi olarak Von-Mises gerilmelerini kullanılması sünek malzemeler için oldukça gerçekçi sonuçlar vermesine karşın; gevrek malzemelerde bu yaklaşım gerçek dışı sonuçlar ortaya çıkarmaktadır. Bu sebeple, gevrek malzemelerde akma yüzeyini belirlemek için farklı yaklaşımlar geliştirilmiştir. Bu yaklaşımlardan ön plana çıkan beş parametrelili Willam-Warnke (1975) akma yüzeyi kriteridir. Bu kriter betonda

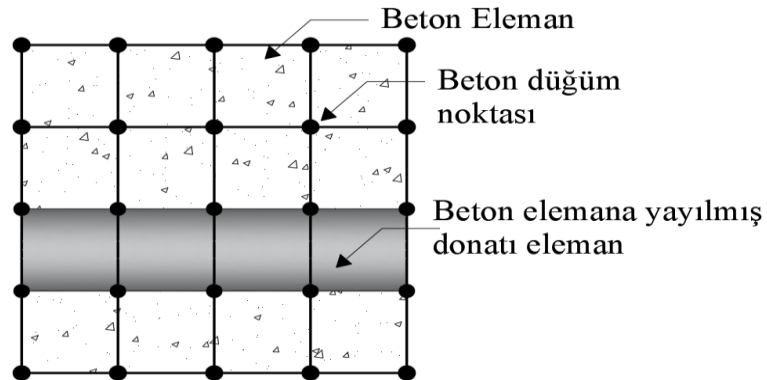
meydana gelen çekme çatlağı ve basınç ezilmesini birlikte dikkate alabilmektedir. Willam-Warnke (1975) akma kriteri, davranışı oldukça iyi yansıttığı için günümüzde yaygın olarak kullanılmaktadır.

4.2 Modelleme Teknikleri

Betonarme yapıların sonlu elemanlar ile modellenmesinde üç temel yaklaşım kullanılır (Kato, 2010; Azimi ve diğ., 2015, Godínez-Domínguez ve diğ., 2015). Bu yaklaşımlar, beton elemanlar ile donatı elemanların kompozit sürekliliğini sağlayacak şekilde modellenmesi temeline dayanmaktadır (Tavárez, 2001; Murthy ve diğ., 2012). Üç modelleme tekniğinin de avantajları ve dezavantajları vardır. Uygulamaya ve ayrıntı derecesine göre, modellemede üç modelleme tekniğinden herhangi biri kullanılabilir. Ancak betonarme elemanların üç farklı yaklaşımla da doğru bir şekilde modellenebilmesi için en önemli parametre beton malzeme modeli ve akma kriterinin seçimidir (Murthy ve diğ., 2012).

4.2.1 Yayılı model

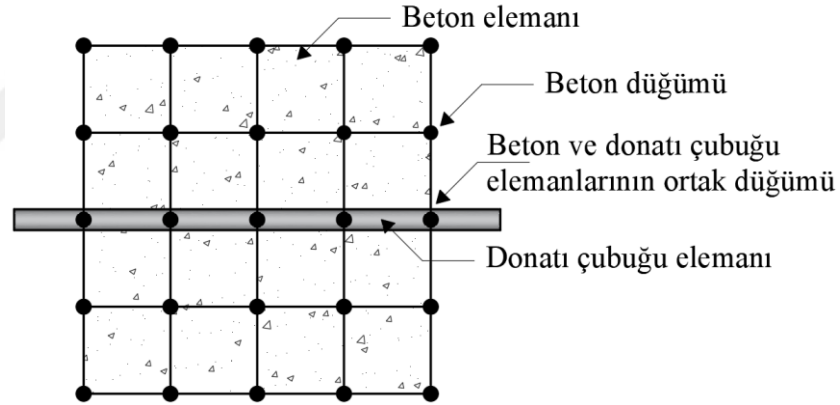
Yayılı modelleme (smeared model) tekniğinde donatı takviye elemanının beton içerisinde homojen olarak yayıldığı kabul edilir (Şekil 4.1). Bu modelleme tekniğinde beton bölgesi donatı çubuğu takviye elemanı olarak değiştirilir. Ayrıca, bu modelleme tekniğinde donatı elemanı katı eleman olarak modellenir. Bu modelleme tekniğinde donatıda detay gerekmez. Bu sebeple, genellikle üç boyutlu büyük betonarme binaların modellenmesinde kullanılır (Murthy ve diğ., 2012; Godínez-Domínguez ve diğ., 2015; Ali, 2017).



Şekil 4.1 : Yayılı model.

4.2.2 Ayrık model

Betonarme elemanlarda ayrık modelleme (discrete model) tekniği, beton ve donatı çubuk elemanlarının ayrı ayrı modellenmesi temeline dayanır. Ayrık olarak modellenen beton ve donatı çubuğu birbirine geçmiş aynı düğüm noktasını paylaşır. Bu modelleme tekniğinde, beton düğüm noktası üzerine donatı düğümü geldiği için bu düğüm noktaları ortak düğümler (shared nodes) adını almıştır (Şekil 4.2). Bu modelleme tekniğinde beton düğümünün üzerinde donatı çubuğunun düğüm noktası bulunduğu için donatı çubuğunun bulunduğu bölgede beton alanı da bulunur. Bu modelleme tekniğinin en büyük dezavantajı donatı konumunun beton düğüm noktalarına bağımlı olmasıdır. Bir başka ifadeyle, beton ve donatı düğüm noktaları aynı kordinata sahip olmalıdır. Bu modelleme tekniğinin en büyük avantajı, aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi hayali yay elemanlar tanımlanarak sağlanabilir. Bu tür yay elemanının fiziksel bir boyutu yoktur ve sadece aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin önemi vardır (Murthy ve diğ., 2012).

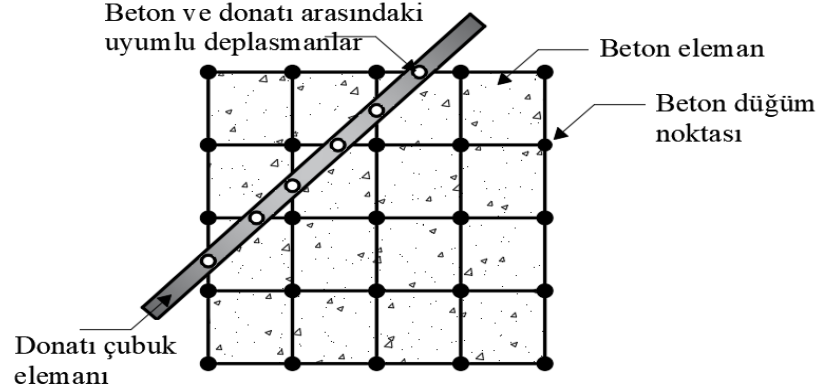


Şekil 4.2 : Ayrık model.

4.2.3 Gömülü model

Betonarme elemanların gömülü modelleme (embedded model) tekniği ile modellenmesinde beton içerisinde bulunan donatı çubuğunun düğüm noktalarının aynı kordinatta olma zorunluluğu yoktur. Beton ve donatı elemanların kesiştiği noktalara ayrı bir bölge tanımlanır. Bu bölgelerde donatı düğümleri konumlanarak betonarme davranışı sergilenir (Şekil 4.3). Bu modelleme tekniğinde beton ve donatı rijitliği birbirinden bağımsız olarak değerlendirilir. Ancak, beton ve donatı çubuğu deplasmanları uyumlu olacak şekilde davranış sergiler. Bu modelleme tekniği, karmaşık taşıyıcı sisteme sahip betonarme yapılarda büyük kolaylık sağlamasına

rağmen, ek düğümlere ihtiyaç duyulduğu için analiz süresini önemli derecede artırır. Bu sebeple, oldukça iyi bir modelleme tekniği olmasına rağmen pratik tasarım işleri için oldukça pahalıdır (Murthy ve diğ., 2012).



Şekil 4.3 : Gömülü model.

4.3 Akma Kriterleri

Karmaşık yapıları nedeniyle betonarme elemanları doğrusal olmayan analizleri oldukça zor ve zahmetlidir. Bu analizleri doğru bir şekilde yansıtabilmek için malzemenin akma kriterlerini doğru bir şekilde tanımlamak büyük önem arz eder. Bu akma kriterleri malzemenin sünek ve gevrek davranış göstermesine göre değişiklik göstermektedir. Sünek malzemeler için genellikle Tresca ve Von Mises akma kriteri kullanılırken gevrek malzemeler için genellikle Mohr-Coulomb, Drucker-Prager, Bresler-Pister ve William-Warnke akma kriterleri kullanılmaktadır. Bu akma kriterleri dışında daha birçok akma kriteri vardır. Ancak, bu bölümde gevrek malzemeler için en sık kullanılan akma kriterleri incelenecektir.

4.3.1 Mohr-Coulomb akma kriteri

Mohr-Coulomb teorisi (akma kriteri) gevrek malzemeleri davranışını yansıtabilmek için kullanılan matematiksel bir modeldir. Bu teori basınç dayanımı çekme dayanımına göre çok daha yüksek olan malzemelerde kullanılır (Juvinall ve Marshek, 1991). Birçok mühendislik alanında yaygın olarak bu teori yapı mühendisliğinde gevrek malzemelerin kırılma açısını ve göçme yükünü belirlemede kullanılır. Bu akma kriteri Coulomb tarafından geliştirilen kayma teorisinin Mohr tarafından geliştirilmesiyle bu adı almıştır. Mohr-Coulomb akma kriteri bir malzemedeki normal gerilmeye karşılık

gelen kayma gerilmesini ifade eden doğrusal bir zarf ile temsil edilir. Bu ilişki Denklem 4.1 ile ifade edilir.

$$\tau = \sigma \tan(\Phi) + c_\tau \quad (4.1)$$

Burada; τ kayma gerilmesi, σ normal gerilme, c_τ akma zarfının τ eksenine kesiştiği nokta ve $\tan(\Phi)$ yetersizlik zarfının eğimini ifade eder. Ayrıca, c_τ kohezyonu ve Φ içsel sürtünme açısını ifade eder.

$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ (σ_1 maksimum asal gerilme σ_3 minimum asal gerilme) olmak üzere Denklem 4.2-Denklem 4.3 (Mohr daireleri) kullanılarak normal gerilme ve kayma gerilmesi belirlenebilir.

$$\sigma = \sigma_m - \tau_m \sin(\Phi) \quad (4.2)$$

$$\tau = \tau_m \cos(\Phi) \quad (4.3)$$

Burada, etkili ortalama gerilme (σ_m) ve maksimum kayma gerilmesi (τ_m) sırasıyla Denklem 4.4 ve Denklem 4.5 kullanılarak belirlenebilir (Al-Ajmi ve Zimmerman, 2005; Labuz ve Zang, 2012).

$$\tau_m = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (4.4)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad (4.5)$$

Tek eksenli Mohr-Coulomb akma kriteri Denklem 4.6 kullanılarak belirlenebilir (Al-Ajmi ve Zimmerman, 2005).

$$\tau_m = \sigma_m \sin(\Phi) + c_\tau \cos(\Phi) \quad (4.6)$$

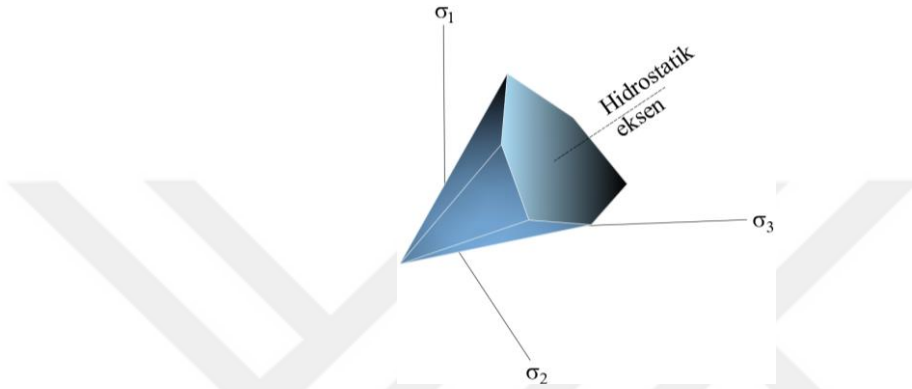
Üç eksenli Mohr-Coulomb akma kriteri Denklem 4.7-Denklem 4.9 kullanılarak belirlenebilir.

$$\pm \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} = \left[\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \right] \sin(\Phi) + c_\tau \cos(\Phi) \quad (4.7)$$

$$\pm \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} = \left[\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} \right] \sin(\Phi) + c_\tau \cos(\Phi) \quad (4.8)$$

$$\pm \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{2} = \left[\frac{\sigma_3 + \sigma_1}{2} \right] \sin(\Phi) + c_\tau \cos(\Phi) \quad (4.9)$$

Üç eksenli Mohr-Coulomb akma yüzeyi kriteri deviatorik (dilatasyonel, şekil değişikliğine neden olan) gerilme alanına sahip altıgen kesitli bir konidir (Şekil 4.4). Beton için oluşturulan Mohr-Coulomb akma yüzeyinde kohezyon ve içsel sürtünme açısı sırasıyla 2.80-3.60 MPa aralığında ve 32° olarak alınabilir (Lubliner ve diğ., 1989; Oller ve diğ., 1990).



Şekil 4.4 : Mohr-Coulomb akma yüzeyi.

4.3.2 Drucker–Prager akma kriteri

Drucker-Prager akma kriteri basınca bağlı bir akma kriteridir. Bu sebeple genellikle gevrek malzemelerde kullanılan bir akma kriteridir. Drucker-Prager akma yüzeyi, Mohr-Coulomb akma yüzeyinin aksine düzgün yüzey ve koni şeklinde bir akma yüzeyine sahiptir (Şekil 4.5) (Drucker ve Prager, 1952).

Drucker-Prager tek eksenli çekme altındaki akma kriteri Denklem 4.10 kullanılarak belirlenebilir.

$$\frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_t = A + B(\sigma_t) \quad (4.10)$$

Burada; σ_t tek eksenli çekme altındaki akma dayanımıdır.

Drucker-Prager tek eksenli basınç altındaki akma kriteri Denklem 4.11 kullanılarak belirlenebilir.

$$\frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_c = A - B(\sigma_c) \quad (4.11)$$

Burada; σ_c tek eksenli basınç altındaki akma dayanımıdır.

Denklem 4.10 ve Denklem 4.11 denklem çiftinin çözümünden Denklem 4.12 ve Denklem 4.13 elde edilebilir.

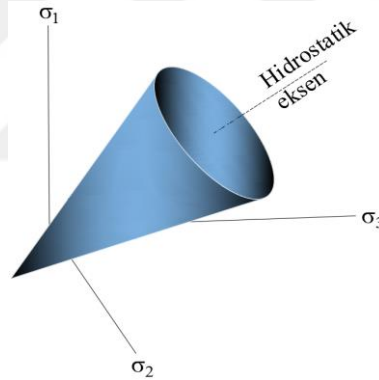
$$A = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\sigma_c \sigma_t}{\sigma_c + \sigma_t} \right) \quad (4.12)$$

$$B = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\frac{\sigma_t - \sigma_c}{\sigma_c + \sigma_t} \right) \quad (4.13)$$

A ve B malzemeye bağlı katsayılarıdır. Ayrıca, A ve B katsayısı kohezyon ve içsel sürtünme açısı cinsinden de yazılabilir (McLean ve Addis, 1990).

Drucker-Prager çok eksenli akma kriteri $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ (σ_1 maksimum asal gerilme σ_3 minimum asal gerilme) olmak üzere Denklem 4.14 kullanılarak tanımlanabilir.

$$\sqrt{\frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = A + B(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (4.14)$$



Şekil 4.5 : Drucker-Prager akma yüzeyi.

4.3.3 Bresler-Pister akma kriteri

Bresler-Pister çok eksenli gerilme durumunda betonun durumunu belirlemek için geliştirilen bir fonksiyondur (Bresler ve Pister, 1958). Bu akma kriteri Denklem 4.15 kullanılarak elde edilebilir.

$$\sqrt{J_2} = A + BI_1 + CI_1^2 \quad (4.15)$$

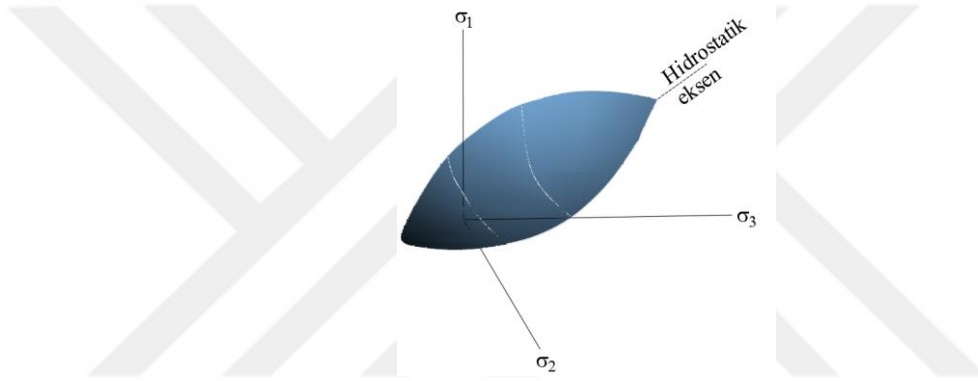
Burada, I_1 ve J_2 sırasıyla Cauchy gerilmesindeki birinci ve ikinci invariantını (değişmezi) ifade etmektedir. A, B ve C ise malzemeye bağlı katsayılarıdır. Bu katsayılar Denklem 4.16-Denklem 4.18 kullanılarak elde edilebilir.

$$A = \frac{\sigma_c}{\sqrt{3}} + B\sigma_c - C\sigma_c^2 \quad (4.16)$$

$$B = \left(\frac{\sigma_t - \sigma_c}{\sqrt{3}(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \left(\frac{4\sigma_b^2 - \sigma_b(\sigma_c + \sigma_t) + \sigma_c\sigma_t}{4\sigma_b^2 + 2\sigma_b(\sigma_t - \sigma_c) - \sigma_c\sigma_t} \right) \quad (4.17)$$

$$C = \left(\frac{1}{\sqrt{3}(\sigma_t + \sigma_c)} \right) \left(\frac{\sigma_b^2(3\sigma_t - \sigma_c) - 2\sigma_c\sigma_t}{4\sigma_b^2 + 2\sigma_b(\sigma_t - \sigma_c) - \sigma_c\sigma_t} \right) \quad (4.18)$$

Burada, σ_c , σ_t ve σ_b sırasıyla tek eksenli basınç altındaki, tek eksenli çekme altındaki ve iki eksenli basınç altındaki akma dayanımını ifade etmektedir. Bresler-Pister fonksiyonuna bağlı akma yüzeyi Şekil 4.6' da verilmiştir.



Şekil 4.6 : Bresler-Pister akma yüzeyi.

4.3.4 Willam-Warnke akma kriteri

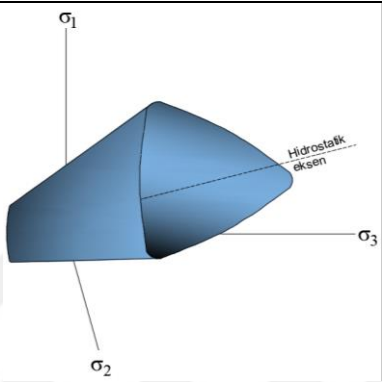
Willam-Warnke akma kriteri çok eksenli gerilme durumundaki betonun akma kriteridir (Willam ve Warnke, 1975). Akma yüzeyi Denklem 4.19 kullanılarak belirlenebilir.

$$\frac{F}{f_c} - S \geq 0 \quad (4.19)$$

Burada; F asal gerilmelere bağlı bir fonksiyon ve S akma yüzeyini ifade etmektedir. Akma yüzeyi asal gerilmelere ve beş farklı parametreye bağlı olarak tanımlanır. Bu parametreler Çizelge 4.1' de verilmiştir. Belirtilen beş parametre her bir sıcaklık durumu için ayrı ayrı tanımlanmalıdır. Bunlara ek olarak, ortam hidrostatik basınç da ayrıca belirtilebilir. Belirtilen parametreler ışığında tanımlanan akma yüzeyi (Şekil 4.7) aşılsa betonda çekme çatlağı oluşacak ya da beton basınçtan dolayı ezilecektir.

Çizelge 4.1 : Akma yüzeyinin belirlenmesinde kullanılan parametreler.

Akma yüzeyin belirlenmesinde kullanılan parametreler
Tek eksenli nihai çekme dayanımı
Tek eksenli nihai basınç dayanımı
Çok eksenli nihai basınç dayanımı
Hidrostatik gerilme durumunda birleştirilmiş iki eksenli basınç durumu için nihai basınç dayanımı
Hidrostatik gerilme durumunda birleştirilmiş tek eksenli basınç durumu için nihai basınç dayanımı
Ortam hidrostatik basıncı



Şekil 4.7 : Willam-Warnke akma yüzeyi.

Akma yüzeyi için sadece nihai çekme ve basınç dayanımı kullanılır. Düşük hidrostatik basınç gerilmesi altında (Denklem 4.20-Denklem 4.21) diğer parametreler Willam-Warnke akma kriteri Denklem 4.22-4.24 ile hesaplanabilir (Willam ve Warnke, 1975).

$$|\sigma_h| \leq \sqrt{3}f_c \quad (4.20)$$

$$\sigma_h = \frac{1}{3}(\sigma_{xp} + \sigma_{yp} + \sigma_{zp}) \quad (4.21)$$

$$f_{cb} = 1.2f_c \quad (4.22)$$

$$f_1 = 1.45f_c \quad (4.23)$$

$$f_2 = 1.725f_c \quad (4.24)$$

Burada; σ_h ortam hidrostatik basıncı, σ_{xp} , σ_{yp} ve σ_{zp} asal gerilmeleri, f_{cb} çok eksenli nihai basınç dayanımı, f_1 hidrostatik gerilme durumunda birleştirilmiş iki eksenli basınç durumu için nihai basınç dayanımı ve f_2 hidrostatik gerilme durumunda birleştirilmiş tek eksenli sıkıştırma durumu için nihai basınç dayanımı ifade

etmektedir. Büyük bir hidrostatik basınç gerilmesi bekleniyorsa beş parametrenin tamamı tanımlanmalıdır.

F fonksiyonu ve S akma yüzeyi σ_1 , σ_2 ve σ_3 asal gerilmelere bağlı fonksiyonlardır. σ_1 maksimum asal gerilme, σ_2 ortanca asal gerilme ve σ_3 minimum asal gerilmedir. Maksimum ve minimum asal gerilmeler Denklem 4.25-Denklem 4.26 kullanılarak belirlenebilir.

$$\sigma_1 = \max(\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}) \quad (4.25)$$

$$\sigma_3 = \min(\sigma_{xp}, \sigma_{yp}, \sigma_{zp}) \quad (4.26)$$

Beton akma kriteri dört başlık altında sınıflandırılabilir.

1. $0 \geq \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ (*basınç – basınç – basınç*)
2. $\sigma_1 \geq 0 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ (*çekme – basınç – basınç*)
3. $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq 0 \geq \sigma_3$ (*çekme – çekme – basınç*)
4. $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq 0$ (*çekme – çekme – çekme*)

Her durum için F fonksiyonu açıklayan dört adet (F_1 , F_2 , F_3 ve F_4) ve S akma yüzeyi açıklayan dört adet (S_1 , S_2 , S_3 ve S_4) tanımlanır. S_i fonksiyonları yüzeyin sürekliliğini sağlarken gerilmeler işaret değiştirdiği bölgede sürekli değildir.

4.3.4.1 Basınç-basınç-basınç durumu

Tüm asal gerilmelerin basınç durumunda olması F fonksiyonu ve S akma yüzeyi sırasıyla Denklem 4.27 ve Denklem 4.28 kullanılarak belirlenebilir.

$$F = \frac{1}{\sqrt{15}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (4.27)$$

$$S = \frac{2r_2(r_2^2 - r_1^2)\cos\eta + r_2(2r_1 - r_2)[4(r_2^2 - r_1^2)\cos^2\eta + 5r_1^2 - 4r_1r_2]^{\frac{1}{2}}}{4(r_2^2 - r_1^2)\cos^2\eta + (r_2 - 2r_1)^2} \quad (4.28)$$

$$\cos\eta = \frac{2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{\sqrt{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}}} \quad (4.29)$$

$$r_1 = a_0 + a_1\varepsilon + a_2\varepsilon^2 \quad (4.30)$$

$$r_2 = b_0 + b_1\varepsilon + b_2\varepsilon^2 \quad (4.31)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma_h}{f_c} \quad (4.32)$$

Burada; a_0 , a_1 , a_2 , b_0 , b_2 ve b_3 belirsiz katsayılarıdır. Ayrıca, σ_1 maksimum asal gerilme, σ_2 ortanca asal gerilme, σ_3 minimum asal gerilme, η benzerlik açısı, ε ortam hidrostatik basıncının (σ_h) tek eksenli nihai basınç dayanımı (f_c) oranı r_1 ve r_2 akma yüzeyinin tanımlanmasında kullanılan fonksiyonlardır.

4.3.4.2 Çekme-basınç-basınç durumu

Çekme-basınç-basınç asal gerilme durumunda F fonksiyonu ve S akma yüzeyi Denklem 4.33 ve 4.34 kullanılarak belirlenebilir.

$$F = \frac{1}{\sqrt{15}} [(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2)^2 + (\sigma_3)^2] \quad (4.33)$$

$$S = \left(-\frac{\sigma_1}{f_t}\right) \frac{2p_2(p_2^2 - p_1^2)\cos\eta + p_2(2p_1 - p_2)[4r_2(p_2^2 - p_1^2)\cos^2\eta + 5p^2 - 4p_1p_2]^{\frac{1}{2}}}{4p_2(p_2^2 - p_1^2)\cos^2\eta + (p_2 - 2p_1)^2} \quad (4.34)$$

$$\cos\eta = \frac{2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{\sqrt{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}}} \quad (4.35)$$

$$p_1 = a_0 + a_1\chi + a_2\chi^2 \quad (4.36)$$

$$p_2 = b_0 + b_1\chi + b_2\chi^2 \quad (4.37)$$

$$\chi = \frac{1}{3}(\sigma_2 + \sigma_3) \quad (4.38)$$

Burada; a_0 , a_1 , a_2 , b_0 , b_2 ve b_3 belirsiz katsayılarıdır. Ayrıca, σ_1 maksimum asal gerilme, σ_2 ortanca asal gerilme, σ_3 minimum asal gerilme, η benzerlik açısı, χ ortanca asal gerilme ve minimum asal gerilmeye bağlı bir fonksiyon, p_1 ve p_2 akma yüzeyinin tanımlanmasında kullanılan fonksiyonlardır.

4.3.4.3 Çekme-çekme-basınç durumu

Çekme-çekme-basınç asal gerilme durumunda F fonksiyonu ve S akma yüzeyi Denklem 4.39 ve 4.40 kullanılarak belirlenebilir.

$$F = \sigma_i ; i = 1; 2 \quad (4.39)$$

$$S = \frac{f_t}{f_c} \left(1 + \frac{\sigma_3}{f_c} \right) \quad (4.40)$$

Burada; f_c tek eksenli nihai basınç dayanımı, f_t tek eksenli nihai çekme dayanımı, σ_3 minimum asal gerilmeyi ifade etmektedir.

4.3.4.4 Çekme-çekme-çekme durumu

Çekme-çekme-çekme asal gerilme durumunda F fonksiyonu ve S akma yüzeyi Denklem 4.41 ve 4.42 kullanılarak belirlenebilir.

$$F = \sigma_i ; i = 1; 2 \quad (4.41)$$

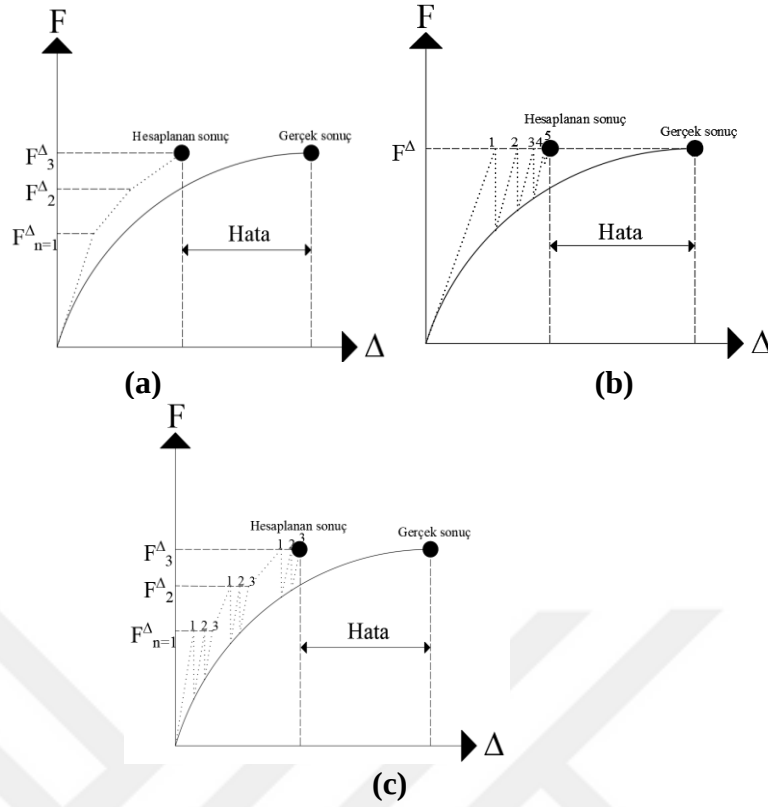
$$S = \frac{f_t}{f_c} \quad (4.42)$$

Burada; f_c tek eksenli nihai basınç dayanımı ve f_t tek eksenli nihai çekme dayanımı ifade etmektedir.

4.4 Doğrusal Olmayan Çözüm Teknikleri

Yapısal elemanların doğrusal olmama durumu geometrinin, malzemenin ve temas yüzeyinin doğrusal olmama durumu olmak üzere üçe ayrılabilir. Birinci sırada yer alan geometrinin doğrusal olmama durumu, yapısal elemanda büyük yerdeğiştirmeler meydana gelmesi durumunda önem kazanmaktadır. Yapısal elemanda meydana gelen büyük yerdeğiştirmeler ikinci mertebe etkilerini artırarak şekil değiştirme ve iç kuvvetlerde büyük değişimlere neden olabilir. Bu değişimlerin doğru bir şekilde belirlenebilmesi için mevcut denge denklemlerinin geometrinin doğrusal olmama durumuna göre düzenlenmesi gerekmektedir. Doğrusal olmama durumlarından ikincisi malzemenin doğrusal olmama durumudur. Bu durum; sıcaklık, basınç, anlık deformasyon, deformasyon oranı gibi parametrelere bağlı olarak malzemenin doğrusal olmayan davranışının hesaba yansıtıldığı modellerdir. Bu modeller; büyük gerilmelerin ve plastik davranışların önem kazandığı, çatlakların oluştuğu modellerde kullanılması yapısal davranışın doğru bir şekilde gözlemlenebilmesi için oldukça önemlidir. Doğrusallığı bozan üçüncü durum temas yüzeyinin doğrusal olmama durumudur. Bu genellikle kompozit elemanların analizinde büyük önem

kazanmaktadır. İki farklı temas yüzeyinde ortaya çıkan gerilmeler ve buna bağlı birim şekil değiştirmelerin belirlenmesinde oldukça önemlidir. Yapı elemanların bu doğrusal olmama durumlarının çözümlenmesinde farklı yöntemler kullanılabilir. Ancak, betonarme elemanlarda yüklerdeki ani değişim ve çatlaklardan dolayı yakınsamada problemler meydana gelebilir (Altay, 2010). Doğrusal olmayan çözümlemede genellikle üç farklı çözümleme tekniği kullanılır (Ali, 2017; Alfoadi, 2020). Bunlar; artımsal (incremental), iteratif (iterative) ve artımsal-iterasyon (incremental-iteration) teknikleridir. Bu tekniklerden birincisi artımsal tekniktir (Şekil 4.8a). Bu doğrusal olmayan çözümleme tekniğinde toplam yük belirli sayıda yük artımına bölünür. Bu yüklerin genellikle küçük artışlarla ve doğrusal bir şekilde değiştiği varsayılır. Ayrıca, yükün sıfır seviyesinde başlangıç bağıntıları hesaplanır ve yükün ilk adımında başlangıç rijitlik matrisi kullanılır. Bu doğrusal olmayan çözümleme tekniğinde kuvvetlerin yeniden dağılımı dikkate alınmaz. Bu nedenle, artımsal çözümleme tekniğinde yük adımı arttıkça gerçek çözümden uzaklaşılır. Çözüm yönteminde hataları azaltmak için her yük adımında yük düzeltmesi yapılır ve gerçek çözümde meydana gelen sapmalar bu şekilde önemli derecede azaltılır. Doğrusal olmayan çözümleme tekniklerinden ikincisi iterasyon tekniğidir (Şekil 4.8b). Bu teknikte toplam yük bölünmeden tek seferde uygulanır. Ayrıca, artımsal teknikte olduğu gibi ilk iterasyon başlangıç matrisi ile başlar. Sonraki adımlarda rijitlik matrisi bir önceki iterasyona bağlı olarak değiştirilir. Hesaplanan rijitlik matrisine “tanjant rijitlik matrisi” denir. Tüm iterasyon adımlarında dengelenmiş kuvvetler hesaplanır. Bu dengelenmiş kuvvetler bir sonraki iterasyonda yük olarak uygulanır. İterasyona bağlı olarak yapılan düzeltmeler denge dışı kuvvetler ihmal edilebilecek kadar düşük seviyelere gelene kadar devam eder. Bu teknikte yüklemenin ara aşamaları hakkında bilgi alınamaz. Bu sebeple, doğrusal dengelemeyi gözlemlemek için uygun değildir. Doğrusal olmayan çözümleme tekniklerinden üçüncüsü artımsal-iterasyon tekniğidir (Şekil 4.8c). Bu çözüm tekniği, artımsal ve iterasyon yöntemlerinin birleştirilmesinden oluşmaktadır. Bu yöntemde yük artışı belirli artım sayılarına bölünür ve her bir yük artımında iterasyon uygulanır. İterasyon hata yüzdesinin istenilen seviyeye çekilmesiyle sonlandırılır. Bu iterasyonlar belirli yakınsama kriterlerine göre gerçekleştirilir (Ali, 2017; Alfouadi, 2020).



Şekil 4.8 : Doğrusal olmayan çözümleme için çözüm teknikleri (a) artımsal (b) iterasyon (c) artımsal-iterasyon.

ANSYS paket programında doğrusal olmayan çözüm tekniği olarak artımsal-iterasyon tekniği kullanılır. Bu teknik ANSYS paket programında başlangıç rijitlik yöntemi (initil-stiffness procedure), tam Newton-Raphson yöntemi (Full Newton-Raphson procedure) veya düzeltilmiş Newton-Raphson yöntemi (Modified Newton-Raphson procedure) olarak kullanılabilir. Her çözüm tekniğinin kendine göre avantaj ve dezavantajları vardır. Başlangıç rijitlik yönteminde rijitlik matrisi bir kez oluşturulur ve her denge iterasyonunda bu rijitlik matrisi kullanılır. Bu sebeple, bu çözüm yöntemi düşük maliyetlidir, ancak büyük yerdeğişirmelerde yakınsama problemleri yaşanabilir. Tam Newton-Raphson yönteminde rijitlik her denge adımında güncellenir. Bu sebeple, bu yöntem kullanıldığında büyük hesap yükü oluşur. Bu durum yaygın olarak kullanılan düzeltilmiş Newton-Raphson yöntemi geliştirilmesine neden olmuştur. Bu yöntemde rijitlik matrisi her adımda yenilenir. Bu yöntem tam Newton-Raphson yöntemine göre daha ekonomik olmasına karşın yakınsama daha yavaştır bu sebeple yakınsama için çok sayıda iterasyon gerekmektedir (Ali, 2017). Bu tez çalışmasında, analizlerde tam Newton-Raphson yöntemi kullanılmıştır.

5. DENEYSEL VE SAYISAL ÇALIŞMALAR

5.1 GFRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Eğilme ve Kesme Davranışı Üzerine Çalışmalar

5.1.1 GFRP donatı çubuğu çekme deneyi

Çekme kuvveti etkisindeki FRP donatı çubuğunun davranışı, çelik donatı çubuğunkinden tamamen farklıdır. FRP donatı çubuğu kopmadan önce çelik donatı çubuğu gibi akma davranışı göstermez. FRP donatı çubuğu çekme kuvvetine maruz kaldıklarında kopma noktasına kadar yaklaşık olarak doğrusal elastik davranış sergiler. FRP donatı çubuklarının kopma dayanımı ve elastisite modülü çeşitlilik gösterir. Bununla birlikte, çelik donatı çubuğunun çekme dayanımından genellikle daha yüksek ve çelik donatı çubuğunun elastisite modülünden genellikle daha düşüktür. FRP donatı çubuğunun çekme dayanımı lif türü, lifin dayanımına ve matris malzemesinin mekanik özelliklerine bağlı olarak değişkenlik gösterir. Bu nedenle, deneysel ve sayısal çalışmalarda kullanılacak FRP donatı çubuğunun çekme dayanımı ve elastisite modülünün belirlenmesi oldukça önemlidir.

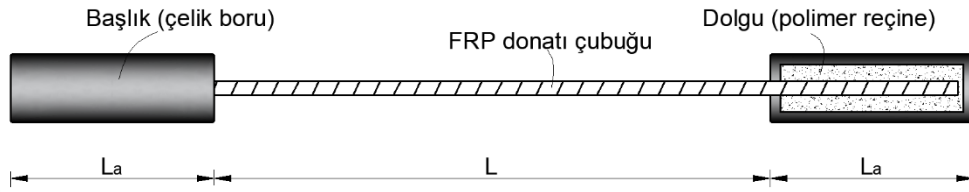
Bu tez çalışmasında; eğilme ve kesme davranışının inceleneceği modellerde yerel üreticilerden temin edilen GFRP donatı çubuğu kullanılmıştır. Bu malzemenin çekme dayanımı ve elastisite modülünü belirlemek için ASTM D7205-11 (2011) standardına göre 5 adet çekme test numunesi hazırlanmıştır. Hazırlanan test numunelerinin şematik gösterimi Şekil 5.1’ de sunulmuştur. Çekme deneyi uygulanacak GFRP donatı çubuğu için numuneler Denklem 5.1 ve 5.2 kullanılarak hesaplanabilir. Başlıklarda kullanılan boruların et kalınlığı (t) 4.8 mm ve net dolgu kalınlığı ise 4 mm’ den büyük olacak şekilde numuneler oluşturulmalıdır. Oluşturulan tüm numunelerde dolgu malzemesi olarak polimer reçine veya 1:1 polimer reçine+ince kum kullanılmalıdır (ASTM D7205-11, 2011). Belirtilen özellikler ışığında hazırlanan 5 adet test numunesine ait özellikler Çizelge 5.1’ de gösterilmektedir. Çekme testi 0.01 birim şekil değiştirme/dakika hızında (ASTM D7205-11, 2011) gerçekleştirilmiş olup, çekme

testiyle eş zamanlı olarak video ekstansometre aracılığı ile alınan ölçümlerden birim şekil değiştirmeler hesaplanmıştır.

$$L' = 2L_a + L \quad (5.1)$$

$$L \geq 380 \text{ mm}; 40\Phi \quad (5.2)$$

Burada, L' toplam numune uzunluğunu, L_a toplam başlık uzunluğunu ve L iki başlık arasında bulunan GFRP donatı çubuğu net uzunluğudur.



Şekil 5.1 : FRP donatı çubuğu çekme testi örneği (ASTM D7205-11 (2011)' den revize edilerek sunulmuştur).

Çizelge 5.1 : Çekme deneyi için hazırlanan GFRP donatı çubuklarının özellikleri.

Numune adı	L _a (mm)		L(mm)	t (mm)	Başlık çapı (mm)		Ortalama donatı çapı (mm)
	Sol	Sağ			Sol	Sağ	
A	290	330	350	5.72	31.86	31.90	8.04
B	300	300	360	5.83	31.89	31.89	8.26
C	300	300	368	5.78	31.86	31.86	8.22
D	300	300	372	5.84	31.92	31.43	8.31
E	298	298	371	5.65	31.90	31.94	8.31

Çizelge 5.2 : GFRP donatı malzemesine ait çekme deneyi sonuçları.

Numune adı	Elastisite modülü (MPa)	Çekme gerilmesine karşılık gelen BŞD (%)	Çekme gerilmesi (MPa)	Kopma BŞD (%)	Kopma gerilmesi (MPa)
A	51353	1.9	928.21	2.18	784.48
B	Başıktan epoksi sıyrıldığı için deney gerçekleştirilememiştir.				
C	42027	2.55	928.99	5.54	881.94
D	30645	2.67	861.21	2.68	732.03
E	Başıktan epoksi sıyrıldığı için deney gerçekleştirilememiştir.				

Hazırlanan GFRP donatı çubuklarının çekme deneyleri yapılmıştır. Yapılan deneyler sonucunda B ve E deney numunesinin epoksi başlıktan sıyrılması nedeniyle, bu deney numunelerinde GFRP donatı çubuğunun mekanik özellikleri belirlenememiştir. A, C ve D numunelerine ait çekme deneyi tam anlamıyla gerçekleştirilebilmiştir. Yapılan çekme deneyi sonucunda numunelerin son durumuna ait görseller Şekil 5.2' de ve GFRP donatı malzemesine ait çekme deneyinden elde edilen sonuçlar Çizelge 5.2' de sunulmuştur.



(a)



(b)



(c)



(d)



(e)

Şekil 5.2 : Çekme deneyi sonucunda numunelerin son durumuna ait görsel **(a)** A numunesi, **(b)** B numunesi, **(c)** C numunesi, **(d)** D numunesi, **(e)** E numunesi.

5.1.2 Üç boyutlu sonlu elemanlar modeli

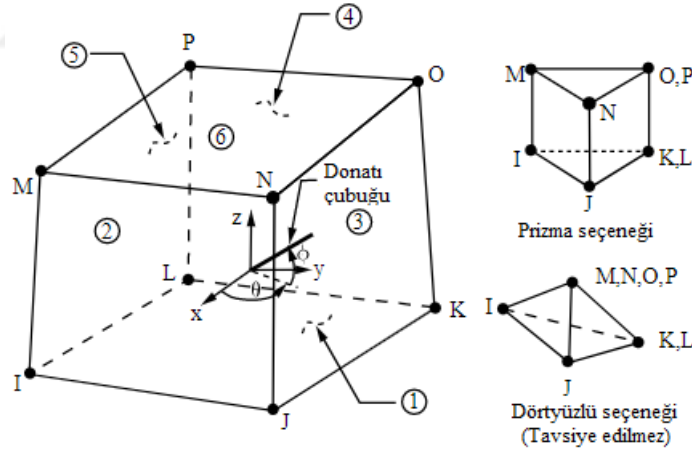
5.1.2.1 Eleman tipleri

Tez kapsamında, sayısal modellerin oluşturulmasında ANSYS (2015) paket programı kullanılmıştır. Katı elemanların modellenmesinde SOLID65 eleman tipi ve donatı çubuğunu modellemek için LINK180 (LINK8) eleman tipi kullanılmıştır. Ayrıca, betonarme elemanda beton ile donatı arasındaki aderansı tanımlamak için COMBIN39 eleman tipi kullanılmıştır.

Donatılı ya da donatısız üç boyutlu betonarme elemanların modellenmesinde kullanılan SOLID65 eleman tipinde her düğümde 3 serbestlik derecesine sahip 8 düğüm bulunur (Şekil 5.3). Bu eleman tipinin en önemli özelliği betonun çatlama, ezilme, plastik deformasyonlar ve sünme özellikleriyle birlikte doğrusal olmayan malzeme modelini dikkate alabilmesidir. Ayrıca, bu eleman tipiyle birlikte 3 farklı malzeme ve kesit özelliğine sahip donatı çubuğu kullanılabilir. Bu donatı çubuklarının

sadece eksenel rijitliğe sahip olduğu varsayılır. Bu eleman tipindeki varsayımlar ve dikkat edilmesi gereken hususlar;

- Betonun başlangıçta izotropik olduğu varsayılır.
- Her integrasyon noktası için üç dikey doğrultuda çatlama izin verilir.
- Bir integrasyon noktasında çatlama meydana gelirse, çatlama ayrı çatlak yerine malzeme özelliklerinin ayarlanmasıyla modellenir.
- Betonarme elemanda donatı çubuğu nihai yüke ulaştığında donatı çubuğunun beton boyunca yayıldığı varsayılır.
- Doğrusal olmayan elemanda iteratif bir çözümleme gerektirir.
- Betonda çatlama ve ezilmeye ek olarak, akma yüzeyini aşması nedeniyle plastik deformasyona da maruz kalabilir. Bu durumda plastik deformasyon kontrolü, çatlama ve ezilme kontrollerinden önce yapılır.
- Hem çatlama hem de ezilme birlikte kullanıldığı için kapalı bir çatlaktan uygun yük aktarımı gerçekleşmeyebilir. Bu durumdan kaynaklanan, betonun olası hayali ezilmelerini önlemek için yükün yavaş uygulanmasına özen gösterilmelidir (ANSYS, 2015).

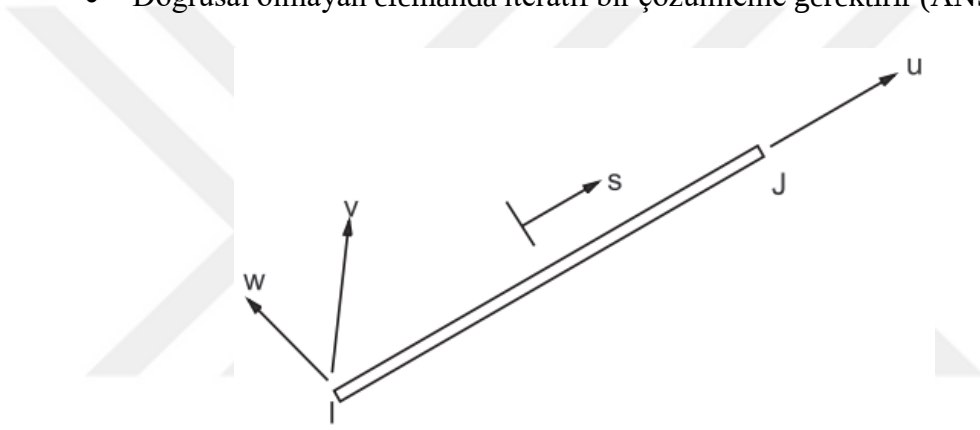


Şekil 5.3 : SOLID65 eleman tipi (ANSYS, 2015).

Donatı çubuğunun modellenmesinde kullanılan LINK180 eleman tipi, her düğümde üç serbestlik derecesi bulunan tek eksenli gerilme elemanıdır (Şekil 5.4). Plastisite, sünme, büyük gerilme altında çalışabilme gibi yeteneğe sahip bu eleman tipinde donatı çubuğundaki eğilme dikkate alınmaz. Ayrıca, malzemenin doğrusal olmayan davranışının yanı sıra sadece eksenel basınç ve çekme gerilmeleri alması sağlanabilir. Farklı tanımlamalar yaparak eksenel uzamanın bir fonksiyonu olarak kesit alanında bir

değişiklik yapılabilir. Bu eleman tipindeki varsayımlar ve dikkat edilmesi gereken hususlar;

- Uçlarından aksel olarak yüklenmiş ve uçlar arasında tek bir özeliğe sahip düz bir çubuk gibi dikkate alınır.
- Çubuğun bir uzunluğu olmalı diğer bir tabirle i ve j düğüm noktaları çakışmamalıdır.
- Kesit alanı sıfırdan büyük olmalıdır.
- Sıcaklık etkisindeki bir çubuk elemanda sıcaklığın çubukta doğrusal değiştiği varsayılır.
- Ön gerilme dahil edilebilir.
- Doğrusal olmayan elemanda iteratif bir çözümleme gerektirir (ANSYS, 2015).



Şekil 5.4 : LINK180 eleman tipi (ANSYS, 2015).

COMBIN39 eleman tipi, tanımlanan kuvvet-yerdeğiştirme ilişkisini dikkate alabilen doğrusal olmayan hayali ve boyutsuz bir yay eleman tipidir (Şekil 5.5). Bu eleman tipi tek boyutlu, iki boyutlu, üç boyutlu uygulamalarda boyuna doğrultuda ya da burulma durumunda kullanılabilir. Boyuna doğrultuda çalıştırılmak istenen hayali yay elemanı donatı istenilen tek bir doğrultuda çalışırken, eğilme ve burulmaya çalışmaz. Burulmaya çalıştırılmak istenen yay eleman istenilen herhangi bir doğrultuda dönmeye çalışırken, eğilme ve aksel doğrultuda çalışmaz. Bu eleman farklı tanımlamalarla birden fazla serbestlik derecesine sahip olabilir. Betonarme elemanlarda beton ile donatı arasındaki aderans davranışını daha doğru bir şekilde tanımlanabilmesi için kullanılabilir. Bu durum, üst üste çakışan beton ve donatı düğüm noktalarının hayali ve boyutsuz yay elemanlar vasıtasıyla doğrusal olmayan kuvvet-yerdeğiştirme ilişkisi kullanılarak tanımlanır. Bu eleman tipindeki varsayımlar ve dikkat edilmesi gereken hususlar;

-

5.1.2.2 Malzeme modelleri

$$f = \frac{E_c \varepsilon}{1 + \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^2} \quad \begin{array}{l} \text{doğrusal olmayan} \\ \text{bölge için} \end{array} \quad (5.3)$$

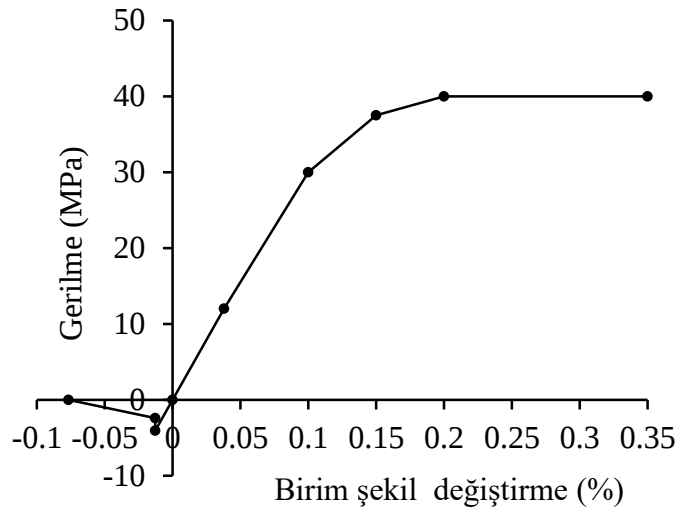
113

$$\varepsilon_0 = \frac{2f_c}{E_c} \quad (5.5)$$

$$E_c = 5000\sqrt{f_c} \quad (5.6)$$

$$f_{ct} = 0.64\sqrt{f_c} \quad (5.7)$$

Burada, f herhangi birim şekil değiştirmeye karşılık gelen gerilme, E_c betonun elastisite modülü, ε birim şekil değiştirme, ε_0 nihai basınç dayanımına karşılık gelen birim şekil değiştirme, f_c beton basınç dayanımı ve f_{ct} beton çekme dayanımıdır.



Şekil 5.6 : Beton malzeme modeli.

Çekme çatlak meydana gelen betonda rijitlik azalır. Bu durum belirli şekil değiştirme aralığında gerilme kademeli olarak azaltılarak yapılabilir. Bu durum çatlama sonrası model (Post-cracking model) olarak isimlendirilir. Bu azaltma Denklem 5.8 ve Denklem 5.9 kullanılarak belirlenebilir.

$$f_n = \left(\frac{\alpha_2 f_{cr}}{\alpha_1 - 1} \right) \left(\alpha_1 - \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{cr}} \right) \quad \varepsilon_n \leq \alpha_1 \varepsilon_{cr} \quad (5.8)$$

$$f_n = 0 \quad \varepsilon_n > \alpha_1 \varepsilon_{cr} \quad (5.9)$$

Burada; f_n çatlak düzlemindeki normal gerilme, α_1 çatlak genişledikçe ortaya çıkan gerilme oranı, α_2 çatlama anındaki ani gerilme kaybı, ε_{cr} çatlama birim şekil değiştirmesi, ε birim şekil değiştirme, ε_n çatlak düzlem normali doğrultusundaki birim şekil değiştirmedir. ANSYS (2015)' de α_1 katsayısı varsayılan olarak 6 olarak

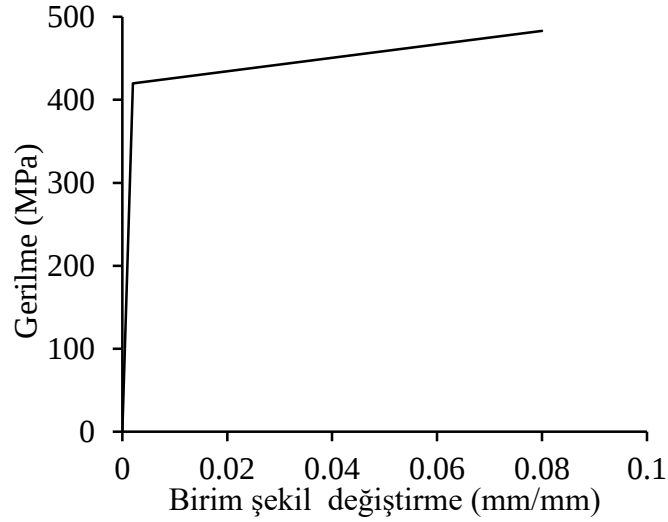
dikkate alınır ve bu değer değiştirilemez. Ancak, α_2 katsayısı 0.5 ile 0.6 arasında dikkate alınabilir (Ali, 2017). Bu katsayı literatüre bağlı kalınarak 0.6 olarak dikkate alınmıştır (Şekil 5.5) (Porter ve diğ, 2010; Kisała, 2016; Halahla, 2019).

Beton çatladıktan sonra beton liflerinde kayma gerilmelerinin aktarımı iki ana mekanizmayla gerçekleşir. Bunlar, iki bitişik yüzey arasındaki agreganın birbirine kenetlenmesi ve çekme çatlağının olduğu bölgede bulunan donatı çubuğunun kaldıraç hareketidir. İki mekanizma birbiriyle bağlantılıdır ve bunlar birkaç faktörle ifade edilir (Ali, 2017). Bilinen başlıca faktörler;

- Çatlak aralığı ve çatlak genişliği,
- Çatlağı geçen donatı çubuklarının toplam sayısı ve boyutu,
- Çatlak yönüne göre donatı çubuğunun yönü,
- Agrega boyutu ve pürüzlülüğü,
- Beton dayanımı ve göçme modudur (Chen, 1982).

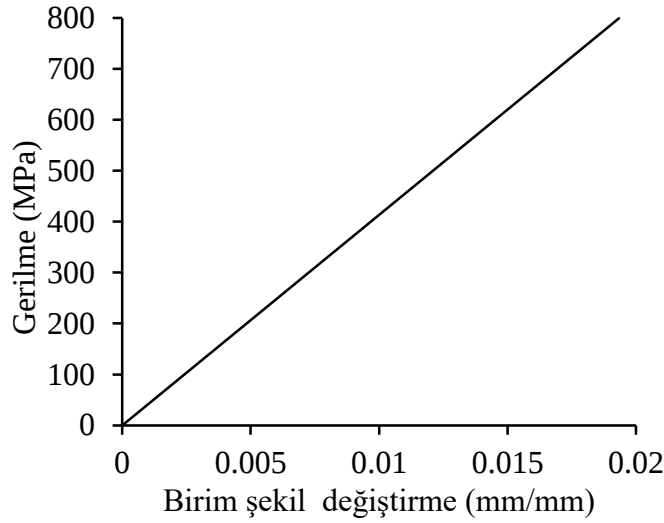
Beton malzemesi Willam ve Warnke (1975) yetersizlik kriteri tanımlanarak betonda meydana gelen ezilmeler ile çekme bölgesinde meydana gelen çatlaklar birlikte dikkate alınabilir. Ancak, çatlamış betonda çatlak boyunca oluşan kesme kuvvetlerinin çatlamamış betona aktarımı kayma modülüne etkilerek yapılabilir. Bu durum, betonda meydana gelen ezilmeler ile çekme bölgesinde meydana gelen çatlaklar dikkate alabilmek için ANSYS (2015)' de iki farklı sabit kullanılmaktadır. Bunlar 0 ile 1 arasında değişen açık ve kapalı çatlak kayma gerilmesi aktarım katsayılarıdır. Pürüzsüz bir çatlak istenmesi durumunda (kayma gerilmelerinin aktarımının tamamen kaybolduğu varsayıldığında) kayma çatlağı aktarım katsayısı 0 ve tam kayma aktarımı istendiğinde (kayma gerilmelerinin aktarımının tamamen sağlandığı varsayıldığında) 1 kullanılabilir. Açık ve kapalı çatlak kayma gerilmesi aktarım katsayıları literatüre bağlı kalınarak bu çalışmada sırasıyla 0.2 ve 0.8 olarak alınmıştır (Kachlakev ve diğ., 2001; Wolanski, 2004; El-Mogy, 2011).

Çelik donatı gerilme-şekil değiştirme ilişkisi pekleşmeli ikili-doğrusal (bi-lineer) ilişki olarak dikkate alınmıştır (Şekil 5.7). Çelik donatının akma dayanımı 420 MPa, kopma dayanımı 483 MPa, akma birim şekil değiştirmesi 0.002 ve kopma birim şekil değiştirmesi 0.08 olarak dikkate alınmıştır (TBDY, 2018). Poisson oranı 0.3 olarak alınmıştır.



Şekil 5.7 : Çelik donatı çubuğu malzeme modeli.

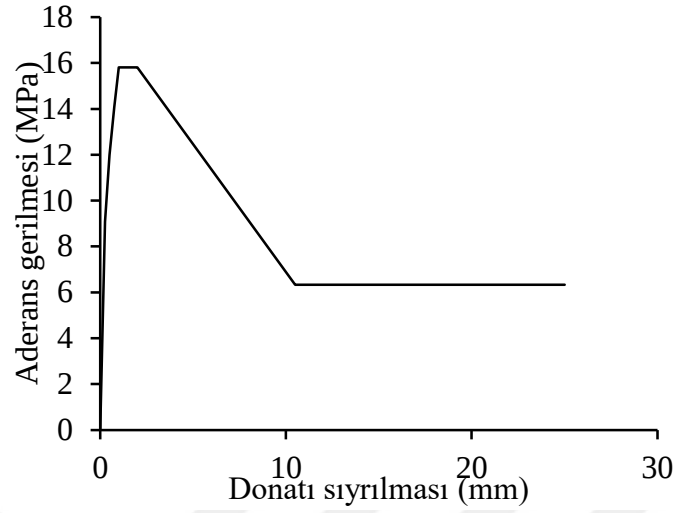
GFRP donatı çubuğu için çekme deneyleri yapılmış ve Bölüm 5.1.1’ de sonuçları sunulmuştur. Bu deneylerden elde edilen elastisite modülü ve kopma dayanım değerlerinin ortalaması dikkate alınarak çalışmada doğrusal gerilme-birim şekil değiştirme ilişkisi kullanılmıştır (Şekil 5.8). Poisson oranı 0.2 olarak dikkate alınmıştır.



Şekil 5.8 : GFRP donatı çubuğu malzeme modeli.

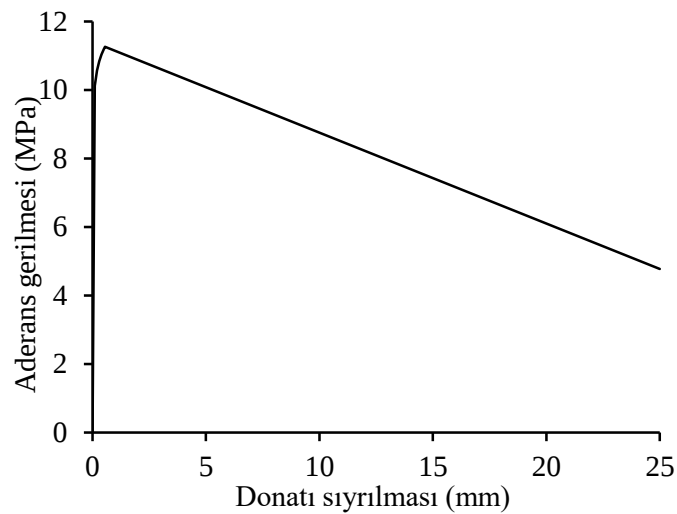
Beton ile GFRP ve çelik donatı arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin tam olarak yansıtılabilmesi için hayali yay elemanlar kullanılmıştır. Çelik donatı çubuğu ile beton arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi Denklem 3.132-3.135 kullanılarak belirlenmiştir (fib Bulletin 55, 2010). Burada, kayma gerilmesi $0.15\tau_{max}$ altına düşmez ve buradan sonra yatayda doğrusal olarak davranır. Ayrıca, Denklem 3.132’ deki α katsayısı nervürlü donatı çubuklar için 0.4 olarak

alınabilir. Beton ile çelik donatı arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi Şekil 5.9’ da verilmiştir.



Şekil 5.9 : Beton ile çelik donatı arayüzündeki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi (fib Bulletin 55 (2010)’ dan C40 beton sınıfı için revize edilerek sunulmuştur).

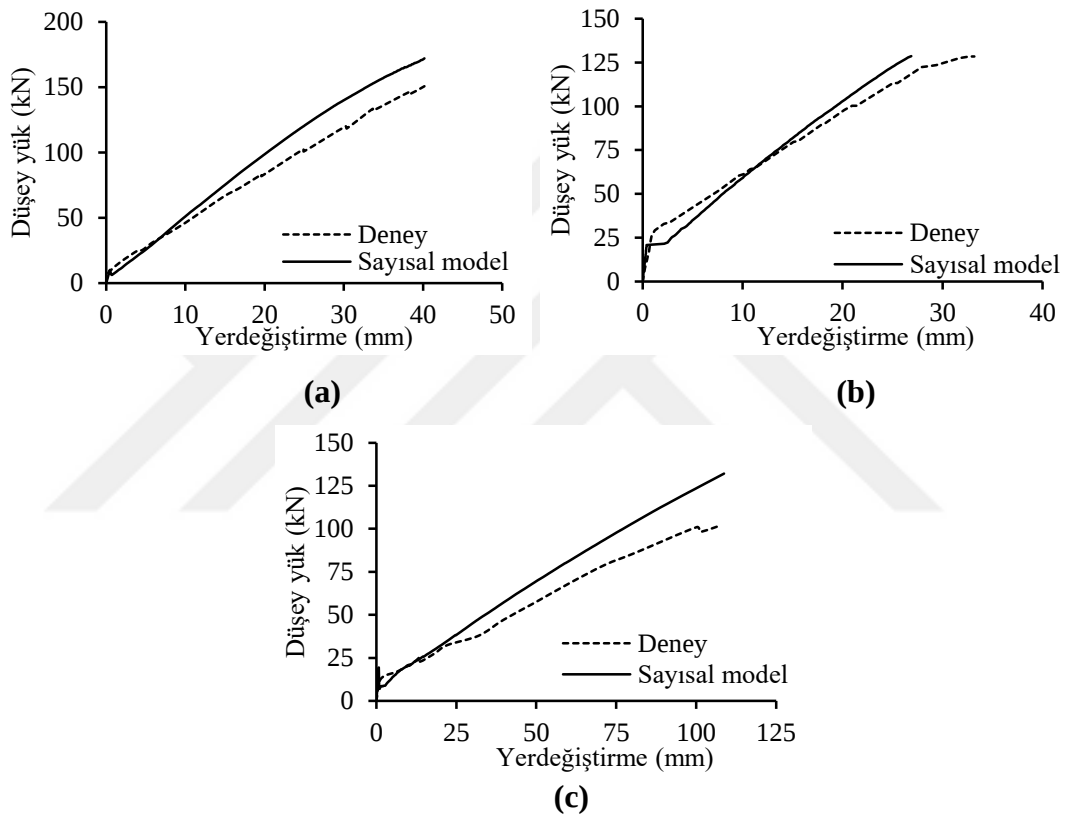
Beton ile GFRP donatı çubuğu aderans gerimesi-donatı sıyrılma ilişkisi literatüre bağlı alınarak dikkate alınmıştır. Vint (2012) tarafından yapılan çalışma sonucunda farklı yüzeyli GFRP donatıların aderans gerimesi-donatı sıyrılması ilişkileri revize edilerek önerilmiştir. Bu çalışmada, spiral sarılmış yüzey için önerilen bağıntılar kullanılmıştır (Denklem 3.160). Çalışma kapsamında, beton ile GFRP donatı arayüzeyi için kullanılan aderans gerimesi-donatı sıyrılma ilişkisi Şekil 5.10’ da sunulmuştur.



Şekil 5.10 : Beton ile GFRP donatı arayüzündeki aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi (Vint (2012) tarafından önerilen model C40 beton sınıfı için revize edilerek sunulmuştur).

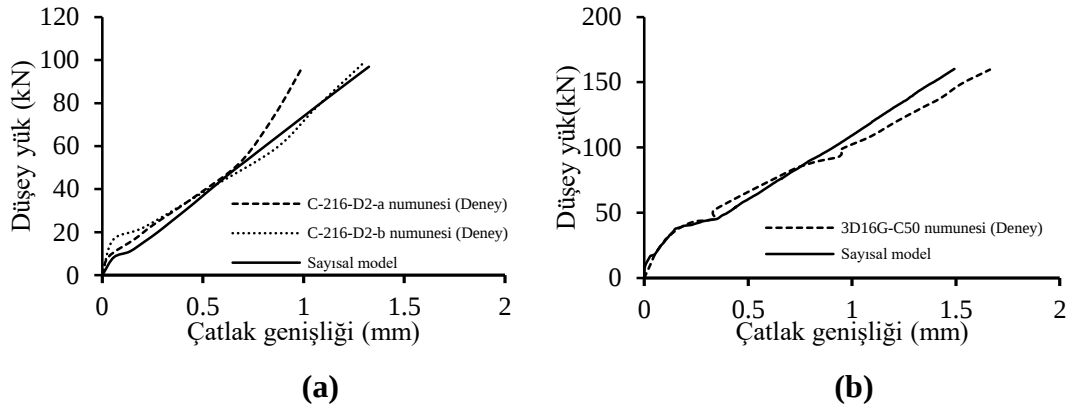
5.1.2.3 Sayısal modellerin doğrulanması

Sayısal modellerin yük-yerdeğiştirme ilişkilerinin doğruluğunu tespit etmek için; Barris ve diğ. (2009) tarafından test edilen C216-D1 numunesinin sayısal modeli, El-Mogy (2011) tarafından test edilen GGu-10d/3 numunesinin sayısal modeli ve Ovitigala ve diğ. (2016) tarafından test edilen 3-10L numunesinin sayısal modeli oluşturulmuştur. Oluşturulan sayısal modeller ve literatürdeki deney sonuçları sırasıyla Şekil 5.11 (a), Şekil 5.11 (b) ve Şekil 5.11 (c)' de karşılaştırılmıştır. Küçük farklar dışında, sayısal ve deneysel sonuçlar birbiriyle oldukça uyumlu gözlenmiştir.



Şekil 5.11 : Deney ve sayısal model yük-yerdeğiştirme ilişkilerinin karşılaştırılması **(a)** Barris ve diğ. (2009) tarafından test edilen C216-D1 numunesi **(b)** El-Mogy (2011) tarafından test edilen GGu-10d/3p numunesi **(c)** Ovitigala ve diğ. (2016) tarafından test edilen 3-10L numunesi.

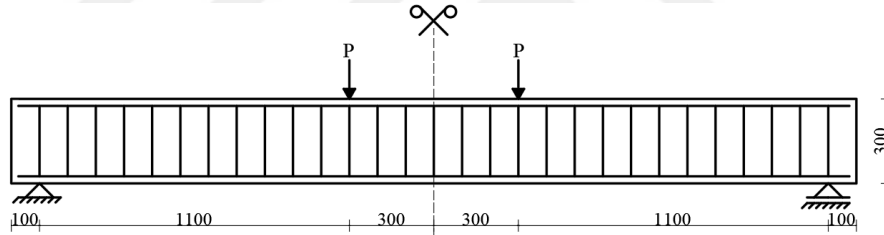
Sayısal modellerin analizi sonucunda belirlenen çatlak genişliklerinin doğruluğunu tespit etmek için; Barris ve diğ. (2009) tarafından test edilen C216-D2-a ve C216-D1-b numunesinin sayısal modeli, Ju ve diğ. (2017) tarafından test edilen GGu-10d/3 numunesinin sayısal modeli oluşturulmuştur. Oluşturulan sayısal modeller ve literatürdeki test sonuçları sırasıyla Şekil 5.12 (a) ve Şekil 5.12 (b)' de karşılaştırılmıştır. Küçük farklar dışında, sayısal ve deneysel sonuçlar birbiriyle oldukça uyumlu gözlenmiştir.



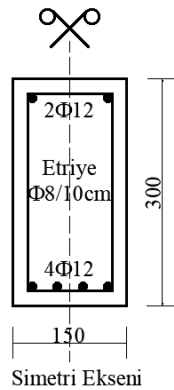
Şekil 5.12 : Deney ve sayısal model yük-çatlak genişliği ilişkilerinin karşılaştırılması
(a) Barris ve diğ. (2009) tarafından test edilen C216-D2-a numunesi ve C216-D2-b numunesi **(b)** Ju ve diğ. (2017) tarafından test edilen GGu-10d/3p numunesi.

5.1.2.4 Yakınsama çalışması ve simetriden faydalanma

Şekil 5.13’ de boyuna ve Şekil 5.14’ de enine kesiti verilmiş kiriş beş farklı (100 mm, 50 mm, 25 mm, 20 mm ve 10 mm) eleman boyutuna bölünerek yakınsama çalışması yapılmıştır (Şekil 5.15).

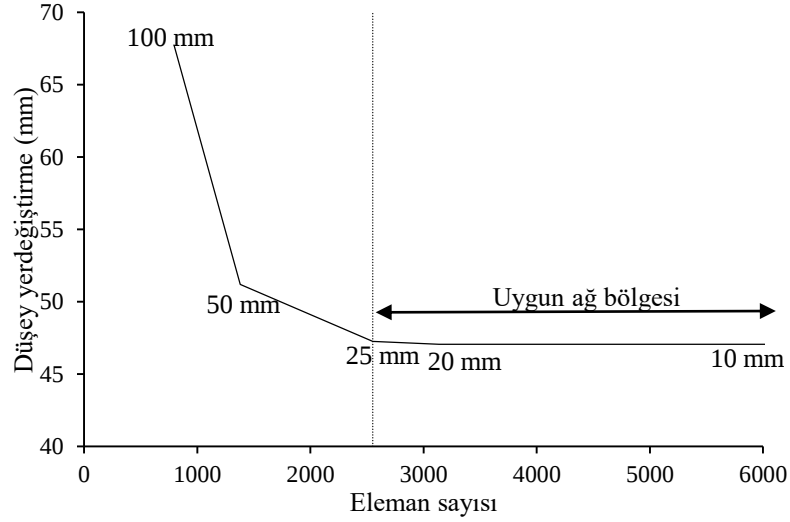


Şekil 5.13 : Kirişin boyuna doğrultudaki kesiti.



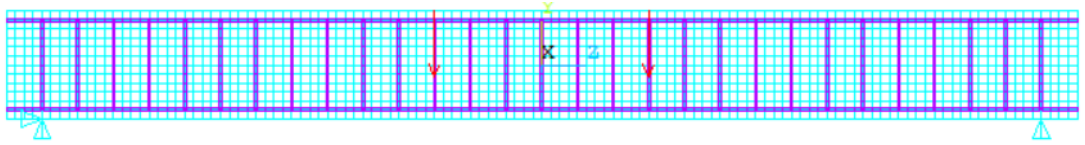
Şekil 5.14 : Kirişin enine doğrultudaki kesiti.

Yakınsama çalışması sonucunda kirişin eleman boyutu 25 mm’ lik parçalara ayrılmasının 10 mm’ lik parçalara ayrılmasına göre %0.5’ lik bir fark meydana getirdiği gözlenmiştir. Bu tez kapsamında elde edilecek sonuçların %0.5’ lik hata ile çözüleceği göz önüne alınarak ağ (mesh) aralığı 25 mm olarak dikkate alınmıştır.

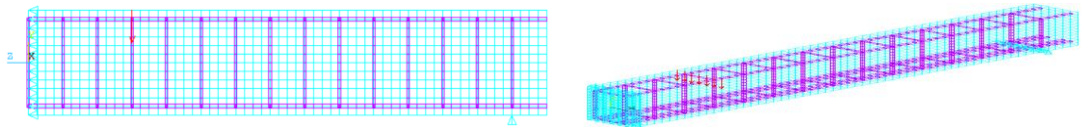


Şekil 5.15 : Yakınsama çalışması.

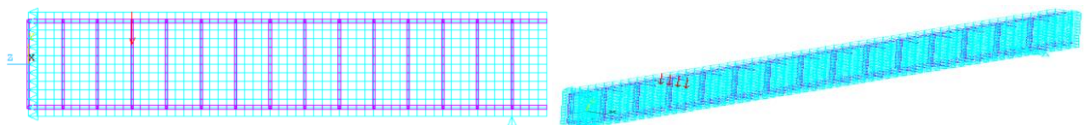
Kirişlerin sonlu elemanlar modeli oluşturulurken kesit simetrisinden faydalanılabilir. Simetri eksenini dikkate alınması; modellenen eleman ya da sistemin sonlu elemanlar çözümlemesinde analiz süresini ve eleman sayısını ciddi derecede azaltır. Ancak, simetri ekseninden parçalanmış eleman ya da sistem tanımlanırken sistem sürekliliği devam edecek şekilde sınır koşulları tanımlanmalıdır. Simetri eksenlerinde tanımlanan sınır koşullarının doğruluğunu irdelemek amacıyla oluşturulan kiriş modelinin kesitleri Şekil 5.13 ve Şekil 5.14’ de verilmiştir. Simetrilerin doğruluğunu incelemek amacıyla tam model (elemanın tamamı), yarım model (elemanın boyuna doğrultuda simetriği alınarak) ve çeyrek model (elemanın boyuna ve enine doğrultuda simetriği alınarak) sonlu elemanlar modelleri oluşturulmuş ve Şekil 5.16’ da verilmiştir.



(a) Tam model sonlu elemanlar görünümü



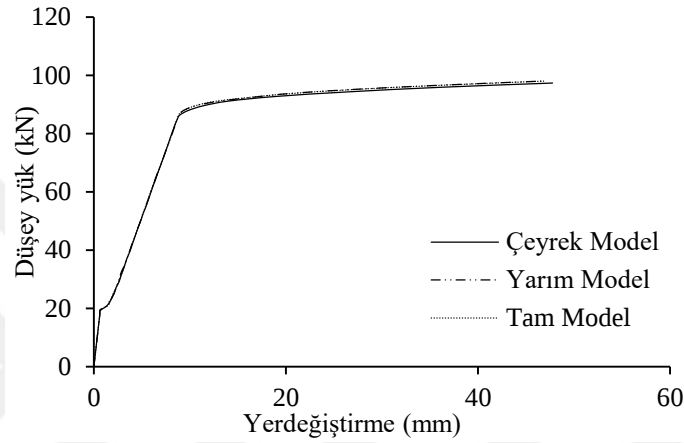
(b) Yarım model sonlu elemanlar görünümü



(c) Çeyrek model sonlu elemanlar görünümü

Şekil 5.16 : Sonlu eleman modelleri (a) tam model (b) yarım model (c) çeyrek model.

Simetri eksenini kullanılarak oluşturulan tam, yarım ve çeyrek modelin yük-yerdeğiştirme ilişkileri Şekil 5.17’ de verilmiştir. Burada, çeyrek modelin tam modelden nihai yük taşıma kapasitesi (2P) ve yerdeğiştirme kapasitesi sırasıyla % 0.6 daha az ve % 1.9 daha fazla olduğu görülmüştür. Burada elde edilen farkların ihmal edilebilecek kadar küçük olduğu gözlenmiştir. Bu sebeple, tezin ilerleyen bölümlerinde eğilme ve kesme numuneleri için oluşturulan sonlu elemanlar modelleri simetri eksenleri dikkate alınarak oluşturulmuş ve modellemede çeyrek model kullanılmıştır.

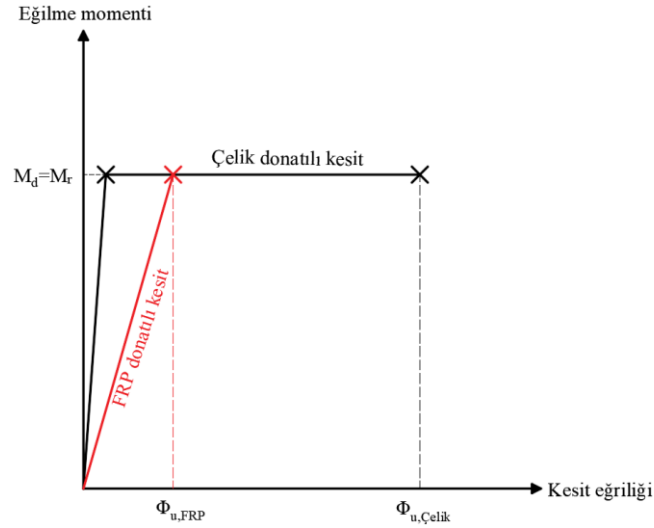


Şekil 5.17 : Simetri eksenini dikkate alınarak oluşturulan kiriş modellerinin karşılaştırılması.

5.1.3 Eğilme etkin elemanlarla ilgili yapılan çalışmalar

5.1.3.1 Enerji yaklaşımı

Bir cisme uygulanan yükün yaptığı iş çubukta deformasyon meydana getirir. Bu işten şekil değiştirme enerjisi ortaya çıkar. Birim hacim başına düşen bu şekil değiştirme enerjisine şekil değiştirme enerji yoğunluğu denir. Bu enerji deformasyon noktasındaki gerilme-birim şekil değiştirme eğrisi altında kalan alan ile hesaplanabilir. Ancak bir yapısal sistemde şekil değiştirme enerjisi, taban kesme kuvveti-tepe yer değiştirme eğrisinin altında kalan alanın hesaplanmasıyla pratik bir şekilde belirlenebilir. Bu çalışmada, kiriş elemanlarının enerjileri yük-yerdeğiştirme ilişkisinin altında kalan alan üzerinden sayısal yöntem olarak trapez kuralı kullanılarak hesaplanmıştır.



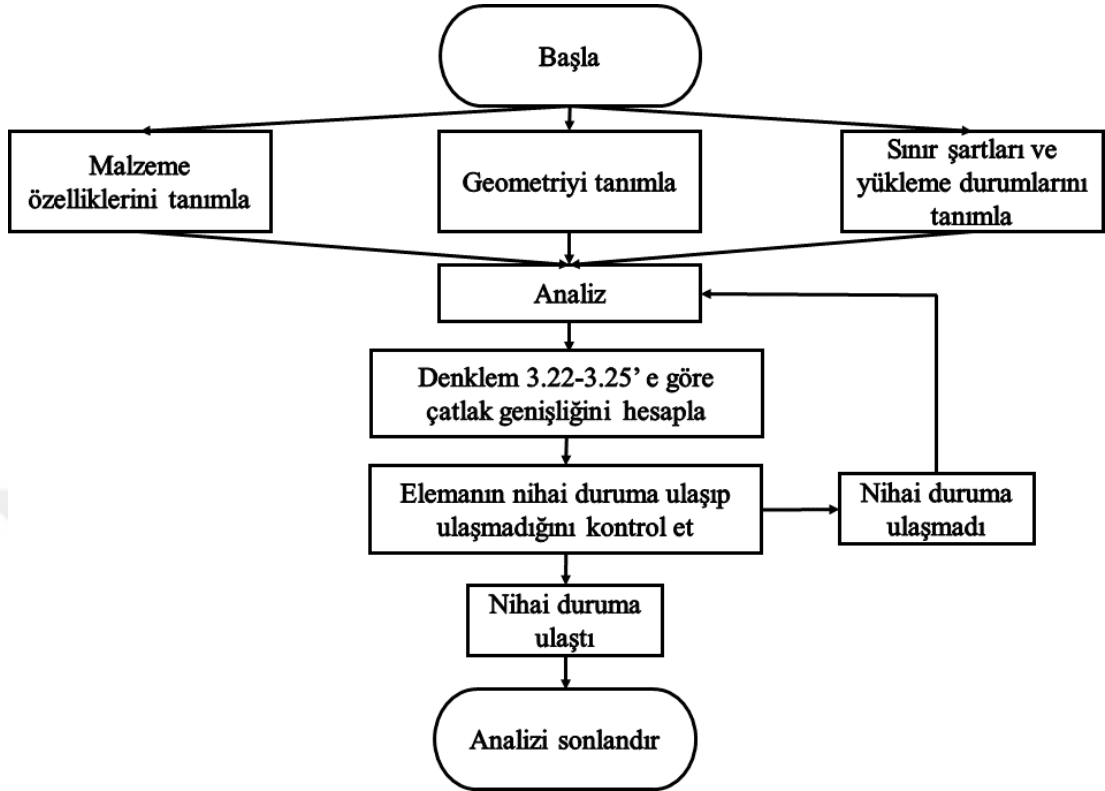
Şekil 5.18 : Tasarım momentine eşit iki farklı (çelik donatılı ve FRP donatılı) betonarme kesitin davranışı.

Bir kesitin dayanımına göre tasarımı, kesitin moment kapasitesinin (M_r) tasarım momentine (M_d) eşit veya ondan büyük olması şartıyla mümkündür. Çelik ve FRP donatılı betonarme kirişlerin davranışındaki farklılıkları daha iyi açıklamak için tasarım momentinin kesit moment kapasitesine eşit olduğu varsayılmıştır (Şekil 5.18). Bu grafikte, betonda meydana gelen çekme çatlakları ihmal edilmiş ve çelik donatılı kirişin pekleşme olmaksızın çift doğrusal davrandığı varsayılmıştır. Şekil 5.18’ de $\phi_{u,FRP}$ ve $\phi_{u,\text{çelik}}$, sırasıyla FRP ve çelik donatı çubuğundaki nihai eğriliklerdir. Aynı moment kapasitesine sahip hem çelik hem de FRP donatılı betonarme kesitler tasarım momentini karşılasa da çelik donatılı kirişin enerjisi FRP donatılı kirişin enerjisine göre çok daha büyük olduğu görülmektedir (Şekil 5.18). Bu durum, Zhu ve diğ. (2019) tarafından da vurgulanmıştır. Bu sebeple, FRP donatılı betonarme kirişler için tasarım veya tasarım önerilerinin enerji bazında yapılması gerekliliğini ortaya koymaktadır. Bu nedenle bu çalışmada GFRP donatılı betonarme kesitler için enerji esaslı tasarıma bağlı önerilerde bulunulması amaçlanmıştır.

5.1.3.2 Çatlak genişliğiyle ilgili sayısal ve analitik birleştirilmiş yaklaşım

Çalışma kapsamında yayılı çatlak yaklaşımı kullanılmıştır. Bu yaklaşımla Sonlu Elemanlar Metodu (SEM) ile modellenen betonarme kirişlerin analizi sonucunda çatlak genişliği belirlenememektir. Bu sebeple, çatlak genişliğini belirlemek için ampirik denklemler kullanılabilir. Çatlak genişliği hesabında en sık kullanılan yaklaşım Frosch (1999) tarafından önerilen yaklaşım olup Denklem 3.22-3.25 ile gösterilmektedir. Bu yaklaşım Bölüm 3’ de detaylı bir şekilde anlatılmıştır. Bu çalışma

kapsamında çatlak genişliğinin belirlenmesinde kullanılan akış şeması Şekil 5.19’ da gösterilmiştir.



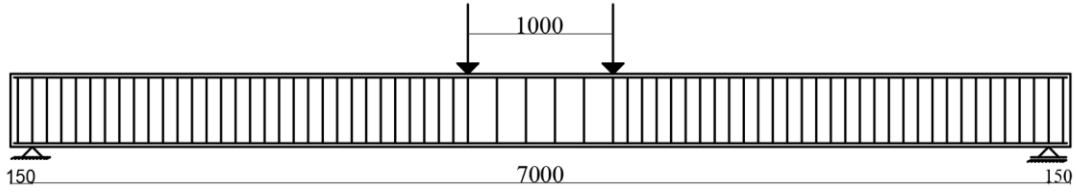
Şekil 5.19 : Çatlak genişliğinin belirlenmesinde kullanılan akış şeması.

Servis yükünü esas alan bazı çalışmalarda $L/180$ (Zhu ve diğ., 2018) ve $L/240$ (El-Nemr ve diğ., 2018) değerine karşılık gelen yerdeğiştirmeler servis yükü olarak varsayılmıştır. Bu durum; AASHTO (2009) yönetmeliği basit mesnetli kirişlerde çatlama kullanılabilirliğinin kontrolü için $L/800$ ’ e karşılık gelen açıklık ortasındaki yerdeğiştirmeyi geçmeyecek şekilde kontrol edilmesini tavsiye eder. ISIS-M03-01 (2007) tarafından servis yükü için birim şekil değiştirme $\%0.2233$ olarak önerilmektedir (Ju ve diğ., 2017). CSA S6-14 (2014) servis yükünü GFRP ve CFRP donatı çubuğunun karakteristik çekme dayanımının $\%25$ ve $\%60$ ’ ı ile sınırlamaktadır. CSA-S6-10 (2010) ise FRP donatı çubuğunun kopana kadar doğrusal davrandığı için servis yükünün beton basınç birim şekil değiştirmesinin $\%0.1$ ’ e karşılık gelen değer olarak önerilmektedir. Bu sınır durum Ruan ve diğ. (2020) tarafından yapılan çalışmada da tercih edilmiştir. Al-Sunna ve diğ. (2012)’ nin yapmış olduğu çalışmada servis yükü beton en dış lifindeki birim şekil değiştirmenin beton basınç dayanımının $\%40$ ’ ına karşılık gelecek şekilde varsayılmıştır. Bazı çalışmalarda servis yükü tasarım momentinin $\%60$ olarak varsayılmıştır (Gribniak ve diğ., 2013, Jakubovskis ve diğ.,

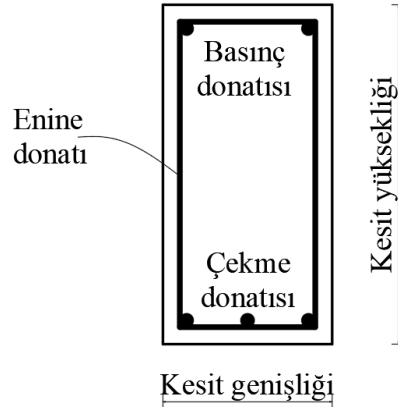
2014). Ancak; servis yükünün belirlenmesinde birçok yaklaşım olmasına rağmen, literatürde genellikle servis yükü nihai yükün yaklaşık %30' u ve %40' ı arasında alınmaktadır (Alsayed ve diğ., 2000; Bischoff, 2005; Wang ve Belarbi, 2005; Rafi ve diğ., 2008; Bischoff ve diğ., 2009; Barris ve diğ., 2009; Elgabbas ve diğ. 2017; Dong ve diğ., 2019; Kim ve Kim, 2019; Zawam ve diğ. 2019). Bunlardan en çok tercih edilen nihai yükün %35 olduğu varsayımdır (Alsayed ve diğ., 2000; Bischoff, 2005; Rafi ve diğ., 2008; Barris ve diğ., 2009). Bu sebeple bu tez kapsamında; servis yükü nihai yükün %35' i olarak dikkate alınmıştır.

5.1.3.3 Eğilme etkin elemanlarda sayısal modeller

Eğilme etkin GFRP ve çelik donatılı betonarme kirişlerin boyuna ve enine kesitleri sırasıyla Şekil 5.20 ve Şekil 5.21' de verilmiştir. Elemanlardaki enine kesit özellikleri farklı olması sebebiyle Şekil 5.21' de verilen enine kesit bilgileri için genel ifadeler kullanılmıştır.



Şekil 5.20 : Eğilme etkin elemanlardaki boyuna kesit.



Şekil 5.21 : Eğilme etkin elemanlardaki enine kesit.

İncelenen betonarme kesitlerde boyut etkisini dikkate almak için tasarımda 250x500, 250x600 ve 300x600 mm boyutlarında üç farklı kiriş kesiti seçilmiştir. Çelik donatılı betonarme kirişler için minimum ve maksimum donatı oranı sırasıyla 0.0042 ve 0.02 olarak belirlenmiştir. Sayısal modeli oluşturulan çelik donatılı kirişlerin kesit özellikleri Çizelge 5.3' de gösterilmiştir. GFRP donatılı betonarme kirişler için ACI

440.1R-06 (2006)'ya göre minimum donatı oranı 0.0032 ve Nanni ve diğ. (2014) önerisi doğrultusunda maksimum donatı oranı 0.075 olarak belirlenmiştir. GFRP donatılara sahip betonarme kirişler, belirtilen sınır koşullara göre tasarlanmıştır (Çizelge 5.4). Ayrıca; FRP donatı çubuğunun basınç dayanımı, çekme dayanımından oldukça düşüktür (Almusallam ve diğ. 1997). Bu nedenle, basınç donatısı olarak FRP kullanıldığında yük taşımadığı varsayılır. Bu itibarla tüm GFRP donatılı kirişlerde basınç donatısı 2φ8 olarak seçilmiştir. Tüm modellerde örtü betonun net kalınlığı 25 mm olarak seçilmiştir. Tüm modellerde etriyeler φ8/100/200 mm olarak seçilmiştir.

Çizelge 5.3 : Eğilme etkin çelik donatılı betonarme kirişlerin özellikleri.

Model numarası	Genişlik (mm)	Derinlik (mm)	Çekme donatısı	Basınç donatısı	$\rho-\rho'$
S1	250	500	3φ16	2φ14	0.00249
S2	250	500	3φ16	2φ16	0.00169
S3	250	500	3φ20	2φ14	0.00534
S4	250	500	3φ20	2φ18	0.00365
S5	250	500	3φ20	2φ20	0.00265
S6	250	500	4φ16	3φ14	0.00289
S7	250	500	4φ16	2φ16	0.00339
S8	250	500	5φ20	2φ20	0.00794
S9	250	600	3φ16	2φ12	0.00262
S10	250	600	3φ16	2φ14	0.00206
S11	250	600	3φ20	2φ16	0.00376
S12	250	600	3φ20	2φ20	0.00219
S13	250	600	4φ20	2φ22	0.00345
S14	250	600	5φ16	2φ14	0.00485
S15	250	600	5φ16	2φ18	0.00345
S16	300	600	4φ16	2φ14	0.00233
S17	300	600	4φ16	2φ14	0.00288
S18	300	600	4φ20	2φ16	0.00495
S19	300	600	4φ20	2φ20	0.00364
S20	300	600	4φ20	3φ20	0.00182
S21	300	600	5φ20	2φ18	0.00615
S22	300	600	5φ20	2φ22	0.00470
S23	300	600	5φ20	3φ20	0.00364
S24	300	600	5φ16	2φ14	0.00732
S25	300	600	5φ16	2φ18	0.00615

*S: Steel rebar (Çelik donatı)

Çizelge 5.4 : Eğilme etkin GFRP donatılı betonarme kirişlerin özellikleri.

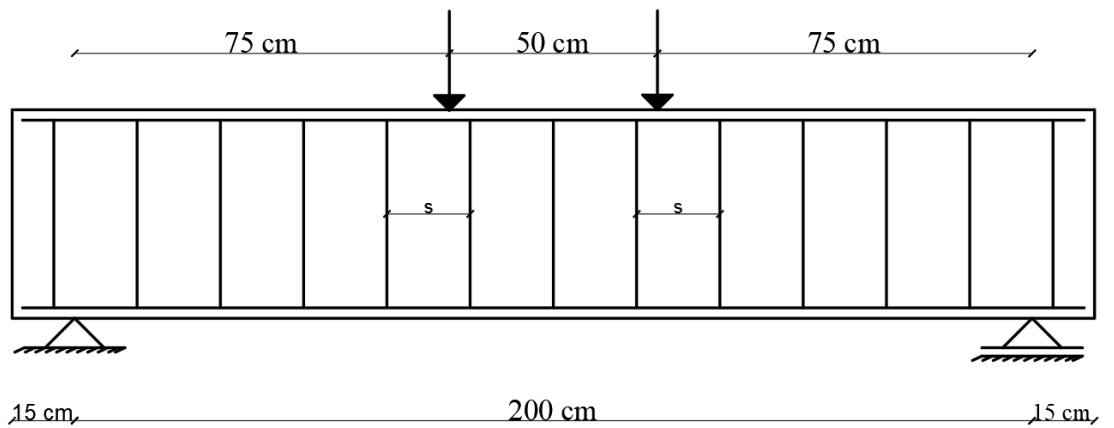
Model numarası	Genişlik (mm)	Derinlik (mm)	Çekme donatısı	Çekme donatı oranı (ρ)	Basınç donatı oranı (ρ')
G1	250	500	3 ϕ 14	0.00389	0.00085
G2	250	500	3 ϕ 16	0.00508	0.00085
G3	250	500	3 ϕ 18	0.00643	0.00085
G4	250	500	3 ϕ 20	0.00794	0.00085
G5	250	500	3 ϕ 22	0.0096	0.00085
G6	250	500	3 ϕ 24	0.01143	0.00085
G7	250	500	3 ϕ 26	0.01341	0.00085
G8	250	500	4 ϕ 12	0.00381	0.00085
G9	250	500	4 ϕ 14	0.00519	0.00085
G10	250	500	4 ϕ 16	0.00677	0.00085
G11	250	500	4 ϕ 18	0.00857	0.00085
G12	250	500	4 ϕ 20	0.01058	0.00085
G13	250	500	4 ϕ 22	0.0128	0.00085
G14	250	500	4 ϕ 24	0.01524	0.00085
G15	250	600	3 ϕ 14	0.00321	0.0007
G16	250	600	3 ϕ 16	0.0042	0.0007
G17	250	600	3 ϕ 18	0.00531	0.0007
G18	250	600	3 ϕ 20	0.00656	0.0007
G19	250	600	3 ϕ 22	0.00793	0.0007
G20	250	600	3 ϕ 24	0.00944	0.0007
G21	250	600	3 ϕ 26	0.01108	0.0007
G22	250	600	4 ϕ 12	0.00315	0.0007
G23	250	600	4 ϕ 14	0.00428	0.0007
G24	250	600	4 ϕ 16	0.00559	0.0007
G25	250	600	4 ϕ 18	0.00708	0.0007
G26	250	600	4 ϕ 20	0.00874	0.0007
G27	250	600	4 ϕ 22	0.01058	0.0007
G28	250	600	4 ϕ 24	0.01259	0.0007
G29	300	600	3 ϕ 16	0.0035	0.00058
G30	300	600	3 ϕ 18	0.00443	0.00058
G31	300	600	3 ϕ 20	0.00546	0.00058
G32	300	600	3 ϕ 22	0.00661	0.00058
G33	300	600	3 ϕ 24	0.00787	0.00058
G34	300	600	4 ϕ 14	0.00357	0.00058
G35	300	600	4 ϕ 16	0.00466	0.00058
G36	300	600	4 ϕ 18	0.0059	0.00058
G37	300	600	4 ϕ 20	0.00728	0.00058
G38	300	600	4 ϕ 22	0.00881	0.00058
G39	300	600	4 ϕ 24	0.01049	0.00058
G40	300	600	4 ϕ 26	0.01231	0.00058

*G: GFRP rebar (GFRP donatı)

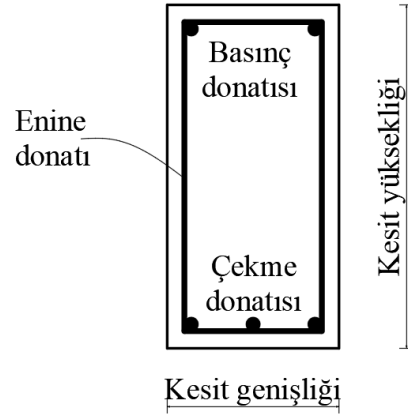
5.1.4 Kesme etkin elemanlarla ilgili yapılan çalışmalar

5.1.4.1 Kesme etkin elemanlarda sayısal modeller

Enine ve boyuna GFRP donatılara sahip betonarme kirişlerin kesme davranışını incelemek için oluşturulan sayısal modellerin boyuna ve enine kesiti sırasıyla Şekil 5.22 ve Şekil 5.23’ de sunulmuştur. Kirişlerde boyut etkisini hesaba katmak için kesit boyutları 250x500, 250x600 ve 300x600 mm olarak dikkate alınmıştır (Çizelge 5.5). Çekme donatı miktarındaki değişimin betonarme kirişin kesme davranışı üzerindeki etkisini gözlemlemek için donatı çubukları 3 ϕ 12, 3 ϕ 14 ve 3 ϕ 16 olarak dikkate alınmıştır (Çizelge 5.5). Ayrıca; FRP donatı çubuğunun basınç dayanımı, çekme dayanımından oldukça düşük (Almusallam ve diğ. 1997) olduğundan, basınç donatısı olarak FRP donatı kullanıldığında yük taşımadığı varsayılacağından tüm modellerde basınç donatısının 2 ϕ 8 olarak dikkate alınmıştır. Kesme etkin elemanlarda enine donatılar önemli bir parametredir. Bu nedenle sayısal modeller enine donatılı ve donatısız olarak modellenmiştir. Enine donatı ϕ 8/100, ϕ 8/150 ve ϕ 8/200 olarak seçilmiştir (Çizelge 5.5). Tüm modellerde paspayı 25 mm olarak dikkate alınmıştır. Çalışmada oluşturulan sayısal modeller sırasıyla enkesit boyutlarına, boyuna donatı oranlarına ($A_f/b_w d$) ve enine donatı oranlarına ($A_w/b_w s_s$) göre isimlendirilmiştir. Örneğin; M1-0.29-0.40 sayısal modelinde M1, kesit boyutunun 250x500 olduğunu, 0.29 boyuna donatı oranının %0.29 ve enine donatının oranının %0.40 olduğunu belirtmektedir.



Şekil 5.22 : Kesme etkin elemanlardaki boyuna kesit.



Şekil 5.23 : Kesme etkin elemanlardaki enine kesit.

Çizelge 5.5 : Kesme etkin GFRP donatılı betonarme kirişlerin özellikleri.

Model numarası	Genişlik (mm)	Derinlik (mm)	Çekme donatısı	Enine donatı
M1-0.29-0	250	500	3φ12	-
M1-0.29-0.40	250	500	3φ12	φ8/100
M1-0.29-0.27	250	500	3φ12	φ8/150
M1-0.29-0.20	250	500	3φ12	φ8/200
M1-0.39-0	250	500	3φ14	-
M1-0.39-0.40	250	500	3φ14	φ8/100
M1-0.39-0.27	250	500	3φ14	φ8/150
M1-0.39-0.20	250	500	3φ14	φ8/200
M1-0.51-0	250	500	3φ16	-
M1-0.51-0.40	250	500	3φ16	φ8/100
M1-0.51-0.27	250	500	3φ16	φ8/150
M1-0.51-0.20	250	500	3φ16	φ8/200
M2-0.29-0	250	500	3φ12	-
M2-0.29-0.40	250	600	3φ12	φ8/100
M2-0.29-0.27	250	600	3φ12	φ8/150
M2-0.29-0.20	250	600	3φ12	φ8/200
M2-0.39-0	250	600	3φ14	-
M2-0.39-0.40	250	600	3φ14	φ8/100
M2-0.39-0.27	250	600	3φ14	φ8/150
M2-0.39-0.20	250	600	3φ14	φ8/200
M2-0.51-0	250	600	3φ16	-
M2-0.51-0.40	250	600	3φ16	φ8/100
M2-0.51-0.27	250	600	3φ16	φ8/150
M2-0.51-0.20	250	600	3φ16	φ8/200
M3-0.29-0	300	600	3φ12	-
M3-0.29-0.40	300	600	3φ12	φ8/100
M3-0.29-0.27	300	600	3φ12	φ8/150
M3-0.29-0.20	300	600	3φ12	φ8/200
M3-0.39-0	300	600	3φ14	-
M3-0.39-0.40	300	600	3φ14	φ8/100
M3-0.39-0.27	300	600	3φ14	φ8/150
M3-0.39-0.20	300	600	3φ14	φ8/200
M3-0.51-0	300	600	3φ16	-
M3-0.51-0.40	300	600	3φ16	φ8/100
M3-0.51-0.27	300	600	3φ16	φ8/150
M3-0.51-0.20	300	600	3φ16	φ8/200

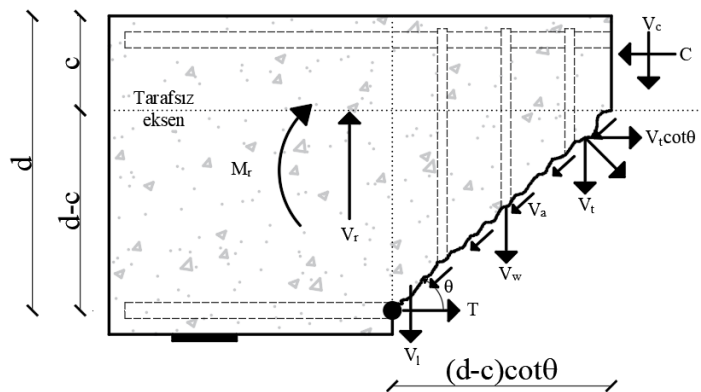
*M:Model

5.1.4.2 Kesme dayanımında kullanılması önerilen tahmin modelinin geliştirilmesi

Betonarme kirişlerin kesme dayanımı genellikle beş parametrenin katkısı ile ifade edilir. Bunlar; betonun kesme dayanımı (V_c), enine donatının kesme dayanımı (V_w), boyuna donatının kaldıraç hareketi nedeniyle kesme dayanımı (V_l), eğimli çatlaklar arasında oluşan artık çekme dayanımı (V_t) ve agrega kilitlenmesi nedeniyle oluşan kesme dayanımı (V_a)'dır (Campana ve diğ., 2013; Oller ve diğ., 2015; Cladera ve diğ., 2016) (Şekil 5.24). Önerilen kesme tahmin modellerindeki genel yaklaşım, Denklem 5.10' da gösterildiği gibi FRP donatı çubuğunun kesme dayanıma katkısı (V_{fw}) ve betonun kesme dayanım katkısına (V_c) eklenmesiyle belirlenir. Ancak bu etkilere ek olarak bazı araştırmacılar (Oller ve diğ., 2015) ve yönetmelikler (CSA S6-14, 2014) agrega boyutuna bağlı olarak mekanik kilitlemeyi de dikkate almışlardır. Fakat; boyuna donatının kaldıraç hareketi ve eğik çatlaklar arasındaki artık çekme dayanımı nedeniyle oluşan katkılar diğer katkılara nazaran düşük olduğundan kesme dayanım tahmin modellerin çoğunda dikkate alınmamıştır. Bu tez kapsamında; JSCE (1997), BISE-1999 (1999), CSA S806-02 (2002), ACI440.1R-106 (2006), CNR-DT203/2006 (2006), ISIS-M03-01(2007), Nehdi ve diğ. (2007), Fico ve diğ. (2008), Hegger ve diğ. (2009), CSA S806-12 (2012) ve Valivonis ve diğ. (2015) tarafından da önerildiği gibi beton katkısı ve enine donatı katkısını dikkate alan FRP donatı çubuklu betonarme elemanların kesme dayanımı tahmini için TS500 (2000)'deki ilgili kısım revize edilerek bir model geliştirilmiştir.

$$V_r = V_c + V_{fw} \quad (5.10)$$

Burada; V_r betonarme kirişin kesme dayanımı, V_c betonun kesme dayanımına katkısı ve V_{fw} FRP donatı çubuğunun kesme dayanıma katkısıdır.



Şekil 5.24 : Etriyeli betonarme elemanların kesme dayanımına katkıda bulunan elemanlar.

TS500 (2000)' de betonun kesme dayanımına katkısı sadece çelik donatılar dikkate alınarak verilmiştir (Denklem 5.11). Belirtilen denklemde kullanılan çekme dayanımı (f_{ct}) Denklem 5.12 kullanılarak hesaplanabilir.

$$V_c = 0.65 f_{ct} b_w d \quad (5.11)$$

$$f_{ct} = 0.35 \sqrt{f_c} \quad (5.12)$$

Burada; V_c betonun kesme dayanımı, f_{ct} çekme dayanımı, b_w kesit genişliği, d etkili derinlik ve f_c beton basınç dayanımıdır.

Son zamanlarda, FRP donatılı betonarme elemanların kullanımı yaygınlaşmıştır. Bu durum, çelik donatılı betonarme elemanların tasarımında kullanılan denklemlerin revize edilmesini ve FRP donatılı betonarme elemanların tasarımı için uygun hale getirilmesini gerekli kılmıştır. JSCE (1997), BISE-1999 (1999), CNR-DT203/2006 (2006), ISIS-M03-01(2007) gibi yönetmelikler ve Nehdi ve diğ. (2007), Hegger (2009) gibi çalışmalar beton dayanımının Denklem 5.13 ile ilişkilendirilerek revize edilebileceğini göstermiştir. Denklem 5.13' deki μ katsayısı JSCE (1997), BISE-1999 (1999) ve Hegger ve diğ. (2009) tarafından 1/3, CNR-DT203/2006 (2006) ve ISIS-M03-01 (2007) tarafından 0.5 olarak dikkate alınmıştır. Ayrıca, Nehdi ve diğ. (2007) genetik algoritma tabanlı önerisinde bu katsayıyı optimizasyon sonucunda 0.23 ve tasarım için 0.3 olarak vermişlerdir.

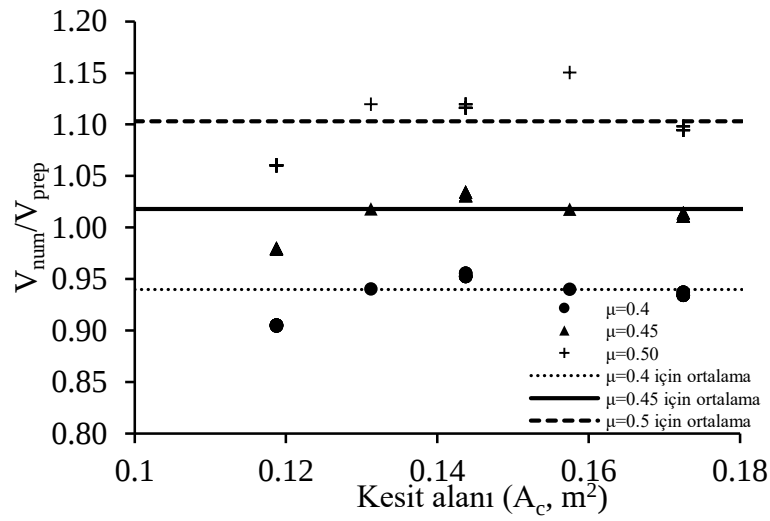
$$\left(\frac{E_f}{E_s} \right)^\mu \quad (5.13)$$

Burada; E_f çekme bölgesindeki FRP donatının elastisite modülü, E_s çekme bölgesindeki çelik donatının elastisite modülü ve μ regresyon analizinden belirlenen katsayıdır.

Bu çalışmada, FRP donatılı betonarme elemanda betonun kesme dayanım katkısının Denklem 5.11 Denklem 5.13' e entegre edilerek Denklem 5.14 şeklinde elde edilebilir. Ayrıca, bu denklemde E_f/E_s ISIS-M03-01(2007)' de olduğu gibi 1' den büyük olmaması önerilir.

$$V_c = 0.65 \left(\frac{E_f}{E_s} \right)^\mu f_{ct} b_w d \quad (5.14)$$

Detayları Çizelge 5.5’ de gösterilen etriyesiz betonarme kirişlerin sayısal analizi yapılmış ve Denklem 5.14 ile doğrusal olmayan regresyon analizi yapılmıştır. Yapılan analiz sonucunda μ katsayısının 0.467 olduğunda optimum çözüm verdiği belirlenmiştir. Ancak çalışmada kullanılabilirlik açısından μ katsayısı 0.45 olarak önerilmektedir. Sayısal analizden elde edilen sonucun tahmin modelinden elde edilen sonuca oranının (V_{num}/V_{prep}) (farklı μ katsayıları için) kesit alanına bağlı olarak değişimi Şekil 5.25’ de verilmiştir. μ katsayısı 0.45 olduğunda V_{num}/V_{prep} ortalama değerin yaklaşık 1.02 olduğunu tespit edilmiştir. Bu durum, sayısal model ve tahmin modelinin oldukça uyumlu olduğunu gösterir.



Şekil 5.25 : V_{num}/V_{prep} ’ in kesit alanına göre değişimi.

TS500 (2000)’ de etriyelerin kesme dayanımı için verilen denklemler sadece çelik donatı için düzenlenmiştir (Denklem 5.15). Belirtilen bu denklem JSCE (1997), BISE-1999 (1999), CSA S806-02 (2002), ACI440.1R-106 (2006), CNR-DT203/2006 (2006), ISIS-M03-01 (2007), Fico ve diğ. (2008), Hegger ve diğ. (2009), CSA S806-12 (2012) ve CSA S6-14 (2014)’ de sunulan denklemlerle benzerdir. Bu çalışmalarda etriye olarak kullanılan FRP donatı çubuğunun katkısını dikkate almak için denklemler revize edilmiştir. Bu nedenle, TS500 (2000)’ de önerilen denklemin, FRP donatı çubuğundan üretilen etriyelerle de kullanılabilmesi için revize edilmesi gerekmektedir.

$$V_w = \frac{A_w f_{yw} d}{s_s} \quad (5.15)$$

FRP enine donatıdaki gerilme seviyesi; JSCE (1997), BISE-1999 (1999), ACI440.1R-106 (2006), ISIS-M03-01 (2007), Hegger ve diğ. (2009), CSA S806-12 (2012) ve

Valivonis (2015) tarafından önerilen denklemlerde birim şekil değiştirme (ϵ_{fw}) seviyesine bağlı olarak sınırlandırılmıştır. Fico ve diğ. (2008) tarafından FRP donatı çubuğunun birim şekil değiştirme seviyesinin donatı türüne bağlı olarak değişmesi gerektiğini vurgulamıştır (Çizelge 5.6).

Çizelge 5.6 : Fico ve diğ. (2008) tarafından önerilen FRP enine donatının sınır birim şekil değiştirme değerleri.

FRP' nin türü	ϵ_{fw}
CFRP	0.0035
AFRP	0.007
GFRP	0.0085

FRP donatı çubuğunun bükülmesi çekme dayanımını azaltır. Bu nedenle ACI440.1R-06 (2006) tarafından bükülmüş FRP donatı çubuğunun çekme dayanımı için Denklem 5.16 önerilmiştir. Kesme çatlağı bununla kontrol edilir ve FRP enine donatısının bükülmüş kısmından olası kopmalar önlenir. ISIS-M03-01 (2007) ve CSA S6-14 (2014) tarafından bahsedilen denklem, 1.5 katsayısına bölünerek daha ihtiyatlı bir şekilde kullanılır.

$$f_{fb} = \left(0.05 \frac{r_b}{d_b} + 0.3 \right) f_{fu} \leq f_{fu} \quad (5.16)$$

Burada; f_{fb} bükülmüş FRP donatı çubuğunun dayanımı, r_b bükülmüş kısmın iç yarıçapı, d_b donatının çapı ve f_{fu} FRP donatı çubuğunun çekme dayanımıdır.

Betonarme elemandaki etkili kesme derinliği (d_v), eğilme nedeniyle oluşan çekme ve basınç kuvvetleri arasındaki mesafedir. ISIS-M03-01 (2007), Hegger ve diğ. (2009) ve CSA S806-12 (2012) tarafından bu mesafenin yatay doğrultusundaki bileşeni mevcut denklemlere etkililmiş ve $d_v=0.9d$ olarak kabul edilmiştir. CSA S6-14 (2014)' de, d_v ' nin $0.9d$ ve $0.72h$ ' den büyük olanı kabul edilir. Bu değer, Oller ve diğ. (2015) ve Cladera ve diğ. (2016) tarafından kritik kesme çatlağının ilk bölümünün yatay iz düşümü olarak kabul edilir. Bu ifadenin yaklaşık olarak $0.85d$ ' ye eşit alınabileceği vurgulanmıştır.

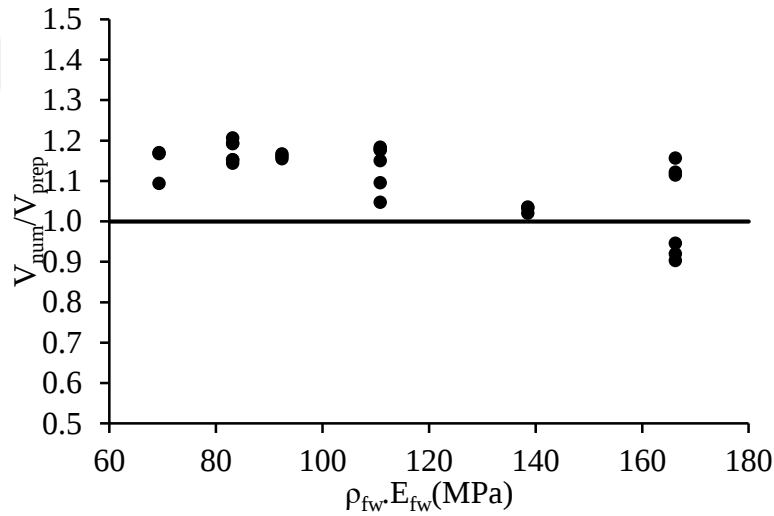
TS500 (2000)' deki mevcut Denklem 5.16, Denklem 5.17' deki gibi revize edilerek önerilmiştir. Bu denklemde etriyenin gerilmesi Fico ve diğ. (2008) tarafından önerilen Çizelge 5.5' teki birim şekil değiştirme sınır değerlerine bağlı olarak Denklem 5.18 kullanılarak hesaplanabilir. Ancak, bu denklemde kesme çatlağının kontrol edilmesi

ve FRP etriyesinin bükülmüş kısımdan kopmasının önlenmesi istenmektedir. Bu nedenle, ISIS-M03-01 (2007), CSA S6-14 (2014) ve ACI440.1R-106 (2006)' de olduğu gibi ihtiyatlı tarafta kalınarak minimum r_b/d_b oranı 3 olarak dikkate alındığında etriye donatı çubuğunun gerilme seviyesi Denklem 5.18 gibi belirli değeri aşması önlenerek şekilde dikkate alınabilir.

$$V_{fw} = \frac{A_w f_{fw} 0.85d}{s_s} \quad (5.17)$$

$$f_{fw} = \varepsilon_{fw} E_{fw} \leq 0.225 f_{fu} \quad (5.18)$$

Burada; V_{fw} enine FRP donatı çubuğunun kesme dayanımı, A_w kesme donatısının toplam kesit alanı, f_w tasarımda kullanılacak FRP etriyesi için gerilme sınır değeri, d etkili derinlik, s_s etriye aralığı, ε_{fw} tasarımda kullanılacak FRP etriyesi için nihai durum gerilme sınır değeri, E_{fw} enine FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, f_{fu} FRP donatı çubuğunun nihai çekme dayanımıdır.



Şekil 5.26 : V_{num}/V_{prep} ' in $\rho_{fw} E_{fw}$ göre değişimi.

Detayları Çizelge 5.5' de verilen etriyeli betonarme kirişlerin sayısal analizi yapılmış ve bu modeller için enine donatının kesme dayanımı belirlenmiştir. Oluşturulan bu sayısal model ve önerilen tahmin modeli kullanılarak etriyenin kesme dayanımı hesaplanmıştır. Hesaplamalar sonucunda, sayısal modelden elde edilen sonucun önerilen tahmin modeline oranının (V_{num}/V_{prep}) kesme donatı oranı-enine FRP donatı çubuğunun elastisite modülüne ($\rho_{fw} E_{fw}$) göre değişimi Şekil 5.26' da sunulmuştur.

Ayrıca, önerilen tahmin modelinden elde edilen sonuçların sayısal modelden elde edilen sonuçların %93.7' sini ($R^2=\%93.7$) açıklayabildiği belirlenmiştir.

5.1.4.3 Literatürdeki deneysel veriler

Bu tez kapsamında, enine ve boyuna FRP donatılara sahip betonarme kirişlerin kesme dayanımının tespitinde kullanılan mevcut tahmin modelleri ve önerilen tahmin modeliyle deney sonuçlarının karşılaştırılması amaçlanmaktadır. Bu karşılaştırma için; Tottori ve Wakui (1993), Nagasaka ve diğ. (1993), Maruyama ve Zhao (1994), Okamoto ve diğ. (1994), Nakamura ve Higai (1995), Zhao ve diğ. (1995), Maruyama ve Zhao (1996), Vijay ve diğ. (1996), Alsayed ve diğ. (1997), Duranovic ve diğ. (1997), Alsayed (1998), Shehata ve diğ. (2000), Niewels (2008), Ahmed ve diğ. (2010b), Said ve diğ. (2016), Vora ve Shah (2016) tarafından yapılan deneysel çalışmalar incelenmiş ve çalışmada kullanılan deneysel veriler Ek A' da sunulmuştur. Çalışma kapsamında sayısal modellerin kesme dayanım kapasitesi 500 kN' nun altında olduğu için önerilen tahmin modelinin 500 kN' nun üzerindeki deneysel sonuçlarda hatalı sonuç verebileceği düşünülmektedir. Bu nedenle deneysel veriler, nihai kesme dayanımı 500 kN' dan küçük olan veri tabanından seçilmiştir. TS-500 (2000)' de beton dayanımları 50 MPa' a kadar belirtilmiştir. Önerilen denklem TS-500' den revize edildiği için, beton basınç dayanımı 50 MPa' ın üzerinde olan deneysel veriler (yüksek dayanımlı betonlar) çalışmadaki veri setine dahil edilmemiştir. Ayrıca, çalışmada kullanılan deneysel veri tabanı literatürde enine donatı oranı %1.07' nin altında ve a/d oranı 4' ün altında olacak şekilde seçilmiştir. Bunlara ek olarak, deney verisinde bulunmaması durumunda etriyenin bükülen yerin iç yarıçapının çubuk çapına oranı (r_b/d_b) 3 olarak varsayılmıştır (Ehsani ve diğ., 1995; ACI 440.1R-06, 2006). Bazı deneysel verilerde paspayı ve agrega boyutu belirtilmemiştir. Bu verilerin literatürde belirtilmemesi durumunda çalışma kapsamında bu değerler sırasıyla 25 mm ve 15 mm olarak kabul edilmiştir. Deneysel veri tabanının istatistiksel özeti Çizelge 5.7' de sunulmuştur. Seçilen deneysel verilerde; kesit genişliği (b_w) 120 mm ile 300 mm aralığında, kesit etkili derinliği (d) 210-600 mm aralığında, kesme açıklığının etkili derinliğe oranı (a/d) 1.20-3.30 aralığında, beton basınç dayanımı (f_c) 19.60-50.00 MPa aralığında, boyuna donatı oranı (ρ_f) 0.55-3.65 aralığında, boyuna donatının elastisite modülü (E_f) 29-200 GPa aralığında, enine donatı oranı (ρ_{fw}) 0.04 ile 1.07 aralığında, enine FRP donatının elastisite modülü (E_{fw}) 30-144 GPa aralığında, enine FRP

donatının kopma dayanımı (f_{fwu}) 322-2040 MPa aralığında, test edilen kirişin nihai kesme dayanımı (V_{exp}) 49-440 kN aralığında değişmektedir.

Çizelge 5.7 : FRP etriyeli betonarme kirişlerin kesme dayanımında kullanılan deneysel veritabanının istatistiksel değerlendirmesi.

Özellik	Minimum	Maksimum	Ortanca	Ortalama	CoV (%)
b_w (mm)	120.00	300.00	200.00	202.00	24.66
d (mm)	210.00	600.00	260.00	291.48	24.49
a/d	1.20	3.30	2.50	2.45	24.54
f_c (MPa)	19.60	50.00	34.90	36.05	17.13
ρ_f (%)	0.55	3.65	1.37	1.51	46.83
E_f (GPa)	29.00	200.00	58.00	71.90	50.40
ρ_{fw} (%)	0.04	1.07	0.35	0.43	75.23
E_{fw} (GPa)	30.00	144.00	58.00	70.46	51.32
f_{fwu} (MPa)	322.00	2040.00	891.00	1002.70	36.55
V_{exp} (kN)	49.00	440.00	113.00	148.59	58.53

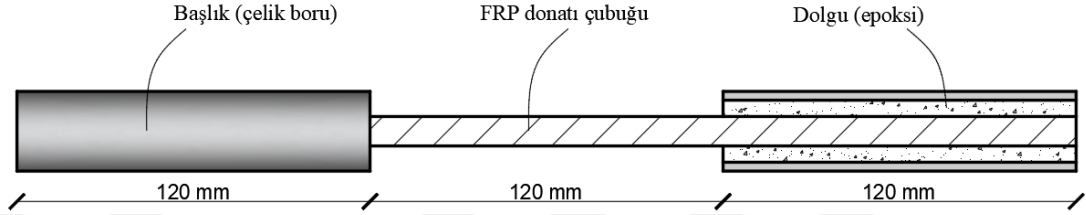
5.2 Betona Gömülü GFRP Donatının Aderans Davranışı için Yapılan Çalışmalar

Bu tez kapsamında GFRP donatının beton ile aderansını araştırmak için deneysel bir çalışma yürütülmüştür. Bu deneysel çalışmaya ait bilgiler aşağıda verilmiştir.

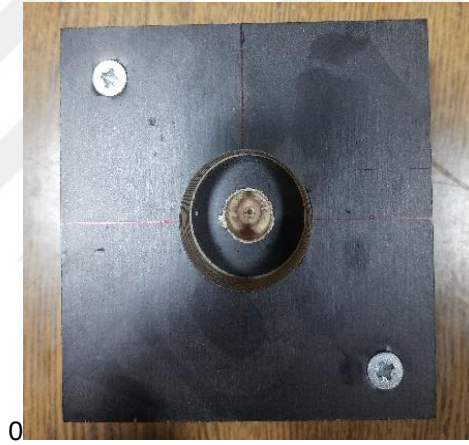
5.2.1 GFRP donatı çubuğundan çekme deney numunesinin hazırlanması, çekme testinin yapılması ve beton eksenel basınç testi

Deneysel çalışmada kullanılacak olan GFRP donatı çubuğunun mekanik davranışının doğru bir şekilde belirlenmesi için öncelikle çekme deneyi gerçekleştirilmiştir. GFRP donatı çubuğu gevrek ve enine doğrultudaki dayanımı oldukça düşüktür. Bu nedenle, GFRP donatı çubuğunun çekme cihazının çenelerine doğrudan tutturulamadığından bu kısma başlıklama yapılmıştır. Başlık için; et kalınlığı 3 mm olan 27 mm çapında bir çelik boru kullanılmıştır (Şekil 5.27). GFRP çekme numunelerinde dış merkezlik oluşmaması için çelik borunun tam merkezine oturması gereklidir. Bu nedenle, çekme numunelerini merkezlemede kullanılacak özel bir aparat tasarlanıp üretilmiştir (Şekil 5.28). Bu aparatın hazırlanmasında kontraplak (plywood) kullanılmıştır. Bunun için 3 adet 100 mmx100 mm boyutlarında kare şeklinde numune kesilmiş ve bu aparatın merkezine 30 mm çapında ahşap matkap ucu kullanılarak delik açılmıştır. Bu 3 kare plaka 1 adet 100 mmx1200 mm uzunluğundaki plakaya monte edilmiş ve monte edildiği bölgelerin merkezine GFRP donatı çubuklarını sabitlemek amacıyla 12 mm ahşap matkap ucu kullanılarak delik açılmıştır. Çelik borular ve FRP donatı çubuğu arasında kimyasal dübel (epoksi) kullanılmıştır. Epoksi ile çelik boru

arasında aderansı artırmak amacıyla elik boruların içerisine kılavuz açılmıştır (ekil 5.29). Çekme numunelerinin üretim aşamaları ekil 5.30’ da sunulmuştur. Başlıklama tamamlandıktan sonra başlıklar çekme cihazının çenelerine gelecek şekilde numuneler cihaza yerleştirilmiş ve test edilmiştir. Deneyde yükleme hızı ortalama 0.01 birim şekil değiştirme/dk olacak şekilde (ASTM D7205-11, 2011) Shimadzu AG-X Plus 250 kN cihazı kullanılmış olup, eş zamanlı olarak video ekstansometre ile deformasyon ölçümü yapılarak, birim şekil değiştirme tespiti yapılmıştır.



Şekil 5.27 : GFRP donatı çubuğu çekme deney numunesi.



Şekil 5.28 : elik boru merkezleme aparatı.



Şekil 5.29 : elik boru kılavuzlama işlemi.



(a)



(b)



(d)

Şekil 5.30 : Çekme numunelerin üretim aşamaları (a) çelik boruların merkezlenmesi (b) GFRP donatı çubuğunun alt başlıklara gömülmesi (b) GFRP donatı çubuğunun üst başlıklara gömülmesi.

GFRP donatı çubuğunun çekme deney numunesine ait görsel Şekil 5.31’ de sunulmuş olup, deneyi sonucunda elde edilen sonuçlar Çizelge 5.8’ de gösterilmiştir. FRP donatı çubuğunun elastisite modülü, birim şekil değiştirme başlangıç noktası %0.1 ve bitiş noktası %0.3 olarak dikkate alınarak belirlenebilir. Ancak, nihai birim şekil değiştirmeye %0.6’ dan daha az birim şekil değiştirmeyeyle kopan FRP donatı çubuğu için başlangıç ve bitiş noktası sırasıyla nihai birim şekil değiştirmenin %25 ve %50’ si olarak dikkate alınabilir (ASTM D7205-11, 2011). Belirlenen başlangıç ve bitiş noktaları ışığında elastisite modülü Denklem 5.19 kullanılarak belirlenmiştir.

$$E_f = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} \quad (5.19)$$

Burada; E_f donatı çubuğunun elastisite modülü, $\Delta\sigma$ bitiş ve başlangıç birim şekil değiştirmelere karşılık gelen çekme gerilmeleri arasındaki fark, $\Delta\varepsilon$ seçilen çekme birim şekil değiştirme arasındaki farkı ifade eder.

Çizelge 5.8 : GFRP donatı çubuğu çekme deney sonuçları.

Numune	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme dayanımına karşılık gelen BŞD (%)	%0.1 BŞD karşılık gelen gerilme (%)	%0.3 BŞD karşılık gelen gerilme (%)	Elastisite modülü (MPa)
1	537.4	1.28	56.4	139.4	41532
2	565.2	1.06	52.2	168.1	57942
3	586.3	1.24	40.8	139.9	49583
Ortalama	563.0	1.19	49.8	149.2	49686



Şekil 5.31 : GFRP donatı çubuğu çekme deneyi.

Beton sınıfını kontrol etmek amacıyla, hem C25 sınıfı hem de C40 sınıfı beton serileri için beton numune üretimi sırasında standart boyutlarda küp numuneler alınmış ve bu numunelerin 28. günde basınç testleri yapılmıştır (Şekil 5.32). C25 serisinde üç adet numunenin ortalama silindir basınç dayanımı 33.67 MPa olarak elde edilmiş, %5 aşılma olasılığı dikkate alınarak karakteristik dayanımı 25.67 MPa olarak elde edilmiştir (Çizelge 5.9). C40 serisi için bu değerler sırasıyla 49.96 MPa ve 41.96 MPa olarak elde edilmiştir (Çizelge 5.10). Böylece numune üretiminde hedeflenen C25 ve C40 beton sınıflarının sağlandığı teyit edilmiştir.



Şekil 5.32 : Beton eksenel basınç deneyi.

Çizelge 5.9 : C25 serisi numuneler için beton eksenel basınç deney sonuçları.

Numune	Kırılma yükü (kN)	Basınç dayanımı (15x15 cm küp) (MPa)	Basınç dayanımı (15x30 cm silindir) (MPa)	Karakteristik basınç dayanımı (std. silindir) (MPa)
1	805	35.78	32.53	25.67
2	851.9	37.86	34.42	
3	843	37.47	34.06	
Ortalama	833.3	37.04	33.67	

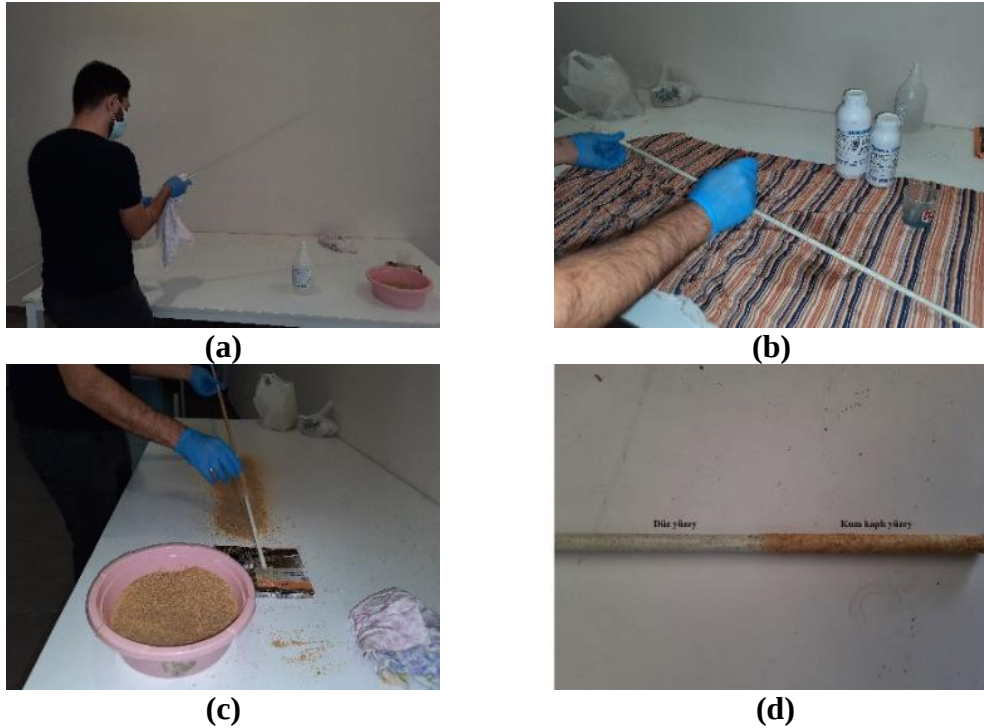
Çizelge 5.10 : C40 serisi numuneler için beton eksenel basınç deney sonuçları.

Numune	Kırılma yükü (kN)	Basınç dayanımı (15x15 cm küp) (MPa)	Basınç dayanımı (15x30 cm silindir) (MPa)	Karakteristik basınç dayanımı (std. silindir) (MPa)
1	1235.2	54.9	49.91	41.96
2	1261.4	56.06	50.97	
3	1212.6	53.89	48.99	
Ortalama	1236.4	54.95	49.96	

5.2.2 Eğilmede aderans deneyi

5.2.2.1 GFRP donatı çubuğu dış yüzeyine kum kaplanması

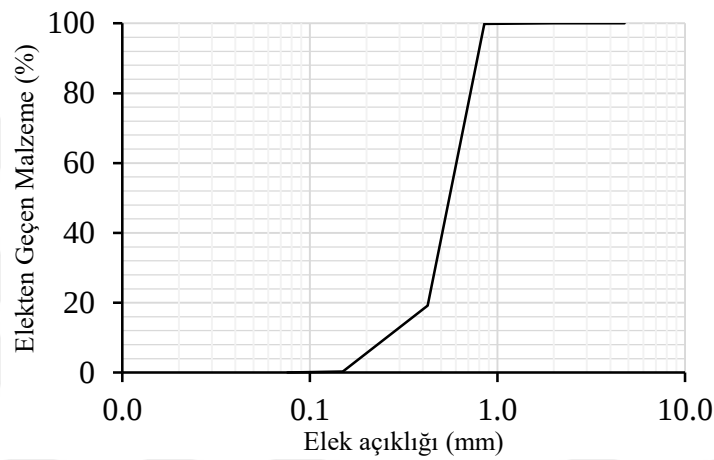
GFRP donatı çubuğunun yüzeyinde aderans gerilmelerini artırmak için öncelikle kum kaplama işlemi yapılmıştır. Kum kaplamanın üretim aşamaları Şekil 5.33’ de sunulmuştur. Bu aşamalar sırasıyla asetonla temizleme (Şekil 5.33a), epoksinin sürülmesi (Şekil 5.33b) ve kum serpmesi (Şekil 5.33c) aşamalarıdır. Kum kaplanan GFRP donatı çubukları oda sıcaklığında kür edilmiştir (Şekil 5.34). Kum kaplama için, maksimum dane çapı 2 mm olan yıkanmış silis kumu ve epoksi kullanılmıştır. Yüzey kaplamada kullanılan silis kumuna ait elek analizi sonucunda elde edilen granülometri eğrisi Şekil 5.35’ de sunulmuştur. Bir tarafı düz yüzeyli diğer tarafı kum kaplanmış GFRP donatı çubuğu örneği Şekil 5.33 (d)’ de sunulmuştur.



Şekil 5.33 : GFRP donatı çubuğu kum kaplama aşamaları (a) asetonla temizleme (b) epoksinin sürülmesi (c) kum kaplanması (d) düz yüzeyli ve kum kaplı GFRP donatı çubuğu.



Şekil 5.34 : Kum kaplanma sonrasında kürlenmeye bırakılmış GFRP donatı  ubukları.



Şekil 5.35 : GFRP  ubu una kum kaplamada kullanılan kumun granülometri eğrisi.

5.2.2.2 Kiriş numune kalıplarının hazırlanması ve beton dökümü

Kalıpların oluşturulması için 1250 mm x 2500 mm boyutlarındaki kontraplak 1300 mm x 200 mm boyutlarında 21 adet, 1206 mm x 200 mm boyutlarında 6 adet, 1206 mm x 40 mm boyutlarında 9 adet (montaj sırasında kalıpların e ilmesini  onlemek için kullanılmış çita için) ve 1206 mm x 20 mm boyutlarında 16 adet kalıp parçaları kestirilmiştir. 1206 mm x 200 mm boyutlarındaki plakaların merkezinden GFRP donatı çubuğu geçirilebilmesi için paspayı 30 mm olacak şekilde ortadan 14 mm' lik matkap ucu kullanılarak delikler açılmıştır. Daha sonra kalıpların montaj işlemleri tamamlanmıştır. Montajı tamamlanan kalıpların içerisine GFRP donatı çubuğu ve farklı gömülme boyları oluşturmak için plastik borular (sürtünmesiz bölge için) yerleştirilmiştir (Şekil 5.36).



Şekil 5.36 : Kiriş kalıplarının hazırlanması.

Tasarlanan deney modellerinin orta kısmında yarım daire şeklinde boşluk oluşturulacaktır. Kalıpta bu boşlukların oluşturulması için 5 cm kalınlığında strafor kullanılmıştır. Bu straforlara yarım daire şekli verilebilmesi için kontraplaktan yarım daire şeklinde bir şablon hazırlanmış, bu şablonun son hali Şekil 5.37 (a)' da gösterilmiştir. Straforların her birinin 5 cm kalınlığında olduğu hesaba katıldığında her bir kalıpta üç adet yarım daire şeklinde strafor kullanılmıştır. Bu üç straforun ortasından GFRP donatı geçmesi gerekmektedir. Bu bağlamda, straforları ikiye bölmek ve içinden kanal açmak için Şekil 5.37 (b)' de belirtilen şablon hazırlanmıştır. Belirtilen şablonlara yerleştirilen köpükler Şekil 5.37 (c)' de belirtilen alçak gerilim güç kaynağından yararlanılarak 0.3 mm çapındaki tel ısıtılmış ve straforların kesim işlemi bununla gerçekleştirilmiştir. Kesim işlemi tamamlanan straforlara ait görseller Şekil 5.38 (a) ve Şekil 5.38 (b)' de verilmiştir. Kiriş numunelerine strafor yerleştirildikten sonra beton şerbetinin kalıp dışına akmaması için tüm kritik bölgeler soğuk silikonla kapatılmıştır. Kiriş numunelerine yarım daire formu verilmiş strafor yerleştirildikten sonraki (beton dökümüne hazır) görünümü Şekil 5.39' da sunulmuştur.



(a)



(b)



(c)

Şekil 5.37 : Köpük kesiminde kullanılan aparatlar (a) köpüklerde yarım daire formu vermek için kullanılan aparat (b) köpükleri ikiye bölmek ve kanal açmak için kullanılan aparat (c) köpükleri ısı ile kesmek için kullanılan alçak gerilim güç kaynağı ve kesimde kullanılan 3 mm çapındaki tel.



(a)



(b)

Şekil 5.38 : Kalıpta kullanılacak köpüklerin son durumu (a) straforun yarım daire formu verilmiş hali (b) straforun ikiye bölünerek kanallı yarım daire formu verilmiş hali.



Şekil 5.39 : Kiriş numunelerine yarım daire formu verilmiş strafor yerleştirildikten sonraki görünümü.

Tez kapsamında kiriş numunelerinin üretiminde hazır beton kullanılmıştır. C25 sınıfı betonun dökümü tamamlanmış 16 adet kiriş numunesi ile C40 sınıfı beton dökümü tamamlanmış 18 adet kiriş numunesinin görünümü sırasıyla Şekil 5.40 (a) ve Şekil 5.40 (b)' de gösterilmiştir. Beton dökümü sırasında beton basınç dayanımını belirlemek için standart küp (15x15x15 cm) numuneleri alınmıştır (Şekil 5.41). Ayrıca, kirişler yeterli dayanımına ulaştıktan sonra kalıplardan çıkarılmış ve deney sırasında olası çatlakların daha net görülebilmesi için beyaza boyanmıştır.



Şekil 5.40 : Beton dökümü tamamlanan numuneler (a) C25 numune serisi (b) C40 numune serisi.



Şekil 5.41: Beton basınç dayanımını belirlemek için alınmış numuneler.

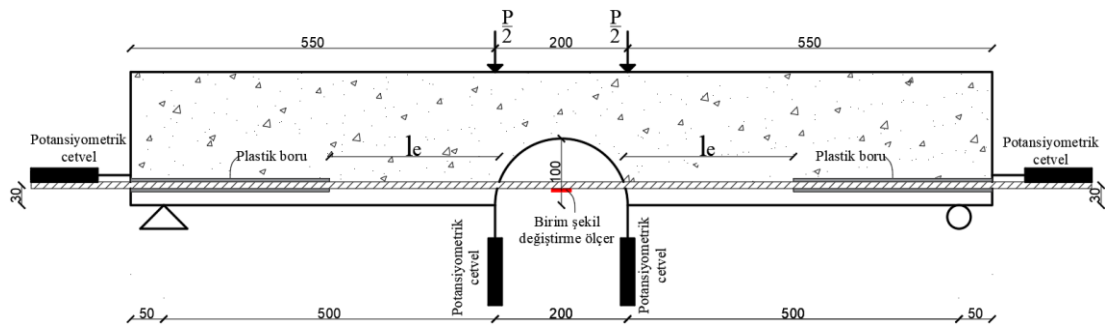
5.2.2.3 Eğilmede aderans deney modelleri

Bu tezde eğilmede aderans deneyi olarak Choi ve diğ. (2021) tarafında kemerli kiriş test numunesi olarak adlandırılan deney yöntemi kullanılmıştır. Tez çalışması kapsamında toplamda 34 adet eğilmede aderans deney numunesi tasarlanmıştır. Tez kapsamında kiriş numunelerinde $10d_b$ (100mm), $20d_b$ (200mm), $30d_b$ (300mm), $40d_b$ (400mm), $45d_b$ (450mm) ve $55d_b$ (55mm-tam aderans) olmak üzere altı farklı gömülme boyu (l_e) kullanılmıştır. Deneyde sadece 10 mm çapında GFRP donatı çubuğu kullanılmıştır. Deney numunelerinin adlandırılması Çizelge 5.11' de verilmiştir. Buna göre, Çizelge 5.11' de belirtilen numune serileri CXX-ELYY-Z

şeklinde isimlendirilmiştir. Burada XX beton karakteristik basınç dayanımını (MPa), EL (Embedment Length), YY gömülme boyunu (cm) ve Z ise numune serisi içinde numune numarasını ifade etmektedir. Deneyde kullanılan kirişin boyuna kesiti Şekil 5.42’ de verilmiştir. Yapılan eğilme aderans deneylerinde; kemerin iki yanındaki çökmeler, çekme bölgesindeki GFRP donatıdaki birim şekil değiştirme, kirişin her iki ucundaki GFRP donatı çubuğundaki sıyrılma değerleri ölçülmüştür (Şekil 5.42). Eğilme deneyleri Bursa Uludağ Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Mekaniği Laboratuvarı’ nda gerçekleştirilmiştir.

Çizelge 5.11 : Deney numuneleri isimlendirilmesi.

Seri	Beton Dayanımı (MPa)	Aderans Boyu (cm)	Numune Kodu	Seri	Beton Dayanımı (MPa)	Aderans Boyu (cm)	Numune Kodu
C25-EL10	25	10	C25-EL10-1	C40-EL10	40	10	C40-EL10-1
			C25-EL10-2				C40-EL10-2
			-				C40-EL10-3
C25-EL20	25	20	C25-EL20-1	C40-EL20	40	20	C40-EL20-1
			C25-EL20-2				C40-EL20-2
			-				C40-EL20-3
C25-EL30	25	30	C25-EL30-1	C40-EL30	40	30	C40-EL30-1
			C25-EL30-2				C40-EL30-2
			C25-EL30-3				C40-EL30-3
C25-EL40	25	40	C25-EL40-1	C40-EL40	40	40	C40-EL40-1
			C25-EL40-2				C40-EL40-2
			C25-EL40-3				C40-EL40-3
C25-EL45	25	45	C25-EL45-1	C40-EL45	40	45	C40-EL45-1
			C25-EL45-2				C40-EL45-2
			C25-EL45-3				C40-EL45-3
C25-EL55	25	55	C25-EL55-1	C40-EL55	40	55	C40-EL55-1
			C25-EL55-2				C40-EL55-2
			C25-EL55-3				C40-EL55-3



Şekil 5.42 : Eğilmede aderans numunesi boyuna kesiti.

Eğilmede aderans yönteminde ortalama aderans gerilmesinin belirlenmesi donatı çubuğunda meydana gelen çekme kuvvetinin tespiti ile mümkündür. Çekme kuvvetinin bulunmasında iki temel yaklaşım vardır. Bu yaklaşımlardan ilki nihai denge (ultimate-equilibrium) denklemi kullanılarak aderans dayanımının belirlendiği yaklaşımdır (Şekil 5.43). Bu yaklaşımda, beton basınç bloğundaki kuvvet, donatı

çubuğundaki kuvvet ve düşey yükü kapsayan bir denge denklemi kurulur (Denklem 5.20). Denklem 5.20, Denklem 5.21’ deki gibi düzenlenerek donatı çubuğunda meydana gelen çekme kuvveti belirlenebilir. Bu yaklaşımlardan ikincisi Hooke Kanunu’ na bağlı olarak aderans gerilmesinin belirlendiği yaklaşımdır. Bu yaklaşımda, ölçülen birim şekil değiştirmeden yola çıkılarak donatı çubuğundaki normal gerilme değerleri bulunabilir ve bu gerilme değeri donatı çubuğunun kesit alanıyla çarpılarak donatı çubuğunda meydana gelen çekme kuvveti hesaplanabilir (Denklem 5.22). Donatı çubuğunda meydana gelen çekme kuvveti çubuğun yüzey alanına bölünerek yüzeyde meydana gelen ortalama kayma gerilmesi (ortalama aderans gerilmesi) hesaplanabilir (Denklem 5.23).

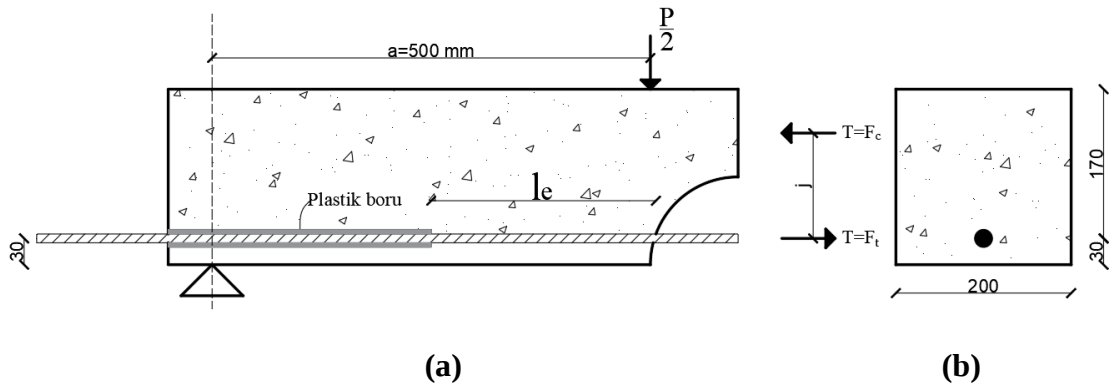
$$T \cdot j = \frac{P}{2} a \quad (5.20)$$

$$T = \frac{Pa}{2j} \quad (5.21)$$

$$T = \varepsilon E_f A_f \quad (5.22)$$

$$\tau = \frac{T}{\pi d_b l_e} \quad (5.23)$$

Burada; T donatı çubuğunda oluşan normal kuvvet, j moment kolu, P düşey yük, a kesme açıklığı, ε ölçülen birim şekil değiştirme, E_f donatı çubuğunun elastisite modülü, A_f donatı çubuğunun kesit alanı, τ aderans gerilmesi, d_b donatı çapı ve l_e gömülme boyudur. Ayrıca, bu hesaplamalarda “yüklemeden önce düzlem olan kesit yüklemeden sonra da düzlem kalır” kabulünün geçerli olduğu varsayılmaktadır.



Şekil 5.43 : Kirişteki denge durumu ve çekme-basınç kuvvetleri (a) denge denklemi (b) enine kesit.

6. BULGULAR VE TARTIŞMALAR

6.1 GFRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Eğilme Yönünden İncelenmesi

6.1.1 Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişlerin maksimum yük, maksimum yerdeğiştirme, göçme modu ve şekil değiştirme enerjisi açısından karşılaştırılması

Çelik donatılı betonarme kirişler için GÖ (Göçmenin Önlenmesi) limiti, TBDY (2018) Bölüm 5.8’ de belirtilen birim şekil değiştirme sınırları olarak kabul edilmiştir. Çelik donatılı betonarme kirişlerin GÖ seviyesi olarak seçilen sınır duruma karşılık gelen maksimum yerdeğiştirme, maksimum yük ve GÖ seviyesine karşılık gelen şekil değiştirme enerji değerleri Çizelge 6.1’ de sunulmuştur.

S3 kirişinin yük kapasitesi S1 kirişinden %55 daha fazla olmasına rağmen kesitler arasındaki tek fark çekme donatısı miktarıdır. Ancak, maksimum yerdeğiştirme ve GÖ seviyesine karşılık gelen şekil değiştirme enerjisi arasındaki fark sırasıyla %7.7 ve %4.4 daha azdır. S1 ve S2 modelleri arasında benzer bir karşılaştırma yapıldığında maksimum yerdeğiştirme kapasitelerinin oldukça farklı olduğu, maksimum yük ve şekil değiştirme enerji seviyelerinin ise benzer olduğu görülmektedir. Bu karşılaştırmalara göre; çekme donatı oranının kirişin yük taşıma kapasitesini, çekme ve basınç donatı oranları arasındaki farkın ise maksimum yerdeğiştirme kapasitesini yönlendirdiği söylenebilir. Yüksel ve diğ. (2020), betonarme kirişlerde sabit beton basınç dayanımı ve çekme donatı oranı için basınç donatı oranının artmasıyla akma momenti, nihai moment ve kesit süneklik değerlerinin arttığını bildirmişlerdir. Ayrıca, basınç donatısının artması kesitlerin maksimum moment kapasitesini ve sünekliğini arttırdığını belirtmişlerdir. Bu çalışmada da benzer sonuçlara ulaşılmıştır.

Çizelge 6.2’ de görüldüğü gibi, kirişler GFRP çubukların kopması veya betonun ezilmesi ile göçme durumuna ulaşmaktadır ve bu göçme modlarının her ikisinin de sünek olmadığı belirtilmelidir. Kesitteki donatı miktarı az (denge-altı) olarak tercih edildiğinde, betonarme kiriş GFRP donatı çubuğunun kopmasıyla göçme durumuna

ulaşmaktadır. Ancak, donatı miktarı aşırı (denge-üstü) olarak tercih edildiğinde, betonarme kiriş betonun basınç bölgesinde ezilmesinden dolayı göçmüştür. Bu sonuçlar Adam ve diğ. (2015) tarafından elde edilen sonuçlar ile benzerlik göstermektedir. Sonuç olarak; çelik donatılı kirişlere benzer şekilde, GFRP donatılı betonarme kirişlerde de dengeli donatı oranı göçme modunu belirleyen önemli bir parametredir.

Çizelge 6.2' de sayısal modeller çekme ve basınç donatı oranları arasındaki farka göre küçükten büyüğe doğru sıralanmıştır. Çekme ve basınç donatı oranları arasındaki fark ($\rho-\rho'$) yaklaşık %0.5 olduktan sonra GFRP donatılı betonarme kirişin nihai duruma ulaşması çekme kuvveti etkisindeki GFRP donatının kopması yerine betonun basınç altında ezilmesinden meydana gelmektedir. Bu sonuca göre $\rho-\rho'$ yaklaşık %0.50' nin göçme modunu değiştiren önemli bir sınır olduğu tespit edilmiştir. Sadece çekme donatı oranı bazında aynı sıralama yapıldığında aynı sınır değerinin %0.60 civarında olduğu tespit edilmiştir. Bu sebeple, GFRP donatı çubuklu betonarme kirişlerin sadece çekme donatı oranına göre incelemenin daha anlamlı olacağı düşünülmektedir. Betonun nihai şekil değiştirmesi $\varepsilon_{cu}=0.0035$ kabul edilerek dengeli donatı oranı %0.653 olarak hesaplanmıştır. Bu oran $\varepsilon_{cu}=0.003$ olması durumunda %0.572 olarak hesaplanmıştır. Bu durumlar ışığında, çekme donatı oranı dengeli donatı oranını aştığında (denge-üstü) betonun basınç kuvvetleri altında ezilmesiyle göçmenin meydana geldiği belirlenmiştir. Çelik donatılı betonarme kesitlerde dengeli donatı oranı aşıldığında basınç kırılmasının meydana geldiği bilinmektedir. Benzer olarak GFRP donatılı betonarme kirişlerde, dengeli donatı oranı, göçme modunu değiştiren bir sınır durumu yaratır.

Kesit boyutları sabit tutulduğunda, donatı oranı arttıkça şekil değiştirme enerjisinin dengeli donatı oranı sınırına kadar arttığı, ancak şekil değiştirme enerjisindeki bu artış eğiliminin devam etmediği ve göçme modu betonun ezilmesine dönüştüğünde göreceli olarak sabit kaldığı tespit edilmiştir (Çizelge 6.2).

Sadece çekme donatı oranı farklı olan G2 ve G3 modelleri karşılaştırılmıştır. G2 modelinde çekme donatı oranı %0.508 iken G3 modelinde %0.643' dür. G3 modelinde ise maksimum yerdeğiştirme, maksimum yük ve şekil değiştirme enerjisi değerleri G2 modeline göre sırasıyla %13.2, %33.3 ve %53.5 daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Burada çarpıcı olan, birim şekil değiştirme enerjisindeki büyük artıştır. Aynı kesit geometrisine sahip G5 modeli ile aşırı donatılandırılmış G2 modeli

karşılaştırıldığında, şekil değiştirme enerji değerinde ve maksimum yük taşıma kapasitesinde artış, maksimum yerdeğiştirme değerinde ise azalma gözlemlenmiştir. Bu durum, çekme donatı oranı arttıkça yük taşıma kapasitesinin artırdığını göstermektedir. Kesitin göçme modu değiştiğinde, yük taşıma kapasitesi artsa bile yerdeğiştirme kapasitesi artmadığı için tercih edilen bir davranış olarak görülmemektedir.

Çizelge 6.1 : Çelik donatılı betonarme kirişte maksimum yerdeğiştirme, maksimum yük ve GÖ seviyesine karşılık gelen şekil değiştirme enerjisi.

Model numarası	Maksimum yerdeğiştirme (mm)	Maksimum yük (kN)	GÖ seviyesine karşılık gelen şekil değiştirme enerjisi (kNm)
S1	167.05	77.15	11.63
S2	250.83	78.68	12.53
S3	154.25	119.46	11.12
S4	231.65	118.80	16.96
S5	276.87	120.69	16.32
S6	200.83	104.28	10.67
S7	167.27	102.30	11.24
S8	155.38	196.34	19.99
S9	267.38	123.00	14.05
S10	278.36	124.80	13.08
S11	388.96	200.08	25.13
S12	470.37	204.69	27.79
S13	274.33	250.23	25.55
S14	208.47	195.00	19.72
S15	299.76	199.12	19.59
S16	231.51	136.15	10.35
S17	259.13	137.38	10.94
S18	111.40	193.37	17.10
S19	209.77	206.75	21.73
S20	296.41	215.04	22.49
S21	128.77	244.74	26.80
S22	152.59	244.74	32.71
S23	153.87	247.93	31.97
S24	258.93	177.51	27.05
S25	284.09	177.51	30.42

G7 ve G13 kirişlerinin donatı düzeni farklı olmakla birlikte diğer özellikleri hemen hemen aynıdır. G13 kirişinin yerdeğiştirme kapasitesi ve şekil değiştirme enerjisi G7 kirişinden sırasıyla %3.5 ve %8.5 daha yüksek olmasına rağmen yük kapasitesinde önemli bir değişiklik gözlenmemiştir. Bu durum, GFRP donatılı betonarme elemanlarda donatı çubuğu düzeninin yerdeğiştirme kapasitesi etkilediği ve bunun da şekil değiştirme enerjisini etkilediğini göstermektedir. Kısacası, GFRP donatılı betonarme bir kirişte az sayıda büyük çaplı GFRP donatı yerine çok sayıda küçük çaplı

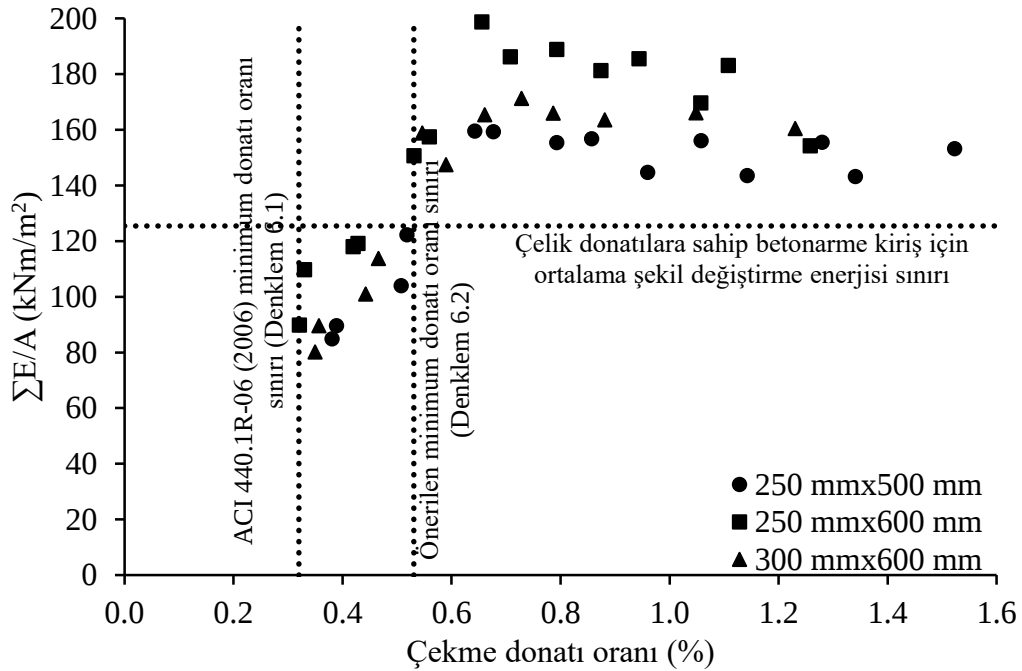
GFRP donatı çubuklarının kullanılması nihai yerdeğiştirmeyi olumlu yönde etkilemektedir.

Çizelge 6.2 : GFRP donatılı betonarme kirişte maksimum yerdeğiştirme, maksimum yük, şekil değiştirme enerjisi ve göçme modu.

Model numarası	Maksimum yerdeğiştirme (mm)	Maksimum yük (kN)	şekil değiştirme enerjisi (kNm)	Göçme modu*
G22	160.55	148.20	13.48	G-R
G15	159.77	150.80	13.72	G-R
G29	156.16	163.80	14.43	G-R
G8	190.49	99.00	10.62	G-R
G34	165.34	172.90	16.14	G-R
G1	194.70	102.30	11.20	G-R
G16	166.11	192.40	17.71	G-R
G23	166.41	195.00	17.88	G-R
G30	161.98	202.80	18.18	G-R
G35	170.33	218.40	20.49	G-R
G2	190.70	123.75	13.00	G-R
G9	206.65	135.30	15.28	G-R
G17	173.49	239.20	22.61	G-R
G31	191.05	273.00	28.60	G-R
G24	174.00	249.60	23.63	G-R
G36	178.59	273.00	26.55	G-R
G3	216.00	165.00	19.95	C-C
G18	177.00	296.40	29.81	G-R
G10	214.20	171.60	19.91	C-C
G32	181.74	300.30	29.77	C-C
G25	173.23	296.40	27.93	C-C
G37	174.87	313.95	30.84	C-C
G4	198.48	180.40	19.43	C-C
G19	166.95	312.00	28.33	C-C
G33	169.61	323.70	29.88	C-C
G11	192.84	188.10	19.60	C-C
G26	156.71	319.80	27.19	C-C
G38	160.77	336.70	29.45	C-C
G20	153.87	332.80	27.83	C-C
G5	176.71	189.20	18.09	C-C
G12	176.54	204.60	19.52	C-C
G27	139.95	335.40	25.45	C-C
G39	151.20	364.00	29.91	C-C
G21	143.30	353.60	27.48	C-C
G6	170.33	209.00	17.95	C-C
G40	139.04	382.20	28.89	C-C
G28	136.77	373.10	27.76	C-C
G13	163.18	220.30	19.44	C-C
G7	157.61	220.00	17.91	C-C
G14	150.81	234.30	19.15	C-C

*C-C: Concrete crushing (Betonun ezilmesi); G-R: Rupture of GFRP (Donatının kopması)

GFRP donatılı betonarme kirişlerde toplam şekil değiştirme enerjisinin kesit alanına oranının ($\Sigma E/A$) çekme donatı oranına göre değişimi Şekil 6.1’ de sunulmuştur. Çelik donatılı betonarme kirişlerin ortalama $\Sigma E/A$ sınır değeri (125.4 kNm/m^2) Şekil 6.1’ de gösterilmektedir. Ek olarak, minimum donatı oranı için ACI 440.1R-06 (2006)’ nın önerisi Denklem 6.1 kullanılarak hesaplanmış ve Şekil 6.1’ de gösterilmiştir. Çelik donatılı betonarme kirişler ile karşılaştırmak için bu sınır göz önüne alınırken, GFRP donatılı betonarme kirişlerde minimum donatı oranı sınırının yaklaşık %0.53 olması gerektiği düşünülmektedir (Şekil 6.1). Ancak, ACI 440.1R-06 (2006)’ da önerilen minimum donatı oranı sınırı yaklaşık %0.32’ ye karşılık gelmektedir. Tasarım minimum donatı oranı alt sınırı %0.32 dikkate alınarak yapılırsa, GFRP donatı çubuklu betonarme kirişlerin şekil değiştirme enerjisi çelik donatılı kirişlere göre düşük seviyelerde kaldığı tespit edilmiştir. Bu sebeple, GFRP donatılı betonarme kirişlerin şekil değiştirme enerjisinin çelik donatılı betonarme kirişlerin ortalama şekil değiştirme enerjisinin üzerinde Denklem 6.2’ de olacak şekilde bir tasarım yapılması önerilmiştir. Bu öneriye göre, şekil değiştirme enerjisi dikkate alınarak minimum donatı oranı, ACI 440.1R-06 (2006) tarafından önerilen donatı oranının alt sınırına göre %70 arttırılması önerilmektedir.



Şekil 6.1 : GFRP donatılı betonarme kirişlerin $\Sigma E/A$ ’ nın çekme donatı oranına göre değişimi.

$$\rho_f = 0.41 \frac{\sqrt{f_c}}{f_{fu}} \geq \frac{2.3}{f_{fu}} \quad (6.1)$$

$$\rho_f = 0.7 \frac{\sqrt{f_c}}{f_{fu}} \quad (6.2)$$

Burada; ρ_f donatı oranı, f_c beton basınç dayanımı, f_{fu} FRP donatı çubuğu çekme dayanımını ifade etmektedir.

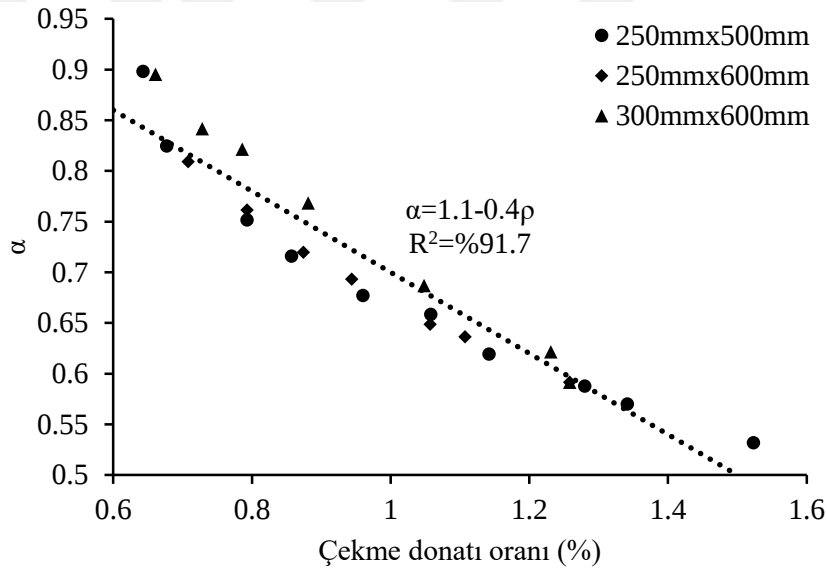
Çelik donatılı betonarme kirişler, çekme donatı oranına bağlı olarak sünek veya gevrek davranış gösterebilir. Kesitin çekme bölgesindeki çelik donatı beton basınçtan dolayı ezilmeden önce akıyorsa, sünek davranışla çekme kırılması meydana gelir. Ancak, GFRP donatılı betonarme kirişlerin davranışı her zaman gevrektr. Bunun sebebi, çekme kuvveti etkisindeki GFRP donatının çelik donatı gibi sünek davranış göstermemesidir. Bu sebeple, GFRP donatılı betonarme kirişlerin, göçme modunun GFRP donatısının kopması veya betonun ezilmesi yoluyla nihai duruma ulaşp ulaşmadığına bakılmaksızın, davranışın her zaman gevrek olacağı açıktır. Davranışı gevrek olsa da; GFRP donatılı betonarme kirişler, çelik donatılı betonarme kirişler kadar şekil değiştirme enerji kapasitesine ulaşabilir. Denklem 6.2’ de önerilen minimum donatı oranına göre tasarlanan betonarme kirişlerin güvende olacağı açıktır. Ayrıca; sonuçlar göstermektedir ki, GFRP donatılı betonarme kirişlerde göçme betonun ezilmesinden kaynaklanıyorsa, GFRP donatılı betonarme kirişlerin şekil değiştirme enerji kapasitesi, çelik donatılı kirişlerin göçmenin önlemesi sınırına karşılık gelen şekil değiştirme enerjisinin ortalama değerinden daha yüksek sonuçlar vermektedir.

Betonun ezilmesiyle göçmeye ulaşan GFRP donatılı kirişler için göçmenin önlenmesi performansına karşılık gelen birim şekil değiştirme sınır değerleri belirlenmiştir. Bu birim şekil değiştirme değerleri, Denklem 6.3’ de tanımlanan bir alfa (α) katsayısı ile normalize edilir.

$$\alpha = \frac{\varepsilon_{GÖ}}{\varepsilon_{fu}} \quad (6.3)$$

Burada; $\varepsilon_{GÖ}$ göçmenin önlenmesi sınırına karşılık gelen GFRP donatının birim şekil değiştirme değeri ve ε_{fu} (0.01934) GFRP donatının nihai birim şekil değiştirme değeridir. α katsayılarının donatı oranına göre değişimi Şekil 6.2’ de sunulmuştur.

α katsayısının donatı oranına göre değişimini Şekil 6.2’ de gösterilmiştir. Bu değişim doğrusal regresyon analizine tabi tutulmuş ve α katsayısının %91.7’ sinin açıklanabildiği Denklem 6.4 elde edilmiştir. Burada, ρ (%) GFRP çekme donatı oranını gösterir. Göçmenin önlenmesi sınır birim şekil değiştirme değeri için Denklem 6.5 kullanılabilir. Sonlu elemanlar yöntemi ve önerilen Denklem 6.5 kullanılarak hesaplanan göçmenin önlenmesi birim şekil değiştirme değerleri Çizelge 6.3’ de sunulmuştur. Her iki yöntem ile hesaplanan sonuçlar arasında en yüksek mutlak hatanın %7.75 ile G14 kirişinde olduğu tespit edilmiştir. Diğer modellerdeki hatanın bu hatadan daha düşük olduğu tespit edilmiştir. Bu hatanın nispeten küçük olduğu düşünülerek göçmenin önlenmesi birim şekil değiştirme seviyesinin Denklem 6.5 kullanılarak hesaplanabileceği söylenebilir. Şekil 6.2’ye göre, çekme donatısı oranı %0.6-1.5 arasındaki kesitler için α katsayısının 0.5-0.85 aralığında değiştiği görülmektedir.



Şekil 6.2 : α katsayısının donatı oranına göre değişimi.

$$\alpha = 1.1 - 0.4\rho \quad (6.4)$$

$$\varepsilon_{G\ddot{O}} = \alpha \varepsilon_{fu} \quad (6.5)$$

Klasik betonarme elemanların tasarım sürecinde, çeliğin akma noktası esas alınır. GFRP ve çelik donatının çekme kuvvetleri altındaki davranışı birbirinden farklıdır. Çekme kuvvetine maruz kalan GFRP donatı kopana kadar yaklaşık olarak doğrusal elastik davranış sergilediğinden, GFRP donatılı betonarme elemanlar tasarlanırken GFRP donatının nihai gerilmesi azaltılmalıdır. Böylece GFRP donatılı betonarme

kirişler GÖ seviyesini aşmayacak şekilde tasarlanabilir. Bu kirişlerin tasarımında kullanılacak GFRP donatının GÖ birim şekil değiştirme değeri Denklem 6.5 kullanılarak hesaplanabilir. Denklem 6.5’ de verilen α katsayısı, GFRP donatının dayanımı için bir azaltma faktörü olarak da düşünülebilir.

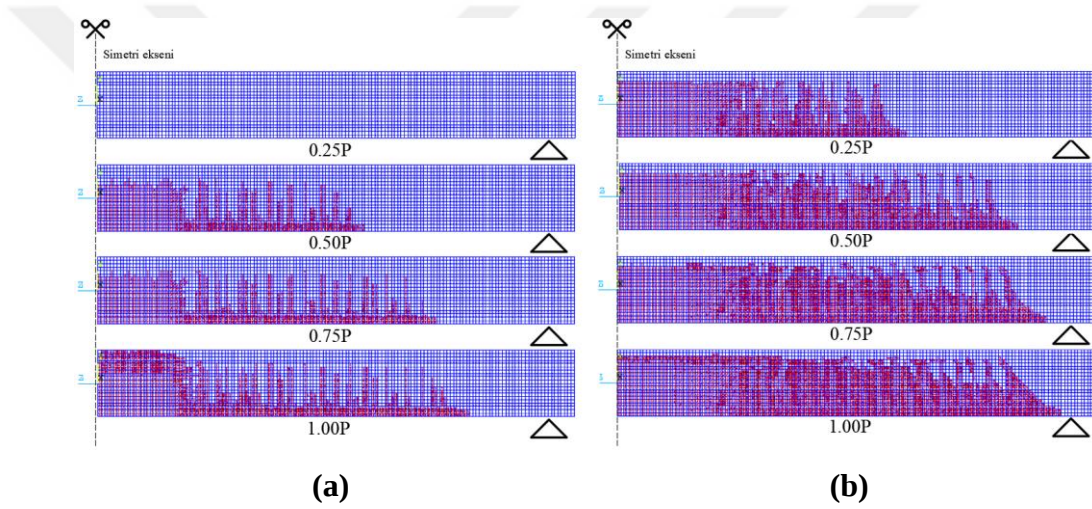
Çizelge 6.3 : Göçmeyi önlemeye karşılık gelen birim şekil değiştirme değerlerinin karşılaştırılması.

Model numarası	GÖ’ ye karşılık gelen BŞD		Mutlak hata (%)
	SEM	Denklem 6.5	
G3	0.0174	0.0163	6.16
G4	0.0145	0.0151	4.12
G5	0.0131	0.0138	5.71
G6	0.0120	0.0124	3.84
G7	0.0110	0.0109	1.18
G10	0.0160	0.0160	0.54
G11	0.0139	0.0146	5.73
G12	0.0127	0.0131	2.74
G13	0.0114	0.0114	0.02
G14	0.0103	0.0095	7.75
G19	0.0147	0.0151	2.78
G20	0.0134	0.0140	4.19
G21	0.0123	0.0127	3.25
G25	0.0157	0.0158	0.94
G26	0.0139	0.0145	4.26
G27	0.0126	0.0131	4.36
G28	0.0114	0.0115	0.89
G32	0.0173	0.0162	6.69
G33	0.0159	0.0152	4.38
G37	0.0163	0.0156	3.92
G38	0.0149	0.0145	2.70
G39	0.0133	0.0132	0.93
G40	0.0120	0.0118	2.24

6.1.2 Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak yayılımının incelenmesi

Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişler için çatlak yayılımı Şekil 6.3’ de gösterilmektedir. Betonun ezilmesiyle nihai duruma ulaşan betonarme kirişlerin çatlak yayılımı incelenmiştir. Bu inceleme düşükten yükseğe doğru dört farklı yük seviyesinde (0.25P, 0.50P, 0.75P ve 1.00P (nihai durum)) değerlendirilmiştir. Yükleme ilk aşamasında; çelik donatılı betonarme kirişlerde çekme çatlakları oluşmazken, GFRP donatılı kirişlerde çekme çatlakları oluşmaktadır. Bunun sebebi, çelik donatı elastisite modülü ile GFRP donatının elastisite modülü arasındaki farktır. Çatlak gelişimi bakımından incelendiğinde, çelik ve GFRP donatılı kirişlerde çekme çatlaklarının yayılımında farklılıklar görülmektedir. Çelik donatılı kirişlerde çekme çatlakları genellikle çelik donatının akmasından sonra, yükleme sonraki aşamalarında hızlı bir artış göstermiştir. Buna karşın, GFRP donatılı kirişlerde donatı

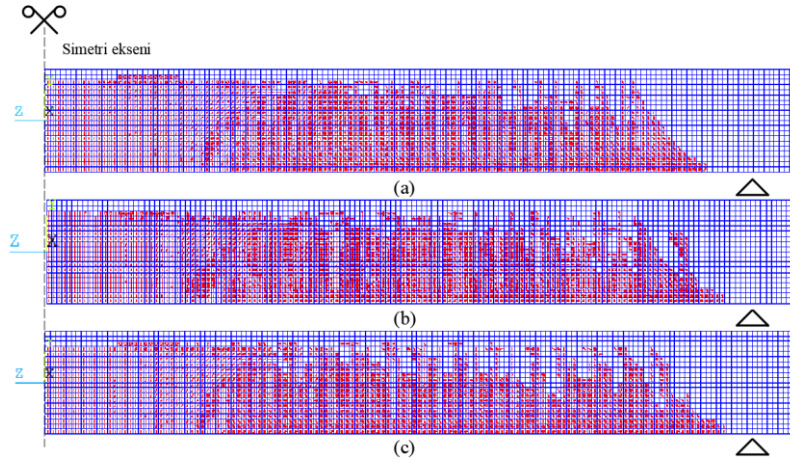
akma davranışı göstermeyeceğinden böyle ani bir artış meydana gelmez. Bunun yerine, GFRP donatı çubuğu ile beton arayüzündeki olası zayıf aderans kuvvetlerinden dolayı, çekme kuvvetinin büyüklüğü ile orantılı olarak artan bir çatlak genişliği görülür. Aderans dayanımı, GFRP donatının yüzey şekli ve beton dayanımı ile ilgilidir. Genel olarak beton dayanımı arttıkça aderans dayanımı da artar. Bunlara ek olarak her iki tür kirişte de ilk çatlak oluşuktan sonra çatlaklar mesnet bölgesine doğru ilerler. GFRP donatılı kirişlerin, çelik donatılı kirişlere göre daha fazla çatlak yoğunluğuna sahip olduğu tespit edilmiştir. Adam ve diğ. (2015) GFRP donatılı betonarme kirişlerde deneysel ve analitik olarak çatlak desenlerini araştırmıştır. Bu çalışma ile Adam ve diğ. (2015)' in çalışmalarında gözlemlenen çatlak desenleri ve sonuçları benzerdir.



Şekil 6.3 : Farklı yük adımları için betonarme kirişlerdeki çatlak yayılımı **(a)** çelik donatılı **(b)** GFRP donatılı.

Çelik donatının aksine, GFRP donatının malzeme özelliği birçok parametreye bağlı olarak farklılık gösterebilir. GFRP donatının elastisite modülündeki değişimin GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak yayılımı üzerindeki etkisini incelemek için, G3 modelindeki GFRP donatının elastisite modülü değişken olarak ele alınmıştır. Bunun için, düşük, orta ve yüksek olmak üzere üç farklı elastisite modülünü temsil edecek 3 farklı değer seçilmiştir. Bu değerler 35 GPa (düşük), 43 GPa (orta) ve 51 GPa (yüksek) olarak seçilmiştir. GFRP donatı elastisite modülündeki değişimin GFRP donatılı kirişteki çatlak yayılımını nasıl etkilediği Şekil 6.4' de sunulmuştur. Her üç kiriş de betonun basınç kuvvetleri etkisinde ezilmesiyle nihai durumuna ulaşmıştır. GFRP donatının elastisite modülü arttıkça sistem rijitliği artmakta ve kirişteki yerdeğiştirme

azalmaktadır. Bu sebeple, kirişte meydana gelen çatlak yayılımı azalmaktadır (Şekil 6.4).



Şekil 6.4 : Farklı elastisite modülüne sahip GFRP donatılı betonarme kirişlerin çatlak yayılımı (a) düşük elastisite modüllü (b) orta elastisite modüllü (c) yüksek elastisite modüllü.

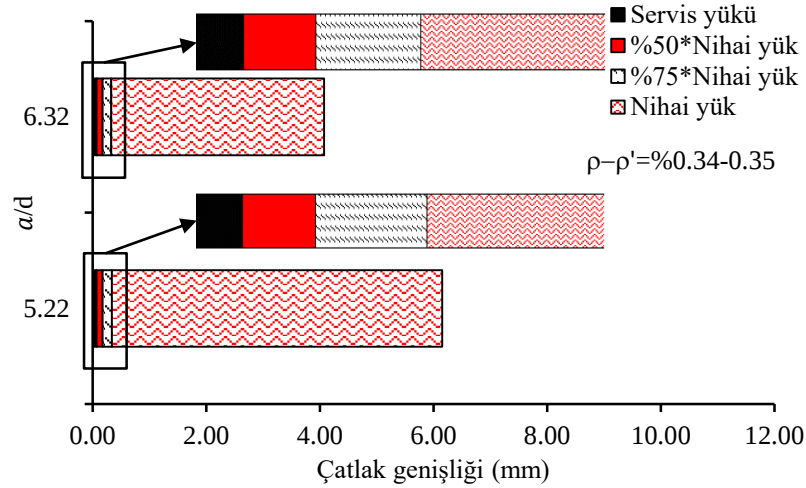
6.1.3 Çelik ve GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak genişliği

Çelik donatılı betonarme kirişlerin;

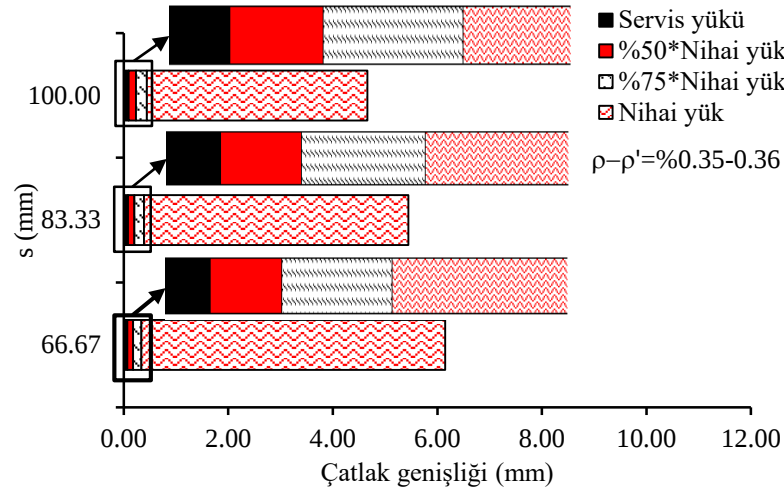
- servis yükünde (nihai yükün %35'i),
- nihai yükün %50' sinde,
- nihai yükün %75' inde,
- nihai yükte,

çatlak genişlerinin kiriş kesme açıklığının etkili derinliğe oranına (a/d) bağlı değişimi Şekil 6.5 ve boyuna donatı aralığına bağlı değişimi (s) Şekil 6.6' da sunulmuştur. İlgili parametrenin etkisini daha iyi gözlemlemek için çekme ve basınç donatı oranları arasındaki farkın ($\rho - \rho'$) yaklaşık aynı olduğu kirişler incelenmiştir. Çekme ve basınç donatı oranları arasındaki fark %0.34-0.35 olan S7 ve S13 kirişlerinde a/d oranları sırasıyla 6.32 ve 5.22' dir. Bu kirişlerde çatlak genişliği servis yükü ve nihai yükün %50' si için benzer bir eğilim göstermektedir. Ancak, S13 kirişindeki çatlak genişliğinin S7 kirişindeki çatlak genişliğinden nihai yükün %75' inde ve nihai yükte sırasıyla %6.13 ve %35.58 daha büyük olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, nihai yükün %50' sinden sonra S13 kirişindeki çatlak genişliğinin S7 kirişine göre daha hızlı arttığını göstermektedir. S7 ve S13 kirişlerinde maksimum yük sırasıyla 167.27 kN ve 274.34 kN maksimum yeredekiğiştirme sırasıyla 102.30 mm ve 250.23 mm olarak tespit edilmiştir (Çizelge 6.1). S13 kirişindeki maksimum yük seviyesinin S7 kirişinden fazla

olması nihai durumdaki tarafsız eksen derinliğini etkilemiştir. Bu durum, çatlak genişliğinde değişim meydana getirmiştir. Çatlak genişliğini etkileyen en önemli parametrelerden biri o andaki tarafsız eksen derinliği ve buna bağlı olarak donatıda meydana gelen birim şekil değiştirme miktarı olduğu söylenebilir. Donatı aralığının çatlak genişliğine etkisini incelemek için donatı oranları yaklaşık aynı olan (%0.35-0.36) S4, S13 ve S19 kirişleri incelenmiştir. Boyuna donatı aralığı en fazla olan olan S4 kirişinin servis yükündeki çatlak genişliği S19 ve S13 kirişlerine göre sırasıyla yaklaşık %13.54 ve %27.29 daha büyük olduğu tespit edilmiştir. Bu durum; nihai yükün %50' si için sırasıyla yaklaşık %12.94 ve %22.44, nihai yükün %75' i için sırasıyla yaklaşık %10.66 ve %21.06 olduğu tespit edilmiştir. Ancak; nihai yükte çatlak genişliğinin boyuna donatı aralığından bağımsız olarak tamamen kirişin nihai yük taşıma kapasitesine bağlı olduğu tespit edilmiştir. Bu sebeple; nihai yük için S13 kirişinde meydana gelmesi öngörülen çatlak genişliği S19 ve S4' te meydana gelmesi öngörülen çatlak genişliğinden yaklaşık %27.33 ve %12.93 daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Düşük yük seviyelerinde meydana gelecek çatlak genişliği boyuna donatı aralığını önemli derecede etkilemektedir. Bu yüzden bir çelik donatılı betonarme kesitte az sayıda büyük çaplı donatılar yerine çok sayıda daha küçük çaplı donatılar tercih edilmesinin servis yüklerindeki çatlak genişliğini sınırlandırdığı söylenebilir.

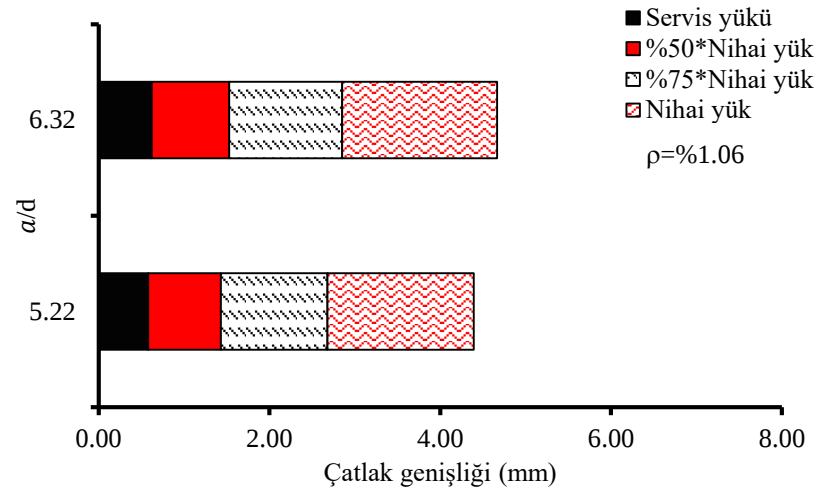


Şekil 6.5 : Çelik donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin a/d oranına bağlı değişimi.

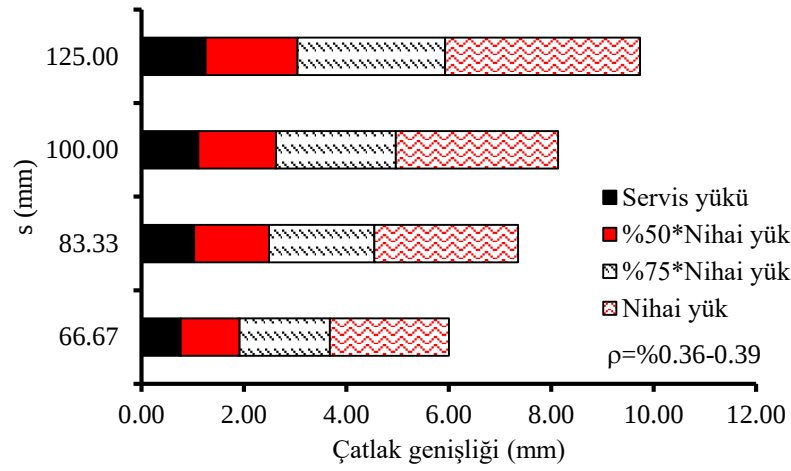


Şekil 6.6 : Çelik donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin çekme donatı aralığına bağlı olarak değişimi.

GFRP donatılı betonarme kirişlerin servis yükünde (nihai yükün %35'i), nihai yükün %50' sinde, nihai yükün %75' inde ve nihai yükteki çatlak genişlerinin kiriş kesme açıklığının etkili derinliğe oranına (a/d) bağlı değişimi Şekil 6.7' de ve donatı aralığına bağlı değişimi (s) Şekil 6.8' de verilmiştir. Burada çekme donatı oranı (ρ) yaklaşık aynı olan G12 ve G27 kirişleri (%1.06) göz önüne alınmıştır. Servis yükü altında, G12 kirişindeki çatlak genişliği G27 kirişi çatlak genişliğinden yaklaşık %6.95 fazladır. Bu durumun; nihai yükün %50' si, nihai yükün %75' i ve nihai yük için sırasıyla yaklaşık %6.25, %5.28 ve %5.65 olduğu söylenebilir. Bu sonuçlar, GFRP donatılı betonarme kirişlerde a/d oranının çatlak genişliği üzerinde çok büyük etkisinin olmadığını göstermiştir. Donatı aralığının çatlak genişliğine etkisini incelemek için çekme donatı oranı (ρ) yaklaşık aynı olan G1, G8, G29 ve G34 kirişler (%0.36-0.39) incelenmiştir. Boyuna donatı aralığı en fazla olan olan G29 kirişinin servis yükündeki çatlak genişliği G1, G34 ve G8 kirişlerine göre sırasıyla yaklaşık %39.00, %18.26 ve %11.48 olduğu tespit edilmiştir. Bu durum; nihai yükün %50' si, nihai yükün %75' i ve nihai yük içinde benzer bir eğilim göstermektedir. Sonuçlar; boyuna donatı aralığı azaldıkça tüm yük seviyelerinde çatlak genişliğinin azaldığını göstermektedir. Bu sebeple, az sayıda büyük çaplı donatılar yerine çok sayıda küçük çaplı donatıların tercih edilmesiyle, GFRP donatılı betonarme kirişlerde tüm yükleme seviyelerinde çatlak genişliğini sınırlandıracağı yorumunu beraberinde getirir.

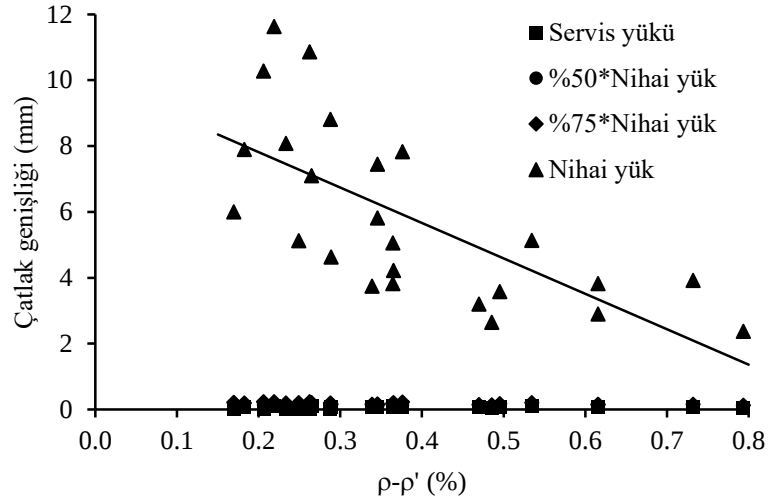


Şekil 6.7: GFRP donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin a/d oranına bağlı değişimi.

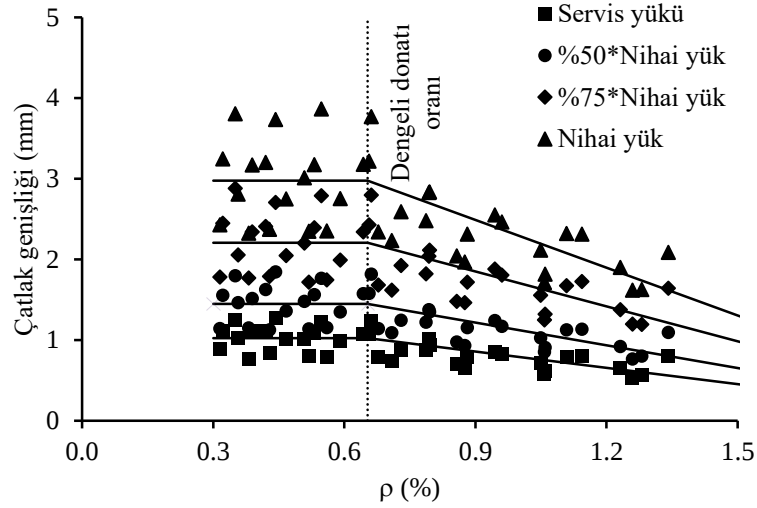


Şekil 6.8 : GFRP donatılı betonarme kirişte çatlak genişliğinin çekme donatı aralığına bağlı olarak değişimi.

Çelik donatılı ve GFRP donatılı betonarme kirişlerde dört farklı yük seviyesi için (servis yükü (nihai yükün %35'i), nihai yükün %50' sindeki, nihai yükün %75' indeki ve nihai yük) sırasıyla çekme ve basınç donatı oranı arasındaki fark ve çekme donatı oranına göre değişimi Şekil 6.9' da sunulmuştur. Çelik donatılı betonarme kirişlerde çatlak genişliği tüm numuneler için yaklaşık nihai yükün %86-%92' sine kadar oldukça düşük seviyelerde olduğu tespit edilmiştir. Ancak çelik donatılı betonarme kirişlerde yük seviyesi nihai yükün %86-92' sini aştıktan sonra çatlak genişliğinde önemli derecede artış olduğu tespit edilmiştir. Bunun sebebi; belirtilen çelik donatılı betonarme kirişin bu yükleme seviyelerinde çekme bölgesinde bulunan çelik donatının aktığı ve bu sebeple, çelik donatının eksenel rijitliğini, dolayısıyla kirişin eğilme rijitliğini azalttığı tespit edilmiştir. Böylece, kirişteki yerdeğiştirme ve çatlak genişliğinde önemli derecede artış meydana gelmiştir.



(a)



(b)

Şekil 6.9 : Farklı donatı türleri kullanılmış betonarme kirişlerde çatlak genişliğinin karşılaştırmalı incelenmesi (a) çelik donatılı (b) GFRP donatılı.

GFRP donatı çubuklu betonarme kirişlerde nihai duruma donatının kopmasıyla ulaşan kirişlerde çatlak genişliği, nihai yükün yaklaşık %17-32' sine kadar ve nihai duruma betonun ezilmesiyle ulaşan numuneler için çatlak genişliği nihai yükün yaklaşık %10-19' una kadar düşük seviyelerde kaldığı tespit edilmiştir. Bu yük seviyelerinden sonra rijitlikte ani düşüş meydana gelmektedir. Bunun sebebi; çelik donatı çubuğu kadar elastisite modülü büyük olmayan GFRP donatı çubuğuna sahip betonarme kirişlerde beton çatladığında rijitliğin aniden düşmesidir. Bu sebeple; GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak genişliği düşük yük seviyelerinde bile önemli seviyelerde olabilir. Ancak, betonda meydana gelen ilk çatlaktan sonra yük seviyesi arttıkça çatlak genişliğinde yaklaşık olarak doğrusal bir artış gözlenir. Bu durum; çelik donatı çubuklu betonarme kirişlerden tamamen farklıdır. Ayrıca; GFRP donatılı betonarme

kirişte nihai yükten hemen önce meydana gelen çatlak genişliği çelik donatı çubuklu betonarme kirişten daha düşük seviyelerde kaldığı tespit edilmiştir. Bunun sebebinin; çelik donatı çubuğunun aktıktan sonraki rijitliğinin GFRP donatı çubuğunun rijitliğinden az olması olduğu söylenebilir. Bunlara ek olarak; denge altı donatılmış GFRP donatılı betonarme kirişte dört farklı yük seviyesinde çatlak genişliği çekme donatı oranından bağımsız olarak yaklaşık olarak doğrusal bir eğilim gösterirken, denge üstü donatılandırıldığında çekme donatı oranı arttıkça çatlak genişliğinde yaklaşık olarak doğrusal bir azalış göstermektedir. Bu durum; %1.50 çekme donatı oranına sahip GFRP donatılı betonarme kirişin % 0.65 çekme donatı oranına sahip GFRP donatılı betonarme kirişten servis yükü seviyesinde yaklaşık %55.88 azaldığı tespit edilmiştir. Bu oranın yük seviyesi arttıkça daha da azaldığı tespit edilmiştir (Şekil 6.9b).

6.1.4 GFRP donatılı betonarme kirişlerde kesit rijitliğinin incelenmesi

Betonun çekme dayanımı çok düşük olduğu için, düşük dış kuvvetlere maruz kalsa bile betonarme elemanlarda çekme çatlakları meydana gelebilir. Bu olası çatlaklar, kesitin atalet momentini ve eğilme rijitliğini azaltır. Dolayısıyla, iç kuvvetlerde önemli değişiklikler ortaya çıkabilir. Bu sebeple, betonarme elemanların tasarımı sırasında çatlamış kesit rijitliğinin doğru bir şekilde belirlenmesi ve dikkate alınması iç kuvvetler, çatlak genişlikleri ve sehimin doğru olarak bulunmasında büyük önem taşımaktadır.

Bu bölümde, SEM' den elde edilen çatlamış/çatlamamış kesit rijitlikleri ve literatürde önerilen etkin atalet momentlerinden hesaplanan çatlamış/çatlamamış kesit rijitlikleri karşılaştırılarak GFRP donatılı betonarme kirişler için önerilerde bulunulması amaçlanmıştır. Bu rijitliklerin hesaplanmasında GFRP donatılı betonarme kirişlerin yük-yerdeğiştirme ilişkisi kullanılmıştır. GFRP donatılı kirişlerin yük-yerdeğiştirme ilişkisi yaklaşık olarak ikili-doğrusaldır. Yük-yerdeğiştirme ilişkisinde birinci doğru parçasının eğimi, çatlamamış kesit rijitliğini verirken, ikinci doğru parçasının eğimi, çatlamış kesit rijitliğini verir. Çalışmada sonlu eleman modellerinden elde edilen bu rijitlikler oranlanarak çatlamış/çatlamamış kesit rijitlikleri elde edilmiştir.

Çizelge 6.4 : Çatlamış rijitliğin çatlamamış rijitliğe oranının farklı yöntemlere göre incelenmesi.

Model numarası	Denklem 3.17	Denklem 3.18	Denklem 3.19	Denklem 3.20	Denklem 3.21	SEM	Önerilen denklem
G1	0.055	0.052	0.050	0.053	0.035	0.044	0.043
G2	0.066	0.064	0.062	0.064	0.041	0.055	0.052
G3	0.078	0.076	0.075	0.076	0.047	0.066	0.063
G4	0.093	0.091	0.091	0.091	0.056	0.079	0.075
G5	0.110	0.108	0.107	0.108	0.066	0.093	0.089
G6	0.127	0.125	0.125	0.125	0.076	0.106	0.104
G7	0.146	0.144	0.143	0.143	0.088	0.121	0.120
G8	0.054	0.052	0.049	0.053	0.035	0.044	0.043
G9	0.066	0.064	0.063	0.064	0.040	0.056	0.052
G10	0.081	0.079	0.079	0.079	0.049	0.070	0.066
G11	0.099	0.097	0.097	0.097	0.060	0.084	0.081
G12	0.119	0.117	0.117	0.117	0.071	0.101	0.097
G13	0.140	0.138	0.138	0.138	0.084	0.116	0.115
G14	0.162	0.160	0.160	0.160	0.097	0.134	0.134
G15	0.047	0.044	0.043	0.045	0.030	0.039	0.038
G16	0.056	0.054	0.053	0.054	0.034	0.048	0.045
G17	0.067	0.065	0.065	0.065	0.040	0.059	0.054
G18	0.079	0.078	0.078	0.078	0.047	0.067	0.065
G19	0.094	0.092	0.092	0.092	0.056	0.080	0.077
G20	0.109	0.107	0.108	0.108	0.065	0.093	0.090
G21	0.126	0.124	0.124	0.124	0.075	0.106	0.104
G22	0.046	0.044	0.042	0.045	0.029	0.038	0.037
G23	0.057	0.055	0.054	0.055	0.035	0.049	0.045
G24	0.070	0.068	0.068	0.068	0.042	0.061	0.057
G25	0.085	0.083	0.083	0.083	0.051	0.073	0.070
G26	0.102	0.100	0.101	0.101	0.061	0.087	0.084
G27	0.121	0.119	0.119	0.119	0.072	0.102	0.100
G28	0.140	0.138	0.139	0.138	0.084	0.117	0.116
G29	0.052	0.050	0.047	0.051	0.034	0.042	0.042
G30	0.060	0.058	0.056	0.059	0.038	0.051	0.048
G31	0.069	0.067	0.067	0.067	0.042	0.059	0.056
G32	0.081	0.079	0.079	0.079	0.049	0.068	0.066
G33	0.094	0.092	0.092	0.092	0.057	0.079	0.077
G34	0.052	0.050	0.047	0.051	0.034	0.042	0.042
G35	0.062	0.060	0.059	0.060	0.038	0.053	0.049
G36	0.074	0.072	0.072	0.072	0.045	0.063	0.060
G37	0.088	0.086	0.086	0.086	0.053	0.074	0.072
G38	0.104	0.102	0.102	0.102	0.062	0.087	0.085
G39	0.121	0.119	0.119	0.119	0.072	0.100	0.099
G40	0.139	0.137	0.137	0.137	0.083	0.114	0.114

Çatlamış/çatlamamış kesit rijitlik oranları literatürden ve yönetmelikler tarafından önerilen tahmin modelleri, SEM sonuçları ve çalışma kapsamındaki tahmin modeli revize edilerek hesaplanmış ve Çizelge 6.4’ de sunulmuştur. Etkin eylemsizlik momenti, çelik donatı çubuklu betonarme kirişler için önerilen tahmin modeli katsayılarla revize edilerek kullanılabilir (ACI 440.1R-06 2006, Habeeb ve Ashour 2008). Geleneksel betonarme elemanlar için TS500 (2000) ve ACI 318-14 (2011)’ de kullanılan efektif atalet momenti tahmin modeli FRP donatılı betonarme elemanlarda kullanılmak üzere ACI 440.1R-06 (2006)’ da β_d katsayısı kullanılarak revize edilmiştir (Denklem 3.18). Habeeb ve Ashour (2008) tarafından yapılan çalışmada β_d katsayısına ek olarak γ_G katsayısı tahmin modeline eklenmiştir (Denklem 3.21). Ancak, bu

katsayıların hala iyileştirilmesi gerekmektedir. Bu kapsamda, SEM modellerine eğri uydurulmuş (curve fitting) ve ACI 440.1R-06 (2006) ve Habeeb ve Ashour (2008) tarafından önerilen katsayılar $\beta_d=0.116$ ve $\gamma_G=0.870$ şeklinde belirlenmiştir. Bu katsayılar en iyi sonuç ve tasarımda kullanılabilirlik durumları da göz önünde bulundurularak bu tez kapsamında $\beta_d=0.10$ ve $\gamma_G=0.85$ şeklinde kullanılması önerilmektedir. $\beta_d=0.10$ ve $\gamma_G=0.85$ kullanılarak elde edilen sonuçlar ile SEM modelleri arasındaki determinasyon katsayısı (R^2) %99.79 olarak belirlenmiştir. Bu durum, etkin eylemsizlik momenti hesaplanmasında bu katsayıların kullanılmasının oldukça iyi sonuçlar ortaya koyduğu tespit edilmiştir.

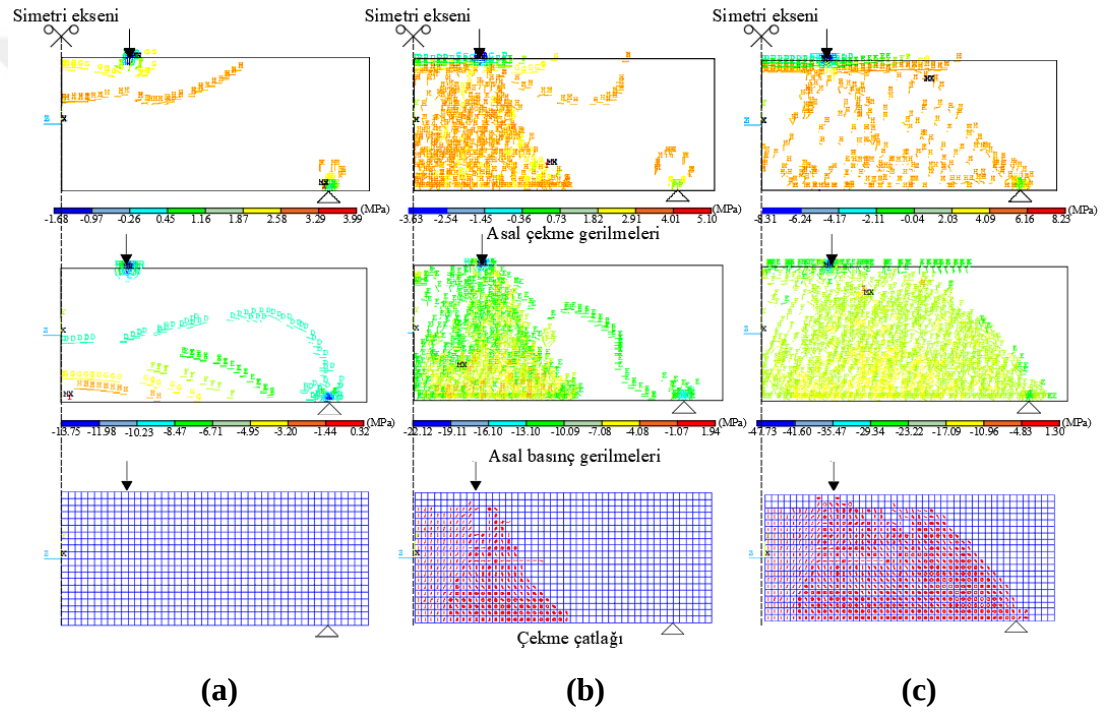
SEM modeli oluşturulan G2 kirişi için bu oran 0.055 olarak belirlenmiştir. Bu değer Bischoff (2005), ACI 440.1R-06 (2006), ISIS (2007) ve Bischoff'ta (2007) tarafından önerilen tahmin modelinde sırasıyla %20.0, %16.4, %12.7 ve %16.4 daha fazla hesaplanmaktadır. Ancak, Habeeb ve Ashour (2008) tarafından önerilen tahmin modelinde bu değer %25.4 daha az hesaplanmaktadır. Önerilen tahmin modeli ile hesaplandığında bu farkın %2.93 daha düşük hesaplandığı belirlenmiştir. Bu çalışmada önerilen tahmin modeli ile hesaplanan değerlerin diğer (Bischoff, 2005; ACI 440.1R-06, 2006; ISIS, 2007; Bischoff, 2007; Habeeb ve Ashour, 2008) tahmin modelleriyle hesaplanan değerlerin arasında olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca, önerilen tahmin modeliyle SEM modelinin diğer tahmin modellerine göre daha yakın sonuç verdiği tespit edilmiştir. Bu durum tüm kiriş numunelerinde benzerdir. Bu nedenle, $\beta_d=0.10$ ve $\gamma_G=0.85$ katsayıları kullanılarak dönüştürülmüş Denklem 3.21 kullanıldığında etkili atalet momentinin daha doğru sonuç verdiği tespit edilmiştir.

6.2 GFRP Donatılı Kirişlerin Kesme Yönünden İncelenmesi

6.2.1 GFRP donatılı kirişlerde çatlak yayılımı, donatıda gerilme dağılımı ve göçme modu

Sayısal modellerden elde edilen asal gerilme değerleri ve çekme çatlakları incelenmiştir. Tüm kirişlerde benzer bir davranış gözlemlendiği için burada sadece M1-0.29-0.27 modelindeki incelemeden bahsedilecektir. Bu modele ait asal çekme ve basınç gerilme konturları ve çatlak yayılımı görseli Şekil 6.10' da sunulmaktadır. Asal gerilme ve çatlak durumları; çatlamadan hemen önce (Şekil 6.10a), ilk çatlama anı (Şekil 6.10b) ve nihai durum (Şekil 6.10c) için sunulmuştur. GFRP donatılı kirişlerde asal basınç ve çekme gerilme dağılımları, ilk çekme çatlağı oluşana kadar geleneksel

betonarme kirişlerde de olduğu gibi eşgerilme eğrilerine benzer olduğu belirlenmiştir (Şekil 6.10a). Ancak, GFRP donatılı kirişte ilk çatlak oluşumu sırasında geleneksel betonarme kirişten farklı olarak çoklu eğik çatlakların meydana geldiği görülmektedir (Şekil 6.10b). Benzer durum, eğilme etkin elemanlarda da gözlenmiştir (Bölüm 6.1.2). Bu durumun nedeni olarak, GFRP donatılı kirişin rijitliğinin çelik donatılı kirişin rijitliğinden düşük olması söylenebilir. Ancak, yük artmaya devam ettikçe kesme çatlaklarının (eğik çekme çatlakları) sayısı artar (Şekil 6.10c). Bu durum, kirişin kesme kırılmasına (eğik çekmeden dolayı) maruz kaldığını gösterir. Benzer durum diğer kirişlerde de gözlenmiştir. Gevrek kırılmanın bir türü olan bu kesme kırılması betonarme kirişlerde istenmeyen bir durumdur.



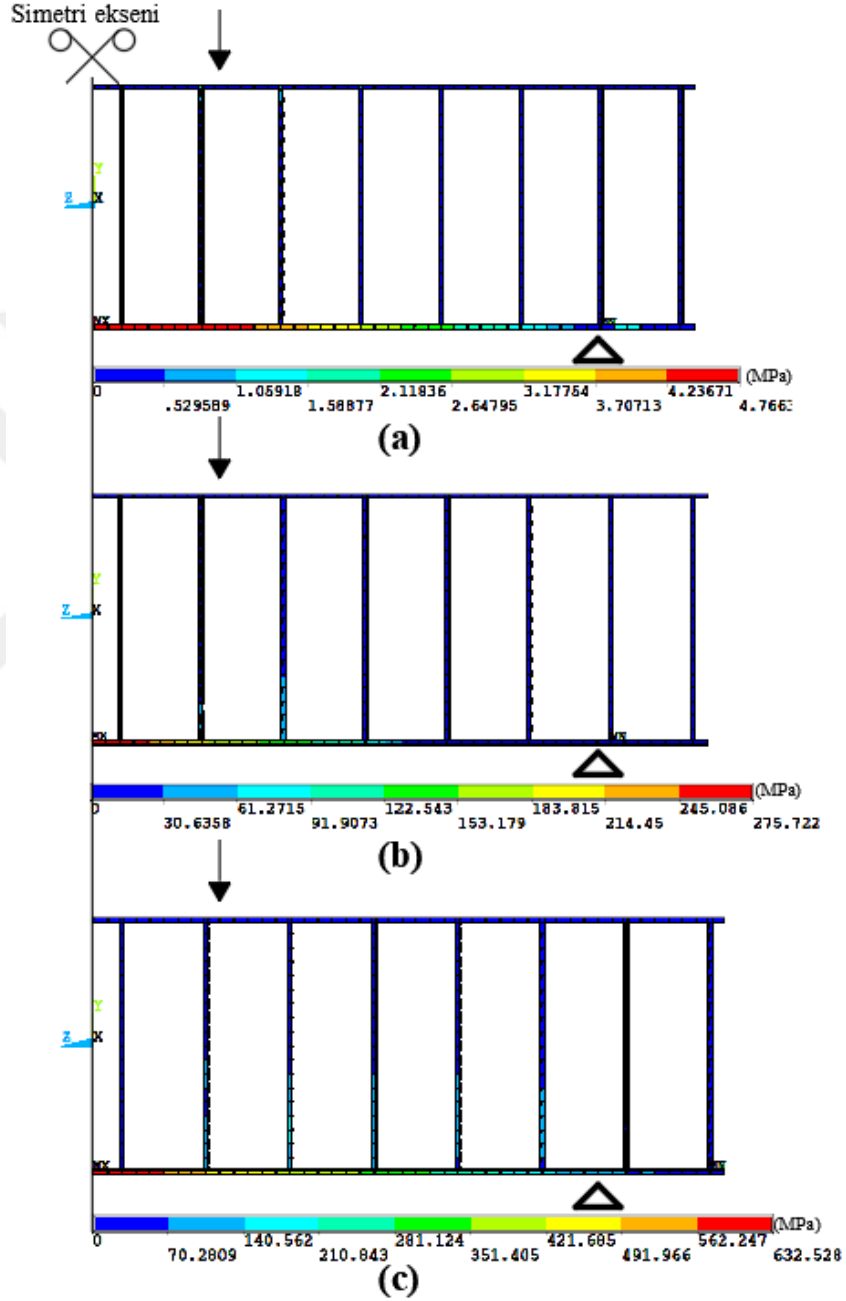
Şekil 6.10 : M1-0.29-0.27 modeli için farklı yük adımlarında çatlak yayılımı (a) beton çatlamadan hemen önceki durum (b) betondaki ilk çatlakın oluştuğu durum (c) nihai durum.

Şekil 6.11’ de, M1-0.29-0.27 modeline ait GFRP donatı çubuğunda üç farklı yükleme durumunda (ilk çatlamadan hemen önce, ilk çatlama anında ve nihai durumda) meydana gelen asal çekme gerilme dağılımları gösterilmiştir. GFRP donatılı betonarme kirişte betonda çekme çatlakları oluşmadan önce enine ve boyuna GFRP donatı çubuğunun çok fazla çekme gerilmesi almadığı tespit edilmiştir (Şekil 6.11a). Ancak; betonun çatlaması ile birlikte kiriş rijitliğinde ani bir azalma olur ve bu durum, betonarme kirişte düşey yerdeğiştirmeyi aniden artırır. Sonuç olarak, çekme donatıları daha fazla gerilme almaya başlarlar (Şekil 6.11b). Dört noktalı eğilme deneyi altındaki

GFRP donatılı kirişte maksimum momentin olduğu bölgede çekme donatısının gerilmesi maksimumdur. Bu durum beklenen bir sonuçtur ve donatı çubuğu malzemesinin türünden bağımsızdır. Geleneksel çelik donatılı kirişlerdeki benzer şekilde GFRP donatılı betonarme kirişte, ilk çekme çatlağı oluştuktan sonra nihai duruma kadar enine donatılarda çekme gerilmelerin hızla arttığı gözlemlenmiştir. Boyuna donatıda meydana gelen maksimum çekme gerilmesi, betonda ilk çatlak meydana geldiğinde 275.7 MPa olarak tespit edilmiştir. Ek olarak, kiriş nihai duruma ulaştığında donatıda meydana gelen çekme gerilmesi yaklaşık %129.4' lük bir artışla 632.5 MPa' a yükselmiştir (Şekil 6.11c). Enine donatı çubuğunda maksimum asal çekme gerilmesi de aynı oranda artarak 61.3 MPa' dan 140.6 MPa' a yükselmiştir. Sayısal modellerin oluşturulmasında GFRP donatıların basınç kuvvetleri altında gerilme almadığı varsayıldığı için, basınç bölgelerine yerleştirilen GFRP donatılarda herhangi bir basınç gerilmesinin olmadığı gözlenmiştir.

Etriyesiz betonarme kirişlerde, kesme nedeniyle oluşan göçme mekanizması, kesme açıklığı/etkili derinlik (a/d) oranına bağlı olarak genellikle üç farklı şekilde sınıflandırılır. a/d oranı yaklaşık 2.5-6 aralığında olduğunda, göçme Diyagonal-Çekme Kırılmasından (Diagonal-Tension-Failure-DTF) kaynaklanır. a/d oranı yaklaşık 1-2.5 aralığında olduğunda, kırılma Kesme-Basınç Kırılması (Shear-Compression-Failure-SCF) veya Kesme-Çekme Kırılması (Shear-Tension Failure-STF) nedeniyle meydana gelmektedir (Samad ve diğ. 2016). a/d oranı 1' in altına düştüğünde kiriş gergili kemer davranışı sergiler (Ersoy ve diğ., 2019). Ancak, etriyeli betonarme kirişlerde önce beton çatlar (Şekil 6.10b) ve donatı çubuğu beton çatlayana kadar çok fazla çekme gerilmesi almaz (Şekil 6.11a). Etriyeler tüm diyagonal çekme gerilmelerini karşılar (Şekil 6.11b). Tez kapsamında üretilen 27 etriyeli kirişin sayısal modelinin analizi sonucunda ilk olarak betonda diyagonal çatlamanın meydana geldiği tespit edilmiştir. Betonun çatladığı bölgelerde etriyelerin çatlağı sınırlandığı ve göçmeye kadar çekme gerilmelerini karşıladığı tespit edilmiştir. Belirtilen tüm sayısal modellerde, etriye nihai birim şekil değiştirmeye ulaştığında diyagonal çatlağın ilerlediği ve göçmenin DTF modunda meydana geldiği tespit edilmiştir. Said ve diğ. (2016) tarafından, a/d oranı 2 olan ve enine donatı miktarı %0.61' in altında olan normal beton dayanımına sahip betonarme kirişlerin DTF moduyla göçmeye ulaştığı belirtilmiştir. Vora ve Shah (2016)' nın çalışmasında, a/d oranı 1.79 ve enine donatı oranı %0.25' in altında olan numunelerde Etriyenin Kopması (Stirrups-Rupture-

Failure-SRF) veya DTF ile göçmeye ulaştığı tespit edilmiştir. Bu tez kapsamında oluşturulan etriyeli betonarme kiriş sayısal modellerinde a/d oranı 1.11-1.58 ve enine donatı oranı %0.17-0.40 aralığındadır. Oluşturulan sayısal modellerdeki göçme modunun Said ve diğ. (2016) ve Vora ve Shah (2016) tarafından yapılan çalışmalarla benzer olduğunu söylenebilir.



Şekil 6.11 : M1-0.29-0.27 modeli GFRP donatı çubuğundaki farklı yük adımlarında gerilme dağılımları (a) beton çatlamadan hemen önceki durum (b) betondaki ilk çatlağın oluştuğu durum (c) nihai durum.

Çizelge 6.5 : Kesme etkin kirişlerde göçme yükü.

Model kodu	Göçme yükü (kN)
M1-0.29-0	164.0
M1-0.29-0.40	389.1
M1-0.29-0.27	316.9
M1-0.29-0.20	281.4
M1-0.39-0	164.1
M1-0.39-0.40	382.4
M1-0.39-0.27	317.7
M1-0.39-0.20	280.3
M1-0.51-0	164.1
M1-0.51-0.40	381.0
M1-0.51-0.27	316.8
M1-0.51-0.20	280.2
M2-0.29-0	209.7
M2-0.29-0.40	426.4
M2-0.29-0.27	390.4
M2-0.29-0.20	345.5
M2-0.39-0	209.1
M2-0.39-0.40	431.9
M2-0.39-0.27	381.1
M2-0.39-0.20	344.8
M2-0.51-0	209.1
M2-0.51-0.40	421.9
M2-0.51-0.27	373.5
M2-0.51-0.20	343.8
M3-0.29-0	246.0
M3-0.29-0.40	489.9
M3-0.29-0.27	429.3
M3-0.29-0.20	383.6
M3-0.39-0	246.0
M3-0.39-0.40	486.5
M3-0.39-0.27	428.4
M3-0.39-0.20	374.9
M3-0.51-0	246.8
M3-0.51-0.40	489.4
M3-0.51-0.27	427.4
M3-0.51-0.20	383.9

6.2.2 GFRP donatılı kirişlerde kesme dayanımını etkileyen parametrelerin önerilen tahmin modeli ve literatürdeki deney sonuçları ölçeğinde tartışılması

Sayısal modellerin sonuçları ile karşılaştırılarak GFRP donatılı kirişlerin kesme dayanımının belirlenmesi için TS500 (2000)' den revize edilmiş tahmin modeli (Denklem 5.14 ve Denklem 5.17 eklenerek elde edilmiştir), Ek A' da sunulan literatürdeki deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Önerilen tahmin modelinden hesaplanan kesme dayanımı (V_{prep}) ve literatürdeki deneysel kesme dayanım sonuçlarının (V_{exp}) kesit genişliğine (b_w) bağlı değişimi Şekil 6.12(a)' da verilmiştir. İncelemeler sonucunda kesit genişliği arttıkça deney verileri ve önerilen tahmin

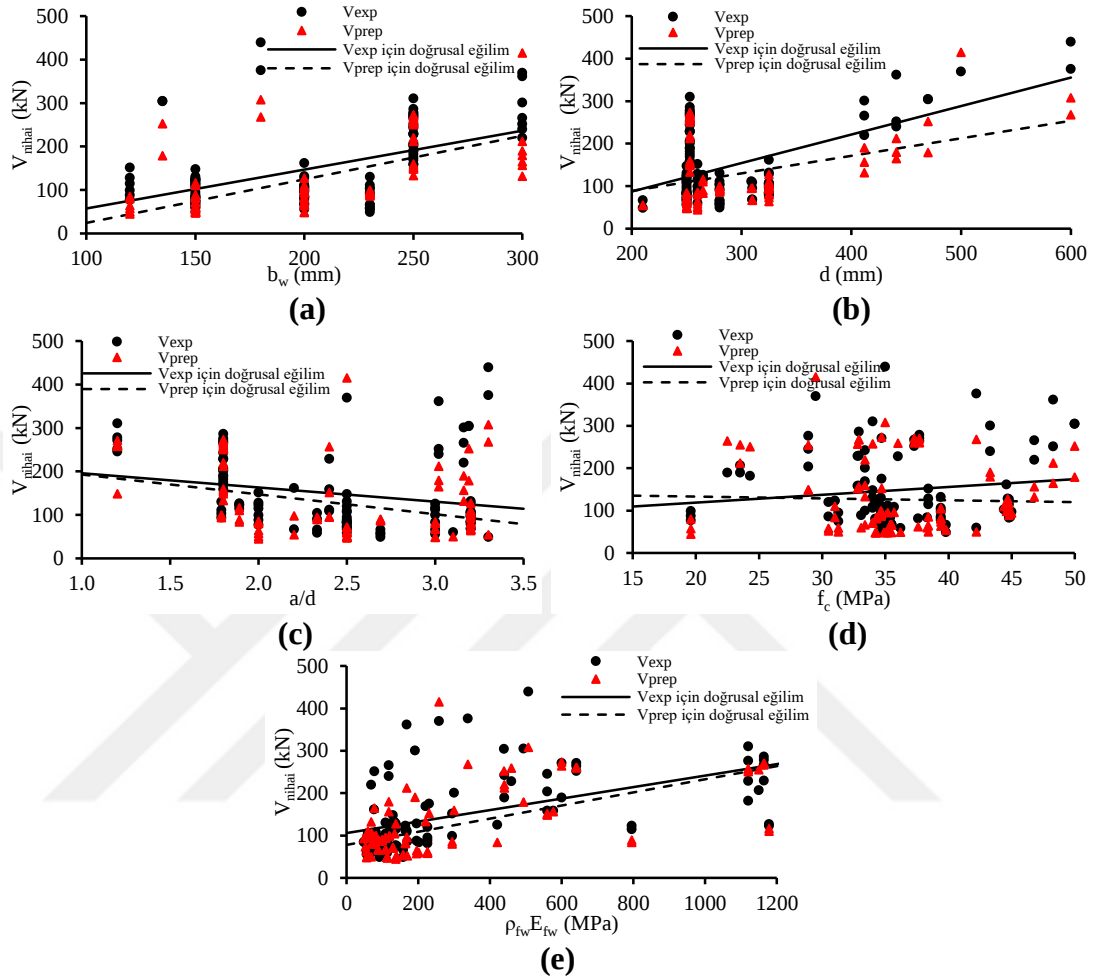
modelinden elde edilen sonuçların birbirine yaklaştığı tespit edilmiştir. Örneğin; kesit genişliği 150 mm olduğunda fark %27.2 dolaylarında olmasına karşın, kesit genişliği 300 mm için bu fark %4.7 dolaylarına düşmektedir. Bu durum, önerilen tahmin modeli ve deney verilerindeki uyumun kesit genişliği arttıkça arttığı şeklinde yorumlanabilir. Bunun nedeni, tahmin modellerinin revizyonunda kullanılan sayısal modellerin genişliklerinin 250 mm ve 300 mm olmasından kaynaklandığı düşünülmektedir. Ayrıca, oluşturulan sayısal modellerde ve önerilen tahmin modelinde agrega boyutundan kaynaklanan değişimler dikkate alınmamış olsa da agrega boyutunun etkisi deney sonuçlarına etki etmiş olabilir.

V_{prep} ve V_{exp} ' in kesit etkili derinliğine (d) bağlı değişimi Şekil 6.12(b)' de verilmiştir. V_{exp} için doğrusal eğim dikkate alındığında 200 mm, 400 mm ve 600 mm kesit etkili derinlikleri için sırasıyla 87.2 kN, 221.5 kN ve 355.8 kN olarak belirlenmiştir. V_{prep} için doğrusal eğim dikkate alındığında bu durum sırasıyla %1.6 artışla 88.6 kN, %29.2 azalma ile 171.4 kN ve %41.5 azalma ile 251.4 kN olarak belirlenmiştir. Etkili derinliği 500 mm' den az olan modellerde önerilen tahmin modelinin deneysel sonuçlarla daha uyumlu olduğu tespit edilmiştir. Ancak; tüm etkili derinlikler için konservatif sonuç verdiği söylenebilir.

V_{prep} ve V_{exp} ' in kesme açıklığının etkili derinliğe oranına (a/d) bağlı değişimi Şekil 6.12(c)' de incelenmiştir. Doğrusal eğim dikkate alındığında, a/d oranı 1 olan betonarme kirişlerde V_{exp} ve V_{prep} sırasıyla 196.2 kN ve 193.0 kN olarak belirlenmiştir. Bu kirişlerde V_{exp} ' in V_{prep} ' e göre %1.6 daha fazla olduğu tespit edilmiştir. a/d oranı arttıkça önerilen tahmin modelinin hatası da artmaktadır. Ancak, önerilen tahmin modelinin tüm a/d oranları için konservatif sonuç verdiği söylenebilir.

Deneysel verilerden elde edilen sonuçlar ve önerilen tahmin modelinden hesaplanan kesme dayanımının betonun basınç dayanımına (f_c) göre değişimi Şekil 6.12(d)' de sunulmuştur. Deneysel veriler ve önerilen tahmin modeli için çizdirilen doğrusal eğim dikkate alındığında, 20 MPa beton basınç dayanımı için kesme dayanımları sırasıyla 119.0 kN ve 133.5 kN olarak belirlenmiştir. Bu durum, deneysel veriler ile önerilen tahmin modeli arasında yaklaşık %10.8' lik bir fark olduğunu ortaya koymaktadır. Beton basınç dayanımının 26.5 MPa olduğunda deney sonucu ile önerilen denklemin benzer sonuçları verdiği tespit edilmiştir. Beton basınç dayanımı 50 MPa olduğunda, doğrusal eğim çizgisi için önerilen tahmin modelinde kesme dayanımı 120.4 kN olarak tespit edilmiş ve deneysel verilerde kesme dayanımı 174.3 kN olarak belirlenmiştir.

Bu durum, deneysel veriler ile önerilen tahmin modeli arasında yaklaşık %30.9' luk fark ortaya koymaktadır. Ancak, önerilen tahmin modelinin 26.5 MPa' dan büyük beton basınç dayanımı için konservatif sonuç verdiği söylenebilir.



Şekil 6.12 : Deney ve önerilen tahmin modeli sonuçlarının farklı parametrelere göre değişimi (a) kesit genişliğine (b_w) göre değişim (b) kesit etkili derinliğine (d) göre değişim (c) kesme açıklığının etkili derinliğe oranına (a/d) göre değişim (d) beton basınç dayanımına (f_c) göre değişim (e) enine donatı oranı ve enine donatı elastisite modülünün çarpımına ($\rho_{fw} E_{fw}$) göre değişim.

V_{prep} ve V_{exp} ' in enine donatı oranı ile enine donatı elastisite modülü çarpımına ($\rho_{fw} E_{fw}$) göre değişimi Şekil 6.12(e)' de sunulmuştur. Doğrusal eğim çizgisi dikkate alındığında $\rho_{fw} E_{fw}$ değeri 300 MPa olduğunda deneysel verilerden elde edilen kesme dayanımı 146.7 kN olmasına karşın, önerilen tahmin modelinden elde edilen kesme dayanımı ise 124.4 kN olarak belirlenmiştir. Deneysel verilerden elde edilen değer önerilen tahmin modelinden yaklaşık %15.3 daha büyük olduğu tespit edilmiştir. Bu hata $\rho_{fw} E_{fw}$ değeri 1200 MPa olduğunda yaklaşık %1.8 olarak belirlenmiştir. Ayrıca, $\rho_{fw} E_{fw}$

arttıkça deneysel sonuçlar ile önerilen tahmin modeli arasındaki uyumun arttığı gözlemlenmiştir.

6.2.3 GFRP donatılı kirişlerde kesme dayanım tahmin modelleri ve yönetmeliklerin karşılaştırması

Bu bölümde, tez kapsamında TS500 (2000)' den revize edilerek önerilen kesme dayanımı tahmin modeli ve Bölüm 3.2.2' de sunulan farklı tahmin modelleri Ek A' da sunulan 105 deneysel verisi ile karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Literatürdeki deneylerden elde edilen kesme dayanımının tahmin modelinden hesaplanan kesme dayanım oranının ($\lambda = V_{\text{exp}}/V_{\text{prep}}$) istatistiksel değerlendirmesinin bir özeti Çizelge 6.6' da sunulmuştur. Varyasyon katsayısı (Coefficient of Variation-CoV), χ faktörü doğrusal regresyon analizi sonucunda elde edilen doğrunun eğimini ifade eden genel performans göstergesi, ortalama mutlak hata (Average Absolute Error-AAE) ve λ faktörü $V_{\text{exp}}/V_{\text{prep}}$ arasındaki değerlendirme faktörüdür. AAE değeri Denklem 6.6 ile hesaplanır ve deneysel veriler ile önerilen tahmin modeli arasındaki ortalama mutlak hatayı verir. Tüm tahmin modelleri için kesme dayanımı değerleri hesaplanmış (V_{prep}) ve bu değerlerin test sonuçlarına oranları belirlenmiştir ($\lambda = V_{\text{exp}}/V_{\text{prep}}$). Belirlenen λ değeri, Collins (2001) tarafından önerilen değiştirilmiş Ceza Puanları Sınıflandırmasına (Demerit Points Classification-DPC) göre sınıflandırılmıştır. Bu puanlama sisteminde her aralık için bir ceza değeri verilmektedir (Çizelge 6.7). Belirlenen toplam ağırlık değeri tahmin modelinin performansını ifade etmektedir. Ceza değeri; güvenlik, doğruluk ve ekonomiyi dikkate alan bir ağırlık faktörüdür (Collins, 2001; Moraes-Neto ve diğ, 2014). Toplam ağırlık değeri en düşük olan model, performansı en iyi olan modele karşılık gelmektedir.

Çizelge 6.6 : $V_{\text{exp}}/V_{\text{prep}}$ ' in istatistiksel analizinin özeti.

$V_{\text{exp}}/V_{\text{prep}}$	Ortalama	Ortanca	Minimum	Maksimum	CoV (%)	AAE (%)
Önerilen	1.25	1.20	0.57	2.29	27.27	23.71
JSCE (1997)	3.65	3.34	1.43	8.56	38.38	68.70
BISE-1999 (1999)	1.86	1.82	0.83	3.99	33.83	41.49
CSA S806-02 (2002)	1.43	1.42	0.63	2.66	25.13	29.74
ACI 440.1R-06 (2006)	1.73	1.71	0.58	3.86	35.37	39.46
CNR-DT203/2006 (2006)	0.90	0.89	0.39	1.74	28.14	29.44
ISIS-M03-01 (2007)	3.88	3.55	1.51	9.86	42.42	70.03
Nehdi ve diğ. (2007)	1.22	1.19	0.53	2.24	27.17	22.62
Fico ve diğ. (2008)	1.00	0.96	0.29	1.93	31.99	30.95
Hegger ve diğ. (2009)	1.21	1.18	0.42	2.09	27.00	24.80
CSA S806-12 (2012)	1.77	1.67	0.62	3.96	35.68	39.62
CSA S6-14 (2014)	1.85	1.74	0.78	3.98	34.01	41.42
Valivonis ve diğ. (2015)	1.78	1.67	0.76	3.94	31.66	40.19
Oller ve diğ. (2015)	1.19	1.14	0.55	2.37	29.48	21.25

$$AAE = \frac{1}{n} \sum \frac{|V_{exp} - V_{prep}|}{V_{exp}} * 100 \quad (6.6)$$

Burada; AAE ortalama mutlak hata, V_{exp} deneyden elde edilen kesme dayanımı, V_{exp} tahmin modelinden hesaplananan kesme dayanımı ve n eleman sayısıdır.

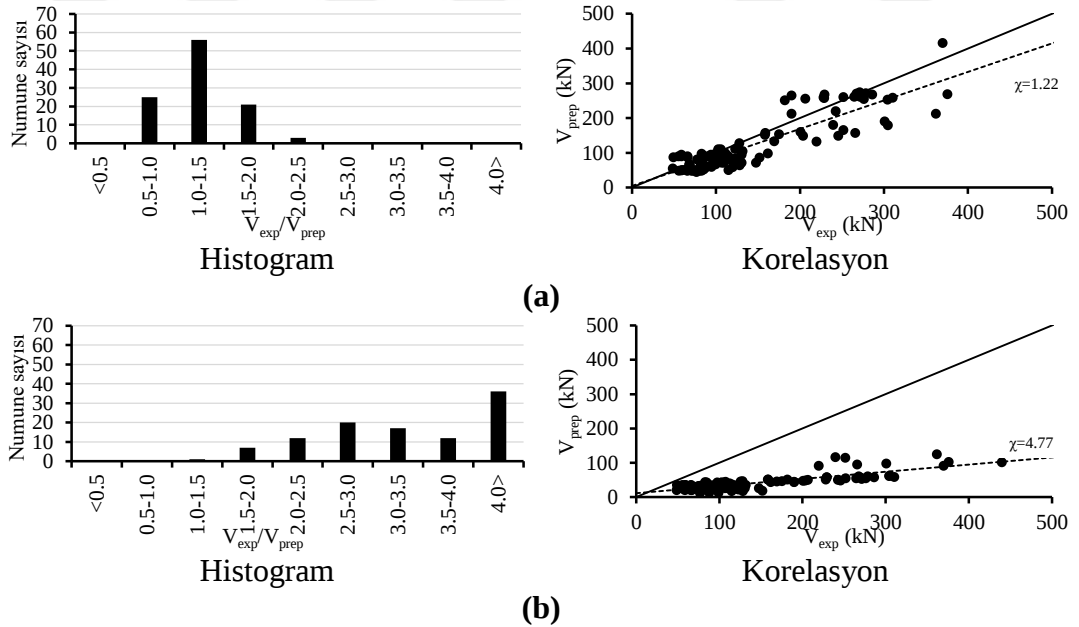
Çizelge 6.7 : Değiştirilmiş Ceza Puanları Sınıflandırmasının değiştirilmiş versiyonu.

λ	Sınıflandırma	Ceza
<0.50	Oldukça tehlikeli (extremely dangerous)	10
0.5-0.85	Tehlikeli (dangerous)	5
0.85-1.15	Uygun güvenlik (appropriate safety)	0
1.15-2.00	Konservatif (conservative)	1
≥ 2.00	Oldukça konservatif (extremely conservative)	2

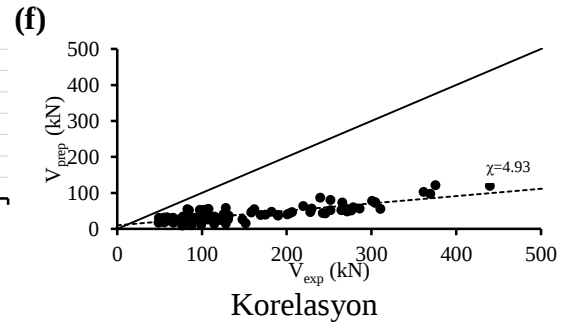
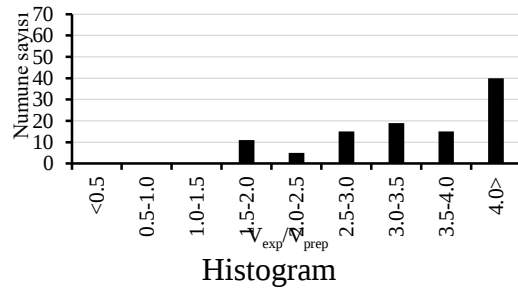
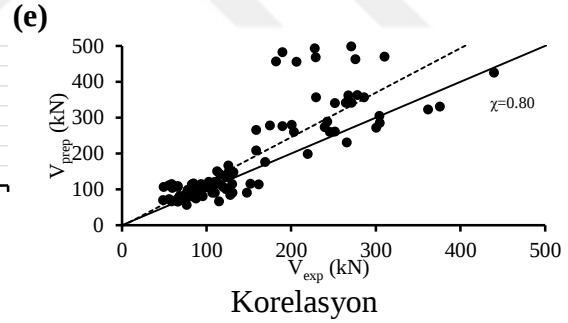
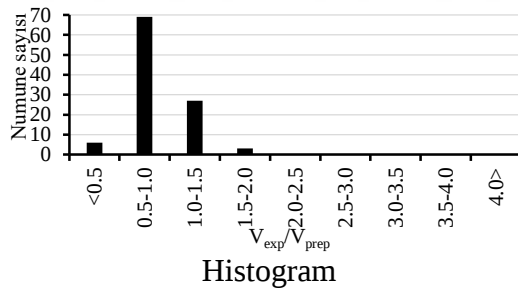
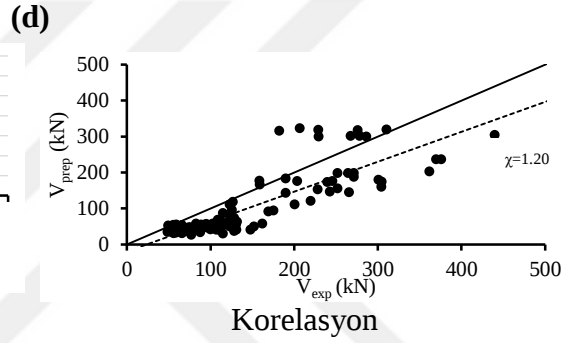
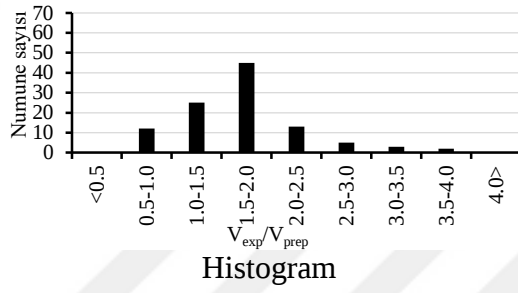
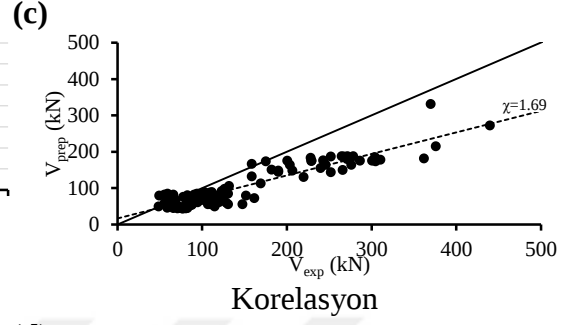
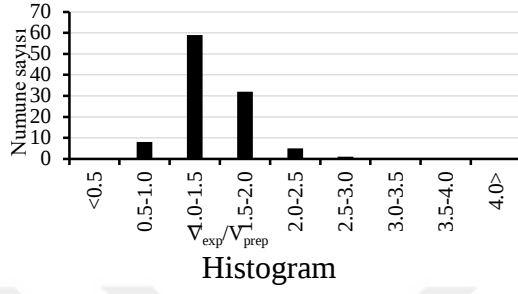
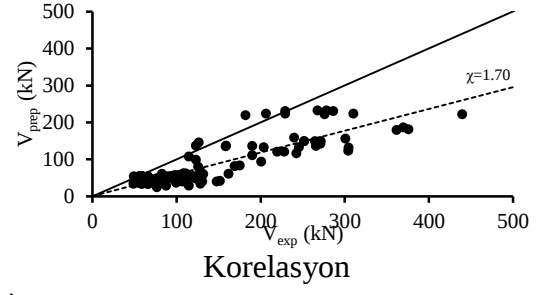
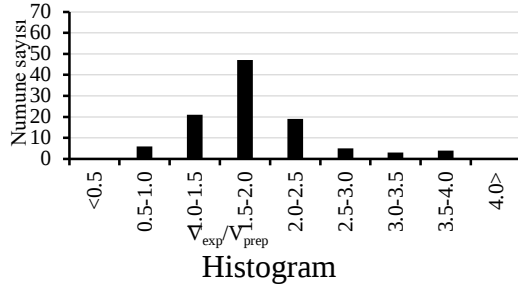
Önerilen modellerin doğruluğu doğrudan λ değeriyle ilişkilidir. λ değerinin farklı tahmin modellerine göre değişiminin istatistiksel özeti Çizelge 6.6’ da sunulmuştur. λ değeri en dar aralıkta değişen modelin CNR-DT203/2006 (2006) tarafından önerilen model olduğu tespit edilmiştir. Bu modeli Fico ve diğ. (2008) tarafından önerilen model takip etmektedir. Bu modellerde maksimum ve minimum λ değeri sırasıyla 0.39-1.74 ve 0.29-1.93 aralıklarında değişmektedir. Bu tez kapsamında önerilmiş tahmin modeli 0.57-2.29 aralığında değişmektedir. Bununla birlikte, CNR-DT203/2006 (2006) ve Fico ve diğ. (2008) tarafından önerilen modeller daha dar bir aralıkta değişmesine rağmen; ortalama ve ortanca değerlerinin güvensiz tarafta kaldığı tespit edilmiştir. CoV değerlerinde en iyi performansı gösteren üç model sırasıyla CSA S806-02 (2002), Hegger ve diğ. (2009) ve önerilen tahmin modelidir. Önerilen tahmin modeli için belirlenen CoV değerinin belirtilen modellerden yüksek olması modelin daha düşük performansa sahip olduğunu göstermez. Çünkü, CoV değeri ortalama ile doğrudan ilişkilidir ve bu da yorumlama hatalarına neden olabilir. Bu bağlamda, modellerin χ faktörleri üzerinden değerlendirilmesi, deneysel veri seti ile tahmin modelleri arasındaki ilişkilerin doğruluğunu daha net ortaya koyabilir. Şekil 6.13’ de verilen korelasyon ilişkisinde, 45^0 açı ile çizilen doğru, deney sonuçları ile tahmin modelleri arasında %0 toleransı ($V_{exp}=V_{prep}$) temsil etmektedir. Deney sonuçlarından sapmayı en iyi ifade eden değer χ faktörüdür. Güvenli tarafta kalan en iyi χ faktörüne sahip üç model sırasıyla, ACI 440.1R-06 (2006) tarafından önerilen tahmin modeli, tezde önerilen tahmin modeli ve Oller ve diğ. (2015) tarafından önerilen tahmin modelidir. Bu istatistiksel ifadelerin dışında AAE değerlerine de bakılmıştır. Tahmin modelleri arasında en düşük AAE değerlerine sahip iki model %21.25 ile Oller ve diğ.

(2015) ve %22.62 ile Nehdi ve diğ. (2007) tarafından önerilen modellerdir. Bu modelleri %23.71 ile tezde önerilen tahmin modeli izlemektedir. Ayrıca, Şekil 6.13’ de gösterilen histogram ve korelasyon ilişkileri incelendiğinde JSCE (1997), BISE-1999 (1999), CSA S806-02 (2002), ACI 440.1R-06 (2006), ISIS-M03-01 (2007), CSA S806-12 (2012) ve CSA S6-14 (2014) yönetmelikleri, kesme dayanımı hesaplamaları için güvenli tarafta kaldığı tespit edilmiştir. Literatürde sunulan tahmin modellerinin, ACI 440.1R-06 (2006) hariç yönetmeliklerde sunulan tahmin modellerine göre deneysel verilerle daha uyumlu olduğu tespit edilmiştir. Bu durumun temel nedeninin, yönetmeliklerin tasarım sırasında güvenlik faktörlerini dikkate almasından kaynaklandığı düşünülmektedir.

Farklı tahmin modellerine göre belirlenmiş λ faktörünün histogram eğrisi Şekil 6.13’ de sunulmuştur. Belirlenen λ faktörleri ışığında DPC’ ye göre performans değerlendirmesi yapılmıştır (Çizelge 6.8). En iyi performansın tez kapsamında önerilen tahmin modelinde olduğu tespit edilmiştir. Bu tahmin modelini sırasıyla Nehdi ve diğ. (2007), Valivonis ve diğ. (2015) ve Hegger ve diğ. (2009) tarafından önerilen tahmin modelleri takip etmektedir. Bu dört tahmin modelinin performansı yönetmeliklerde önerilen tahmin modellerinden daha iyi olduğu tespit edilmiştir.

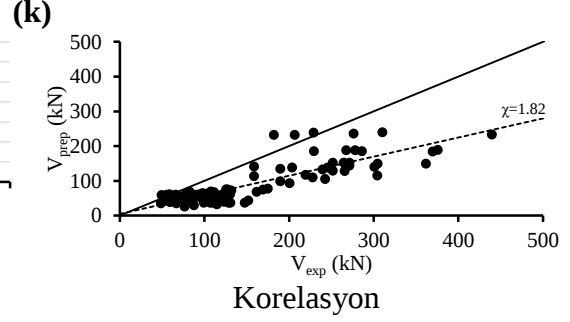
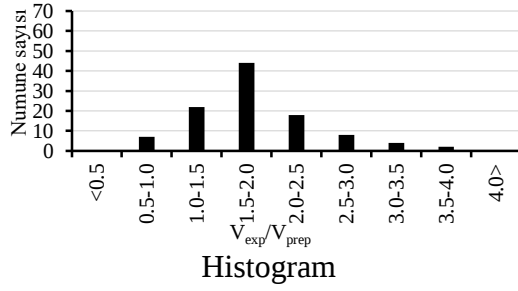
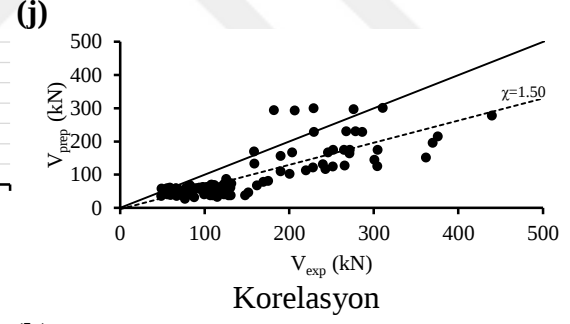
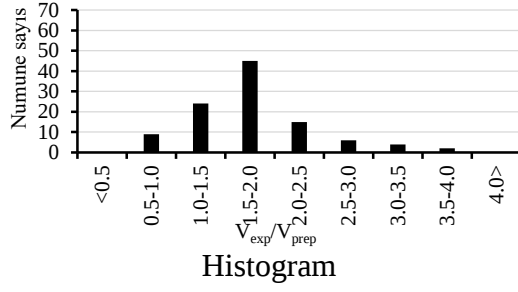
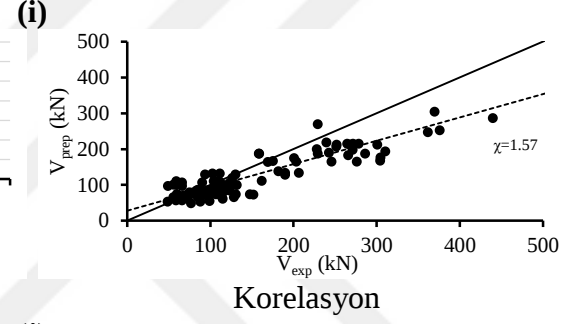
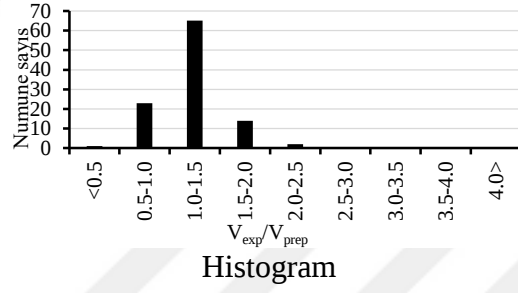
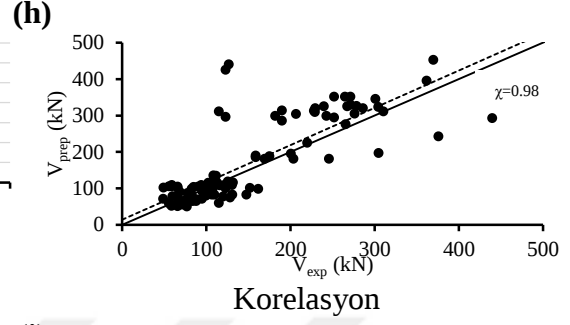
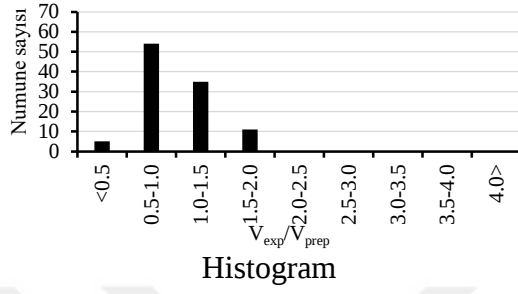
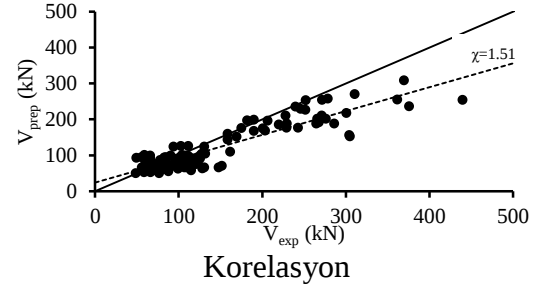
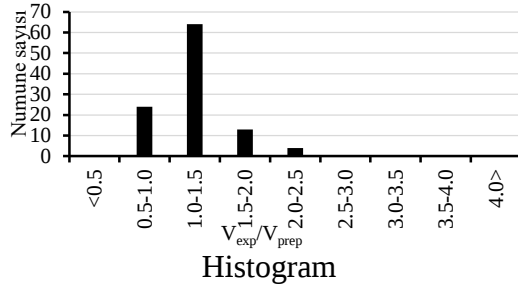


Şekil 6.13 : Farklı tahmin modelleriyle hesaplanan kesme dayanım sonuçlarının deneysel verilerle kıyaslanması (a) önerilen tahmin modeli (b) JSCE (1997).

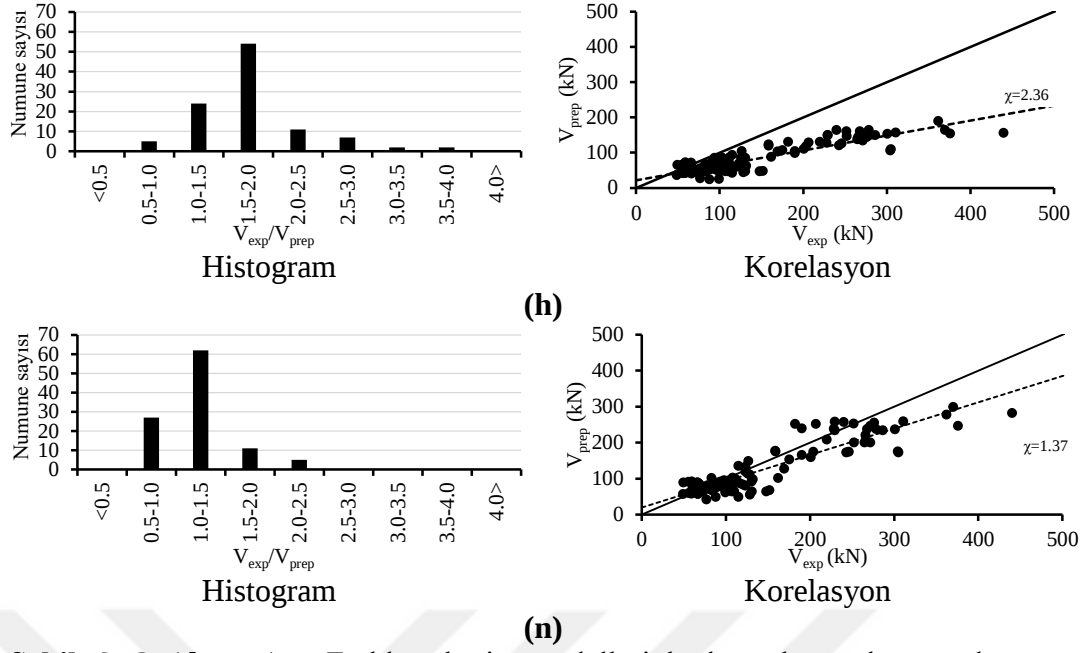


(g)

Şekil 6.13 (devam) : Farklı tahmin modelleriyle hesaplanan kesme dayanım sonuçlarının deneysel verilerle kıyaslanması (c) BISE-99 (1999) (d) CSA S806-02 (2002) (e) ACI 440.1R-06 (2006) (f) CNR DT203/2006 (2006) (g) ISIS-M03-01(2007).



Şekil 6.13 (devam) : Farklı tahmin modelleriyle hesaplanan kesme dayanım sonuçlarının deneysel verilerle kıyaslanması **(h)** Nehdi ve diğ. (2007) **(i)** Fico ve diğ. (2008) **(j)** Hegger ve diğ. (2009) **(k)** CSA S806-12 (2012) **(l)** CSA S6-14 (2014).



Şekil 6.13 (devam) : Farklı tahmin modelleriyle hesaplanan kesme dayanım sonuçlarının deneysel verilerle kıyaslanması **(m)** Valivonis ve diğ. (2015) **(n)** Oller ve diğ. (2015).

Çizelge 6.8: Değiştirilmiş DPC' ye göre farklı tahmin modellerinin performansı.

λ	Ceza	Önerilen	JSCE (1997)	BISE-99 (1999)	CSA S806-02 (2002)	CNR DT203 (2006)	ACI 440.1R-06 (2006)	ISIS-M03-01 (2007)
<0.50	10	0	0	0	0	6	0	0
0.5-0.85	5	9	0	1	6	36	4	0
0.85-1.15	0	38	0	10	13	50	14	0
1.15-2.00	1	55	8	63	80	13	64	11
≥ 2.00	2	3	97	31	6	0	23	94
Toplam ağırlık		106	202	130	122	193	130	199

Çizelge 6.8 (devam) : Değiştirilmiş DPC' ye göre farklı tahmin modellerinin performansı.

λ	Ceza	Nehdi ve diğ. (2007)	Fico ve diğ. (2008)	Hegger ve diğ. (2009)	CSA S806-12 (2012)	CSA S6-14 (2014)	Valivonis ve diğ. (2015)	Oller ve diğ. (2015)
<0.50	10	0	5	1	0	0	0	0
0.5-0.85	5	10	29	11	3	2	12	3
0.85-1.15	0	40	41	35	10	8	46	4
1.15-2.00	1	51	30	56	65	63	42	76
≥ 2.00	2	4	0	2	27	32	5	22
Toplam ağırlık		109	175	120	134	137	112	135

Yönetmelikler güvenli tarafta kalmayı tercih ettiğinden, JSCE (1997) ve ISIS-M03-01 (2007) yönetmeliklerinde önerilen tahmin modeli bu tezde önerilen tahmin modeline göre oldukça düşük performans göstermektedir. Önerilen tahmin modelinde numunelerin %36.2' si uygun güvenlik aralığında olmasına rağmen, yönetmelikler arasında en iyi performans gösteren tahmin modeli olan CSA S806-02 (2002) için bu değer %12.4 olduğu belirlenmiştir. Bu değer, literatürde önerilen tahmin modelleri arasında en iyi performansı gösteren Nehdi ve diğ. (2007) için %38.1' dir. Ayrıca; Fico ve diğ. (2008) tarafından önerilen tahmin modeli istatistiksel değerlendirmede iyi

sonuç vermesine rağmen, performans sonucunun kötü olduğu tespit edilmiştir. Bu tahmin modelinde numunelerde λ değerinin %27.6' sı tehlikeli seviyede kalmaktadır. Bu durum; tehlike düzeyini ve ceza puanını artırmak, dolayısıyla toplam performans değerini düşürmektedir.

Sonuç olarak; geleneksel betonarme kirişlerin kesme dayanımı için TS500 (2000)' de önerilen beton katkısı, FRP donatılı betonarme kirişler için revize edilerek kullanılabilir (Denklem 5.14). Bu kirişler için, TS500 (2000)' de önerilen etriye katkısı, FRP donatılara sahip betonarme kirişler için birim şekil değiştirme ve gerilme seviyesi sınırlandırılarak revize edilerek kullanılabilir (Denklem 5.17). Geleneksel betonarme kirişlerin kesme dayanımı tahmin modelinde olduğu gibi, FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı tahmin modeli etriyenin kesme dayanımına katkısının (Denklem 5.17) betonun kesme dayanımı katkısına (Denklem 5.14) eklenmesiyle belirlenebilir. Collins (2001) tarafından önerilen değiştirilmiş DPC' ye göre, bu tez kapsamında önerilen TS500 (2000)' den revize edilmiş tahmin modeli, literatürde ve yönetmeliklerde önerilen modellerden daha iyi performans göstermektedir. Bu durum; önerilen tahmin modeli kullanılarak FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme tasarımında kullanılmasıyla daha doğru sonuçların elde edilebileceği söylenebilir.

6.3 GFRP Donatılı Kirişlerin Aderans Yönünden İncelenmesi

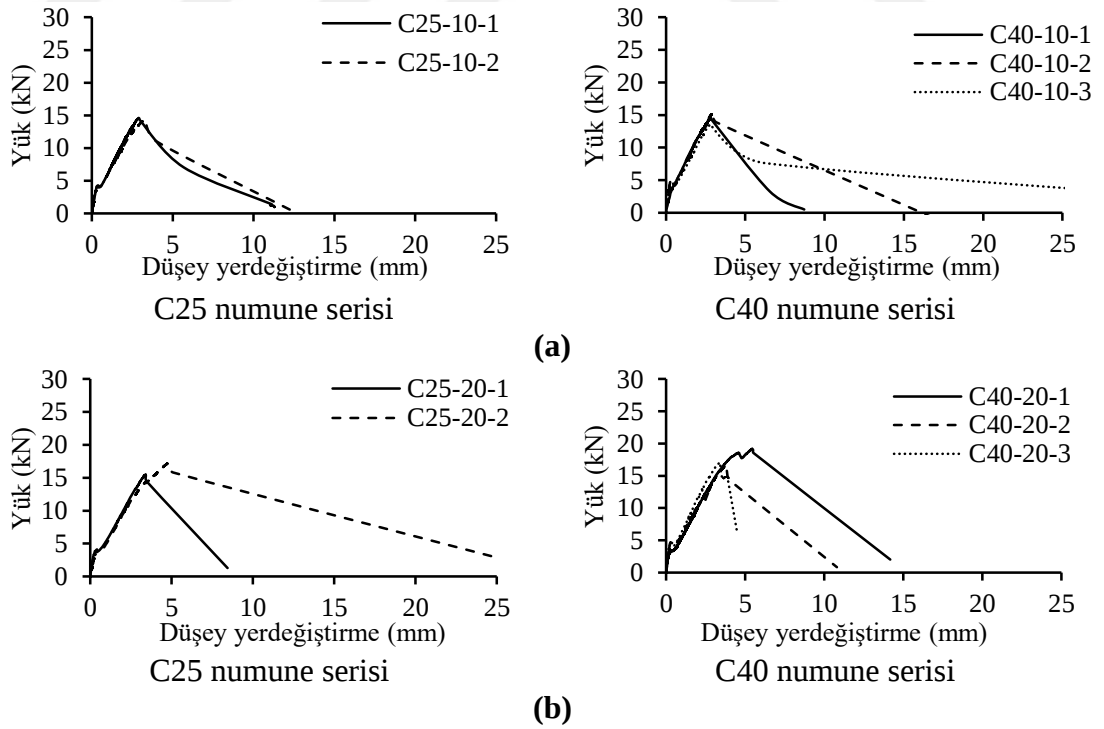
6.3.1 Eğilmede aderans deney sonuçları

Deney numunesi özellikleri Çizelge 5.10' da gösterilen eğilmede aderans kiriş numunelerinin yük-düşey yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 6.14' de verilmiştir. Eğilmede aderans deney numunesinin boyuna kesiti (Şekil 5.41) incelendiğinde düşey yerdeğiştirmeler kemerin solunda ve sağından belirlenebilmektedir. Bu nedenle, Şekil 6.14' de verilen düşey yerdeğiştirme değerleri kemerin her iki ucunda meydana gelen düşey yerdeğiştirmenin ortalaması olarak dikkate alınmıştır.

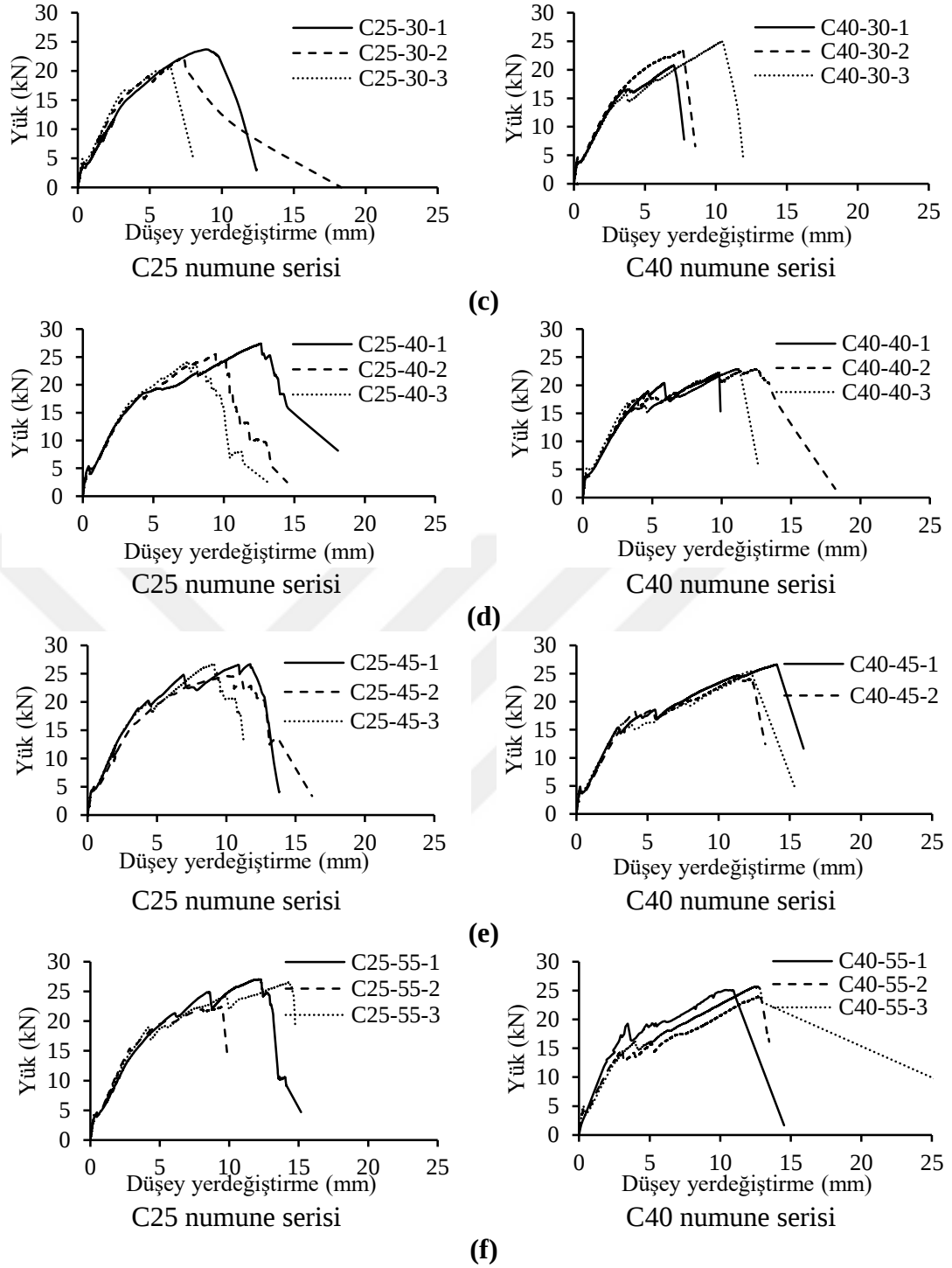
C25-EL10 kiriş numunelerinin maksimum yük kapasitelerinin ortalaması 14.45 kN olduğu tespit edilmiştir. Bu kapasitenin C25-EL20 ve C25-EL30 için %12.9 ve %51.6 artışla sırasıyla 16.32 kN ve 21.90 kN olarak yükseldiği tespit edilmiştir. Ayrıca; C25 sınıfında 40 cm, 45 cm ve 55 cm gömülme boyuna sahip numuneler için, yük kapasitelerinin ortalamaları (C25-EL40, C25-EL45 ve C25-EL55 numunelerinin

ortalamaları) yaklaşık olarak sabit kalmış ve C25-EL10 numune serisine ait olan numunelerin ortalamasına göre %77.6 daha fazla yük taşıyabildiği tespit edilmiştir (Şekil 6.14). C40-EL10 grubunun maksimum yük kapasitesi ortalama değerinin 14.43 kN olduğu tespit edilmiştir. Bu kapasite C40-EL20 kiriş serisi için %22.3 artışla 17.65 kN olarak tespit edilmiştir. İlaveten; C40 serisinde 30 cm, 40 cm, 45 cm ve 55 cm gömülme boyuna sahip numunelerin ortalaması (C40-EL30, C40-EL40, C40-EL45 ve C40-EL55 numunelerinin ortalamaları) için, yük kapasitelerinin ortalama değerleri yaklaşık olarak sabit kalmış ve C40-EL10 serisine ait olan numunelerin ortalamasına göre %66.1 daha fazla yük taşıyabildiği tespit edilmiştir (Şekil 6.14). Maksimum yük kapasitelerinin (P_{max}) özeti Çizelge 6.9’ da sunulmuştur.

C25-EL10 kiriş serisi için maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmelerin (Δ_{max}) ortalama değeri 3.08 mm olarak tespit edilmiştir. C25-EL55 grubunda bu yerdeğiştirme yaklaşık %74.3 artışla 11.97 mm olmuştur. Ayrıca, bu yerdeğiştirme değerinin C25 serisi için 10 cm gömülme boyundan 55 cm gömülme boyuna kadar doğrusal bir artış gösterdiği tespit edilmiştir. C25 serisi için Δ_{max} için belirtilen bu ifadeler C40 serisi için de benzerlik göstermektedir. Maksimum yüke karşılık gelen yerdeğiştirmelerin (Δ_{max}) özeti Çizelge 6.9’ da sunulmuştur.

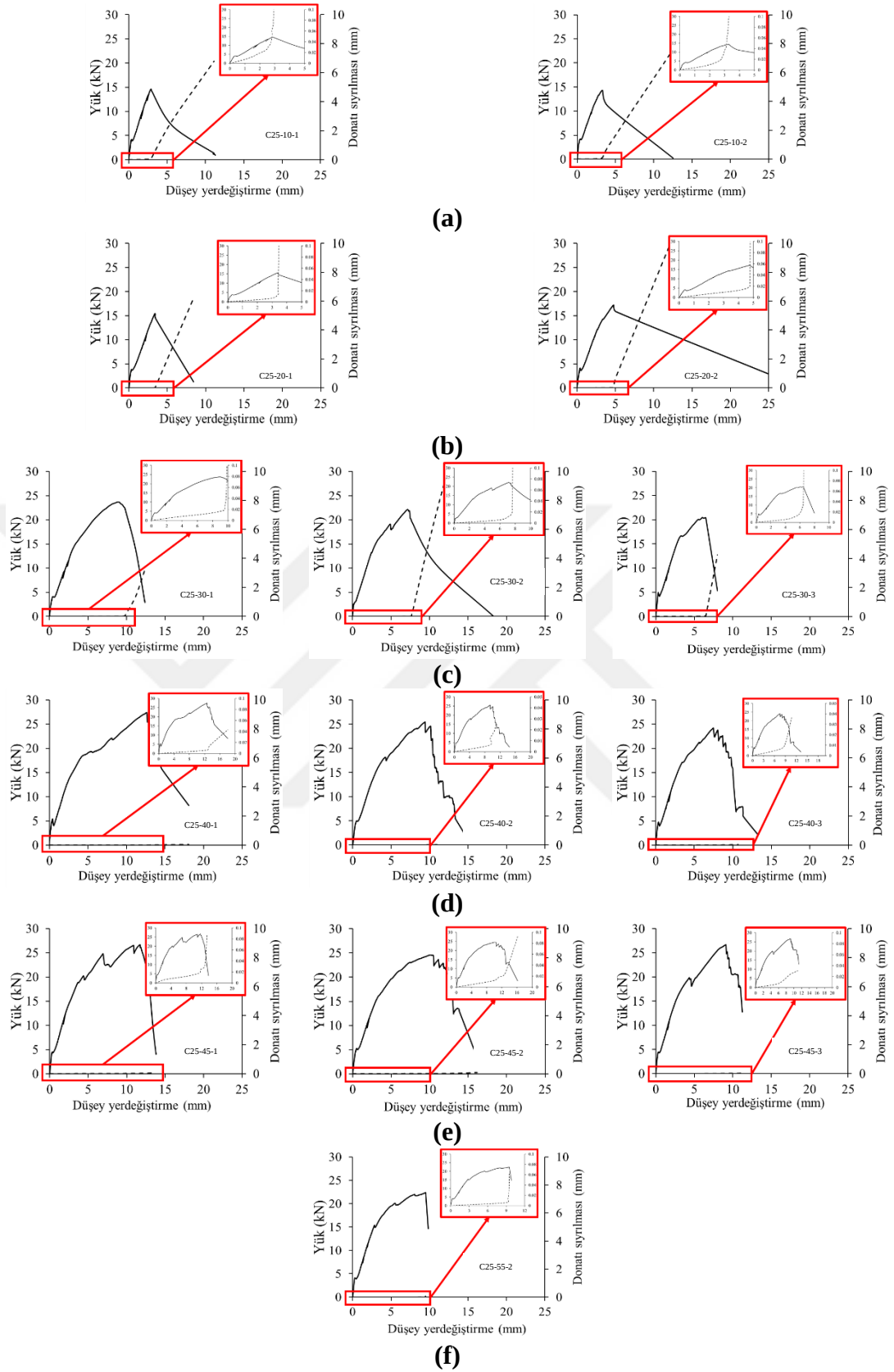


Şekil 6.14 : Yük-düşey yerdeğiştirme ilişkisi (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler.

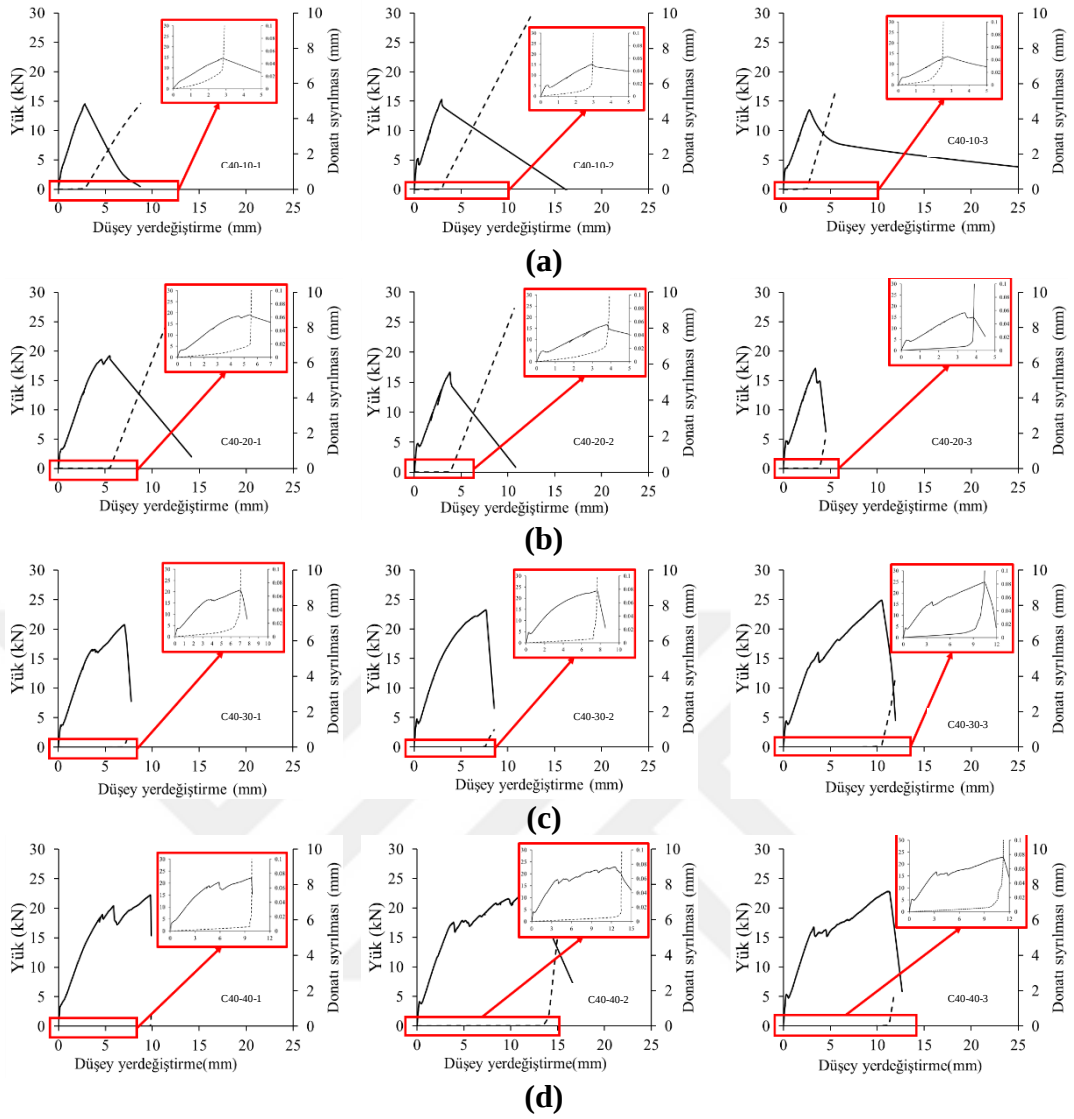


Şekil 6.14 (devam) : Yük-düşey yerdeğiştirme ilişkisi (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler (e) gömülme boyu 45 cm olan numuneler (f) gömülme boyu 55 cm olan numuneler.

C25 ve C40 numune serileri için (iki eksende üç değişken gösterilerek) verilen yük-düşey yerdeğiştirme-donatı sıyrılma ilişkileri sırasıyla Şekil 6.15 ve Şekil 6.16' da verilmiştir. C25-EL55-1, C25-EL55-3, C40-EL45-1, C40-EL45-2, C40-EL45-3, C40-EL55-1, C40-EL55-2 ve C40-EL55-3 numelerinde donatı çubuğu beton içinden sıyrılmadığı için Şekil 6.15 ve Şekil 6.16' da gösterilmemiştir.

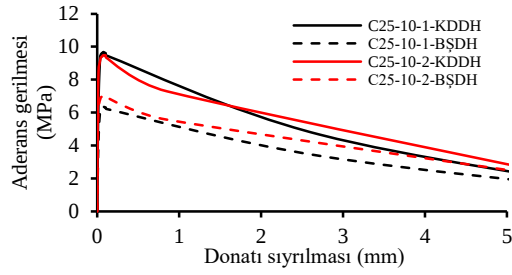


Şekil 6.15 : C25 numune serisi için yük-düşey yerdeğiştirme-sıyrılma ilişkisi (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler (e) gömülme boyu 45 cm olan numuneler (f) gömülme boyu 55 cm olan numuneler.

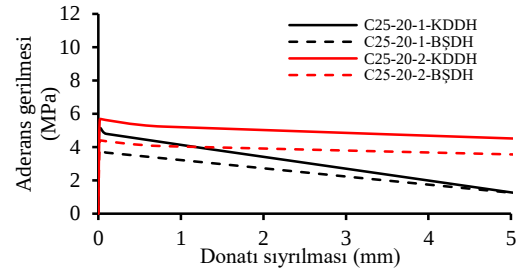


Şekil 6.16 : C40 numune serisi için yük-düşey yerdeğiştirme-sıyrılma ilişkisi (a) gömülme boyu 10 cm olan numuneler (b) gömülme boyu 20 cm olan numuneler (c) gömülme boyu 30 cm olan numuneler (d) gömülme boyu 40 cm olan numuneler.

C25 sınıfı numune serisinde gömülme boyu 45 cm' ye kadar olan tüm numunelerde maksimum yük kapasitesine ulaşılan kadar donatı çubuğunun beton içinden sıyrılmaya başladığı tespit edilmiştir. Belirtilen C25 sınıfı numune serisine ek olarak 55 cm gömülme boyuna sahip 2. numunede de donatı sıyrılması meydana geldiği tespit edilmiştir. C25 numune serisindeki diğer numunelerde donatı çubuğunun beton içinden sıyrılmadığı tespit edilmiştir (Şekil 6.15).

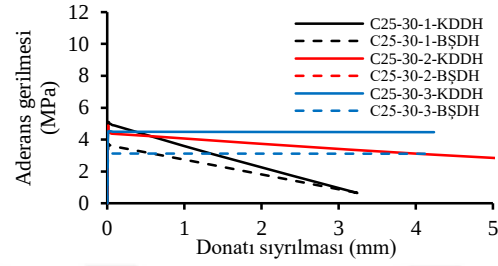


C25 numune serisi 10 cm gömülme boyu

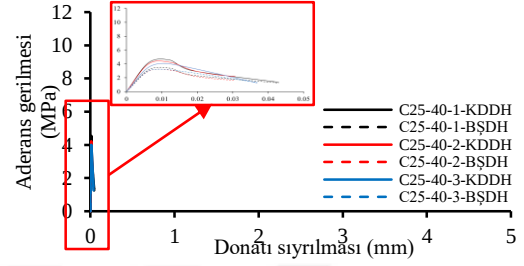


C25 numune serisi 20 cm gömülme boyu

(a)

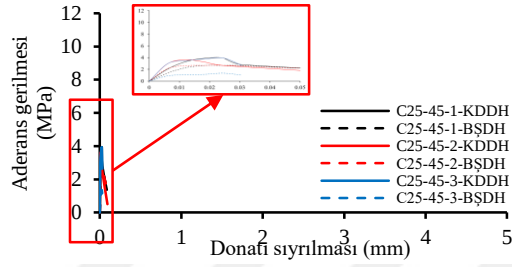


C25 numune serisi 30 cm gömülme boyu

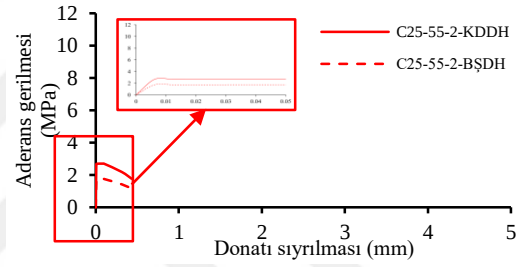


C25 numune serisi 40 cm gömülme boyu

(b)

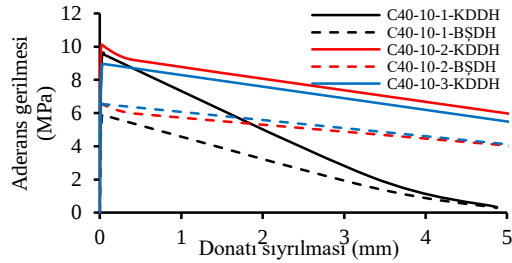


C25 numune serisi 45 cm gömülme boyu

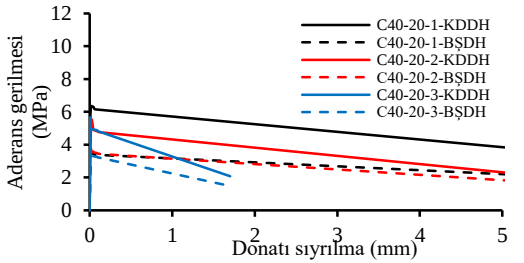


C25 numune serisi 55 cm gömülme boyu

(c)

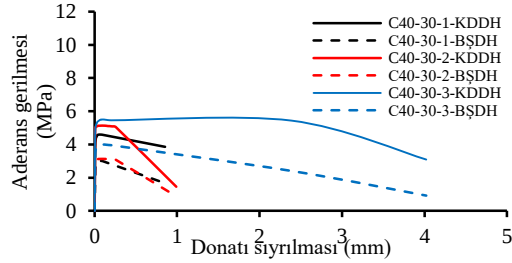


C40 numune serisi 10 cm gömülme boyu

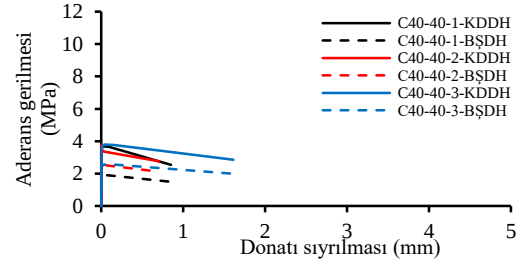


C40 numune serisi 20 cm gömülme boyu

(d)



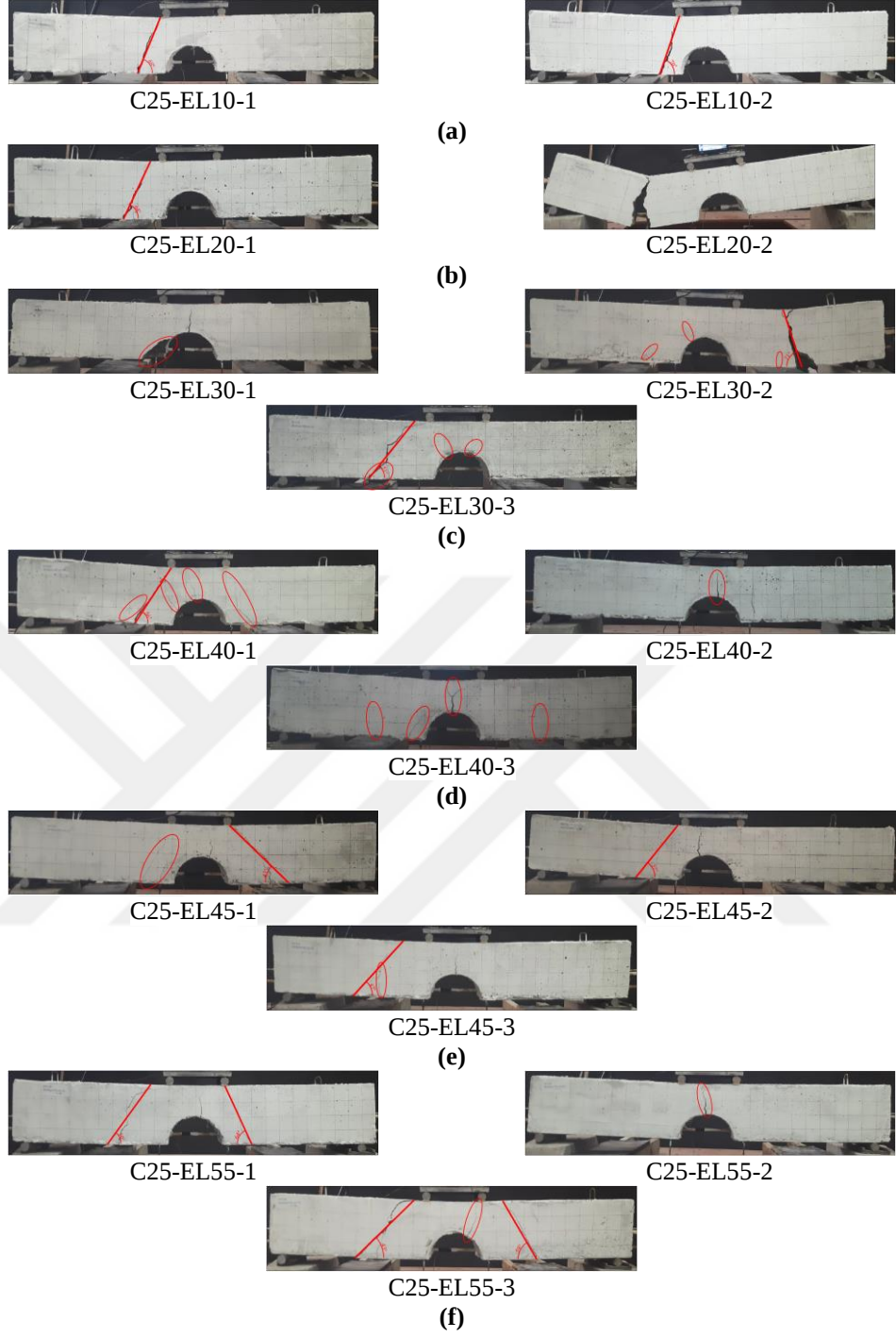
C40 numune serisi 30 cm gömülme boyu



C40 numune serisi 40 cm gömülme boyu

(e)

Şekil 6.17 : Aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi (a) C25-10 ve C25-20 numune serileri (b) C25-30 ve C25-40 numune serileri (c) C25-45 ve C25-55 numune serileri (d) C40-10 ve C40-20 numune serileri (e) C40-30 ve C40-40 numune serileri.



Şekil 6.18 : C25 kiriş serisine ait nihai durum görselleri **(a)** gömülme boyu 10 cm olan numuneler **(b)** gömülme boyu 20 cm olan numuneler **(c)** gömülme boyu 30 cm olan numuneler **(d)** gömülme boyu 40 cm olan numuneler **(e)** gömülme boyu 45 cm olan numuneler **(f)** gömülme boyu 55 cm olan numuneler.



C40-EL10-1



C40-EL10-2

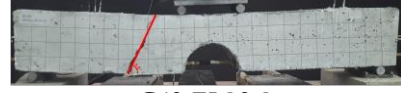


C40-EL10-3

(a)

Deney sırasında video kaydı sorunu yaşandı.

C40-EL20-1



C40-EL20-2



C40-EL20-3

(b)



C40-EL30-1

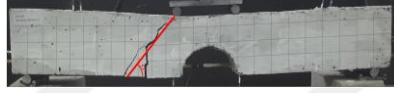


C40-EL30-2



C40-EL30-3

(c)



C40-EL40-1



C40-EL40-2



C40-EL40-3

(d)



C40-EL45-1



C40-EL45-2



C40-EL45-3

(e)



C40-EL55-1



C40-EL55-2



C40-EL55-3

(e)

Şekil 6.19 : C40 kiriş serisine ait nihai durum görselleri **(a)** gömülme boyu 10 cm olan numuneler **(b)** gömülme boyu 20 cm olan numuneler **(c)** gömülme boyu 30 cm olan numuneler **(d)** gömülme boyu 40 cm olan numuneler **(e)** gömülme boyu 45 cm olan numuneler **(f)** gömülme boyu 55 cm olan numuneler.

C40 sınıfında ise gömülme boyu 40 cm' ye kadar tüm numunelerde numune maksimum yük kapasitesine ulaşmadan donatı çubuğu beton içerisinden sıyrılmaya başlamaktadır. Gömülme boyu 45 cm ve daha üzeri olan numunelerde donatı çubuğunun beton içerisinden sıyrılmadığı ve tam aderansın sağlandığı tespit edilmiştir (Şekil 6.16). Ayrıca, maksimum aderans gerilmesine (τ_{max}) karşılık gelen donatı sıyrılması (s_{max}) değerleri Çizelge 6.9' da verilmiştir.

Literatürdeki çalışmalarda eğilmede aderans numunelerinde aderans gerilmesi genellikle Denklem 5.21 ve Denklem 5.23 kullanılarak ve moment kolu (j) sabit olduğu varsayılarak bir hesaplama yapılmaktadır. Ancak, j değerinin sabit alınması aderans gerilmesinde hatalı sonuçlara sebep olabilir. Bu sebeple, aderans gerilmelerini daha doğru bir şekilde belirlenebilmesi için iki farklı yaklaşımla karşılaştırılması ve değerlendirilmesi önerilmektedir (Oh ve diğ. 2011). Bu bağlamda, tez kapsamında eğilmede aderans deney numunelerinde aderans gerilmesi iki farklı yaklaşımla belirlenmiştir. Bu yaklaşımlardan ilki Kuvvet Dengesine Dayalı Hesap (KDDH) kullanılarak aderans gerilmesinin belirlenmesidir (Denklem 5.21 ve Denklem 5.23). Diğer yaklaşım ise, donatı çubuğuna yerleştirilen birim şekil değiştirme ölçerden (strain gauge) okunan değerler ve Hooke Kanunu kullanılarak hesaplanan Birim Şekil değiştirmeye Dayalı Hesap (BŞDH) kullanılarak aderans gerilmesinin belirlenmesidir (Denklem 5.22 ve Denklem 5.23). Her iki hesap yöntemi kullanılarak ayrı ayrı çizdirilen aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi Şekil 6.17' de verilmiştir. C25 serisinde KDDH kullanılarak belirlenen aderans gerilmesinin maksimum değeri (aderans dayanımı) C25-EL10 numunelerinin ortalaması için ($\tau_{max,KDDH,ort}$) 9.58 MPa olarak belirlenmiştir. Aynı numune serisinde maksimum aderans gerilmesi (aderans dayanımı) BŞDH kullanılarak belirlendiğinde ortalama 6.69 MPa olarak belirlenmiştir. Belirtilen bu numune serilerinin ortalaması için BŞDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımının KDDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımının yaklaşık %70' i olduğu belirlenmiştir. C25 sınıfı numune serisinde C25-EL30-2 numunesinde birim şekil değiştirmenin okunamaması, C25-EL45-3 ve C25-EL55-3 numunelerinin diğer numunelerden farklı sonuç içermesi nedeniyle birim şekil değiştirme okumasında hata olabileceği düşünülerek bu numuneler dahil edilmemiştir. BŞDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımının KDDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımına oranının %65 ile %78 aralığında değiştiği tespit edilmiştir. Bu durum, C40 sınıfı numuneler için (C40-EL45-3 ve C40-EL55-1 numunelerinden birim

şekil değiştirmenin okunamaması, C40-EL20-1 ve C40-EL40-1 numunelerinin diğer numunelerden farklı sonuç içermesi nedeniyle birim şekil değiştirme okumasında hata olabileceği düşünülerek bu numuneler dahil edilmemiştir) %61 ile %77 aralığında değişmektedir. Bu durum; BŞDH kullanılarak aderans dayanımının KDDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımından yaklaşık %30 daha düşük bulunduğu şeklinde yorumlanabilir. Benzer bir durum; Oh ve diğ. (2011) tarafından yapılan çalışmada da belirtilmiştir. Ayrıca, aderans dayanımlarının özeti Çizelge 6.9' da sunulmuştur.

Tüm deney numunelerinde ilk çatlak öncelikle kemerin üst bölgesinde meydana gelmiştir. Daha sonra, kiriş numunelerinde diyagonal çatlakların meydana geldiği ve bu diyagonal çatlakların açısı gömülme boylarına bağlı olarak değişiklik gösterdiği tespit edilmiştir. Bu bağlamda, deney numunelerinde meydana gelen diyagonal çatlakların açısı belirlenmiştir (Şekil 6.18 ve Şekil 6.19). C25-EL10 numune serisinde diyagonal çatlak açısı 68^0 - 70^0 dolaylarında olmasına karşın, C25-EL20 numune serisinde 63^0 - 65^0 dolaylarındadır. C25 serisinde genel bir yorum olarak gömülme boyu arttıkça diyagonal çatlak açısının 70^0 dolaylarından 43^0 dolaylarına doğru evrildiği gözlenmiştir. Bu durum, C40 serisi numuneler için de benzer şekilde gerçekleşmiştir.

Tez kapsamında; deney numunelerinin göçme modları da incelenmiştir (Çizelge 6.9). C25 beton sınıfında C25-EL40-2, C25-EL40-3, C25-EL45-2, C25-EL45-3, C25-EL55-2 deney numuneleri sadece Donatı Sıyrılması (DS) nedeniyle göçmeye ulaşırken; C25-EL10-1, C25-EL10-2, C25-EL20-1, C25-EL30-1, C25-EL30-2, C25-EL30-3, C25-EL40-1, C25-EL45-1 numunelerinde donatının Sıyrılması ve betonun Yarılması (SY) birlikte gerçekleşmiştir. Ayrıca; C25-EL20-2 numunesinde donatının sıyrılması ve betonun yarılması birlikte gerçekleşmesine rağmen betondaki yarılma nedeniyle donatı çubuğu kaldıraç etkisine maruz kalmakta ve Donatı çubuğu Kopmaktadır (DK). Donatı sıyrılmasının gözlenmediği C25-EL55-1 numunesinde donatı çubuğunun kemerin bulunduğu bölgeden kopmasıyla nihai duruma ulaşırken, donatı sıyrılmasının gözlenmediği C25-EL55-3 numunesi Kesme Hasarına (KH) maruz kalmış ve aynı bölgede donatı çubuğu kaldıraç etkisine maruz kaldığı için Donatı çubuğu Kopmuştur (DK) (Şekil 6.18). C40 numune serisinde C40-EL20-3 ve C40-EL30-2 deney numuneleri sadece Donatı Sıyrılması (DS) nedeniyle göçmeye ulaşırken; C40-EL10-1, C40-EL10-2, C40-EL10-3, C40-EL20-2, C40-EL30-1, C40-EL30-3, C40-EL40-1, C40-EL40-2, C40-EL40-3 numunelerinde donatının Sıyrılması

Çizelge 6.9 : Eğilmede aderans deney sonuçları özet çizelgesi.

Numune numarası	P _{max} (kN)	P _{max,ort.} (kN)	Δ _{max} (mm)	Δ _{max,ort.} (mm)	τ _{max} (MPa)					S _{max} (mm)	S _{max,ort.} (mm)	Göçme modu
					τ _{max,KDDH}	τ _{max,KDDH,Ort.}	τ _{max,BSDH}	τ _{max,BSDH,Ort.}	τ _{max,KDDH} /τ _{max,BSDH}			
C25-EL10-1	14.59	14.45	2.90	3.08	9.68	9.58	6.35	6.69	0.66	0.11	0.11	SY
C25-EL10-2	14.31		3.25		9.49		7.03		0.74	0.10		SY
C25-EL20-1	15.48	16.32	3.40	4.08	5.13	5.41	3.89	4.15	0.76	0.10	0.07	SY
C25-EL20-2	17.16		4.77		5.69		4.41		0.77	0.04		SY-DK
C25-EL30-1	23.10	21.90	8.90	7.37	4.88	4.59	3.72	3.43	0.76	0.10	0.08	SY
C25-EL30-2	22.11		7.16		4.37		-		*	0.06		SY
C25-EL30-3	20.50		6.04		4.53		3.14		0.69	0.08		SY
C25-EL40-1	27.41	25.69	12.64	9.84	4.54	4.26	3.39	3.21	0.75	0.01	0.01	SY
C25-EL40-2	25.48		9.41		4.22		3.11		0.74	0.01		DS
C25-EL40-3	24.19		7.49		4.01		3.14		0.78	0.01		DS
C25-EL45-1	26.68	26.00	11.73	10.30	3.93	3.83	2.68	2.24	0.68	0.02	0.02	SY
C25-EL45-2	24.58		10.05		3.62		2.69		0.74	0.01		DS
C25-EL45-3	26.73		9.12		3.94		1.34		0.34	0.02		DS
C25-EL55-1	27.04	25.32	12.13	11.97	3.26	3.05	2.45	1.96	0.75	-	0.06	DK
C25-EL55-2	22.40		9.49		2.70		1.74		0.65	0.06		DS
C25-EL55-3	26.53		14.28		3.20		1.68		0.53	-		KH-DK

DS: Donatı sıyrılması

SY: Donatı sıyrılması ve beton Yarılması

DK: Donatının Kopması

KH: Kesme Hasarı

*Birim şekil değiştirme okunamadı

!:-Sıyrılma meydana gelmedi

!: Videoda hata

Çizelge 6.9 (devam) : Eğilmede aderans deney sonuçları özet çizelgesi.

Numune numarası	P _{max} (kN)	P _{max,ort.} (kN)	Δ _{max} (mm)	Δ _{max,ort.} (mm)	τ _{max} (MPa)					S _{max} (mm)	S _{max,ort.} (mm)	Göçme modu
					τ _{max,KDDH}	τ _{max,KDDH,Ort.}	τ _{max,BSDH}	τ _{max,BSDH,Ort.}	τ _{max,KDDH} /τ _{max,BSDH}			
C40-EL10-1	14.53		2.84		9.63		5.92		0.61	0.06		SY
C40-EL10-2	15.25	14.43	2.94	2.85	10.11	9.57	6.56	6.34	0.65	0.06	0.05	SY
C40-EL10-3	13.50		2.76		8.95		6.53		0.73	0.05		SY
C40-EL20-1	19.15		5.45		6.35		3.48		0.55	0.07		!
C40-EL20-2	16.72	17.65	3.79	4.20	5.54	5.85	3.96	3.73	0.71	0.12	0.10	SY
C40-EL20-3	17.08		3.38		5.66		3.75		0.66	0.10		DS
C40-EL30-1	20.75		7.02		4.59		3.02		0.66	0.09		SY
C40-EL30-2	23.28	22.98	7.65	8.37	5.15	5.08	3.13	3.38	0.61	0.26	0.18	DS
C40-EL30-3	24.92		10.43		5.51		4.00		0.73	0.20		SY
C40-EL40-1	22.22		9.81		3.68		1.90		0.52	0.03		SY
C40-EL40-2	22.82	22.63	12.55	11.14	3.78	3.75	2.80	2.43	0.74	0.01	0.03	SY
C40-EL40-3	22.85		11.06		3.79		2.58		0.68	0.06		SY
C40-EL45-1	26.58		12.01		3.92		2.69		0.69	-		KH-DK
C40-EL45-2	24.34	25.46	11.57	11.95	3.59	3.75	2.70	2.70	0.75	-	-	KH-DK
C40-EL45-3	25.46		12.26		3.75		-		*	-		KH
C40-EL55-1	25.10		10.37		3.03		-		*	-		KH
C40-EL55-2	24.04	24.94	12.79	11.89	2.90	3.01	2.17	2.27	0.75	-	-	KH-DK
C40-EL55-3	25.67		12.51		3.09		2.37		0.77	-		KH-DK

DS: Donatı sıyrılması

SY: Donatı sıyrılması ve beton Yarılması

DK: Donatının Kopması

KH: Kesme Hasarı

*Birim şekil değiştirme okunamadı

-:Sıyrılma meydana gelmedi

!: Videoda hata

ve betonun Yarılması (SY) birlikte gerçekleşmiştir. C40-EL45 ve C40-EL55 numune serilerinin hiçbirinde donatıda sıyrılma gözlenmemiş ve tüm numunelerde Kesme Hasarı (KH) gözlemlenmiştir. Ayrıca, bu numune serilerinden C40-EL45-1, C40-EL45-2, C40-EL55-2 ve 40-EL55-3 numunelerinde kesme hasarı gerçekleşirken donatı çubuğu kaldıraç etkisine maruz kalmış ve Donatı Kopmuştur (DK) (Şekil 6.19). C40-EL20-1 numunesine ait deney sonuçlarında donatı sıyrılmasının meydana geldiği tespit edilmesine rağmen, deney sırasında kaydedilen videoda hatayla karşılaşılmasından dolayı göçme modu hakkında bir yorum yapılmamıştır. Sonuç olarak; düşük gömülme boyunda (20 cm'ye kadar) donatıda erken sıyrılma meydana gelmektedir. Bu durum betonarme elemanın donatısız beton gibi davranmasına neden olmaktadır. Bu sebeple C25 ve C40 numune serilerinde göçme modu genellikle SY şeklinde gerçekleşmektedir. Ancak, gömülme boyunun 20 cm' nin üzerinde olduğu numunelerde sıyrılma betondaki yarılmaya göre daha baskın olmaktadır. Ancak, C25 ve C40 sınıfı numune serilerinde gömülme boyları sırasıyla genellikle 55 cm ve 45 cm olduğunda numunelerde sıyrılma meydana gelmemektedir.

6.3.2 Aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi

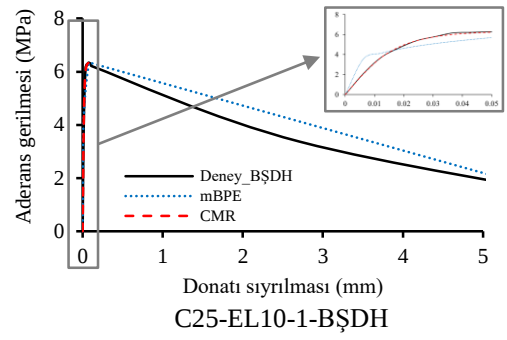
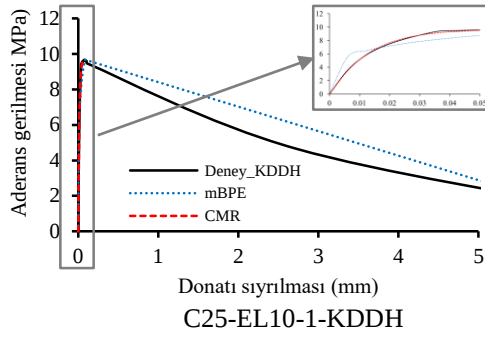
Sonlu elemanlar modellerinde, FRP donatı ve beton arayüzeyi genellikle tam aderans varsayımına dayalı olarak modellenir. Ancak, bu kabul betonarme eleman davranışının ve elde edilen sonuçların gerçekten uzaklaşmasına neden olabilir (Lin ve Zhang, 2014). Bu nedenle, FRP donatı çubuklu betonarme elemanlarda doğru bir yapısal davranış ve sonuç alınması beton ve donatı çubuğu arayüzeyinde aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin gerçekçi bir şekilde yansıtılmasıyla mümkündür. Literatürde, FRP donatı çubuğu ve beton arayüzeyi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisini yansıtacak farklı modeller geliştirilmiş olup, bunların birçoğu BPE model' den revize edilmiştir. Bunlar arasında Cosenza ve diğ. (1996)' nın önerdiği mBPE (modifiye BPE) modeli en çok kabul gören model olmuştur. Bu model iki kısımdan oluşmaktadır ve artan kısım BPE modelin aynısıdır; azalan kısım ise değiştirilerek önerilmiştir. Bu öneriden önce, BPE modelin artan kısmına alternatif olarak Cosenza ve diğ. (1995) tarafından sadece artan kısma alternatif olacak CMR model önerisi de yapılmıştır. Literatürde bu tür modeller oldukça kabul görmekte ve aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisini oldukça iyi bir şekilde yansıttığı bilinmektedir. mBPE modelde artan kısım için α ve azalan kısım için p eğri uydurma parametreleri, CMR

modelde ise artan kısım için β ve s_r eğri uydurma parametreleridir. Bu modellerin kullanılabilmesi için eğri uydurma parametrelerinin donatı türleri için belirlenip literatüre kazandırılması oldukça önemlidir. Bu bağlamda; farklı gömülme boyu, beton dayanımları ve aderans gerilmesi için farklı hesap yöntemleri kullanılarak (KDDH ve BŞDH) sıyrılmadan göçmeye ulaşan elemanlar için oluşturulmuş aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkileri için doğrusal olmayan regresyon analizi kullanılarak eğri uydurma işlemleri gerçekleştirilmiş ve α , p , β ve s_r parametreleri elde edilmiştir (Şekil 6.20-Şekil 6.29). Hesaplanan bu parametrelere ait özet çizelgesi Çizelge 6.11’ de sunulmuştur. Burada, mBPE modelin artan kısmını temsil eden α eğri uydurma parametresinin ortalama 0.1416 olduğu tespit edilmiş ve determinasyon katsayısının (R^2) %89.8 ile %99.99 aralığında değiştiği tespit edilmiştir. CMR modelin artan kısmını temsil eden β ve s_r eğri uydurma parametreleri ortalama sırasıyla 0.9703 ve 0.0079 olarak elde edilmiştir. Bu model için elde edilen R^2 ’ nin %98.17 ve %99.99 aralığında değiştiği tespit edilmiştir. Bu durum, beton içinde gömülü olarak bulunan kum kaplı GFRP donatı çubuğu için CMR modelin artan kısmının mBPE modelin artan kısmından daha iyi sonuç verdiği tespit edilmiştir. mBPE modelin azalan kısmını temsil eden p eğri uydurma parametresi için ortalama 0.1111 olduğu ve beş model dışında R^2 değerinin %85 ile %99.97 aralığında değiştiği tespit edilmiştir. Bu bağlamda; beton içinde gömülü olarak bulunan kum kaplanmış GFRP donatının aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinde artan kısım için önerilen eğri uydurma parametreleriyle beraber CMR modeli kullanılarak Denklem 6.7’ de olduğu gibi belirlenebilirken, azalan kısım için önerilen eğri uydurma parametreleriyle mBPE modeli Denklem 6.8’ de olduğu gibi belirlenebilir.

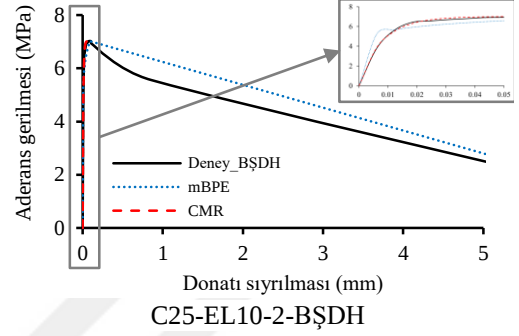
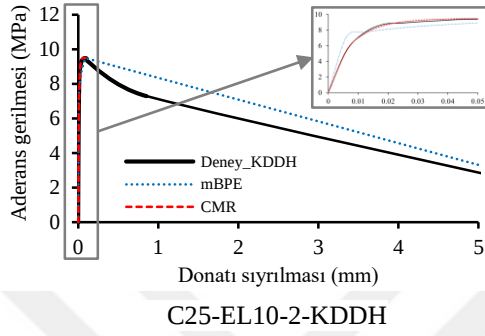
$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = \left(1 - e^{-\frac{s}{0.0079}}\right)^{0.9703} \quad s \leq s_{max} \quad (6.7)$$

$$\frac{\tau}{\tau_{max}} = 1 - 0.1111 \left(\frac{s}{s_{max}} - 1\right) \quad s > s_{max} \quad (6.8)$$

Burada; τ aderans gerilmesi, τ_{max} aderans gerilmesinin maksimum değeri, s donatı sıyrılması, s_{max} aderans gerilmesinin maksimum değerinde meydana gelen sıyrılma değeridir.

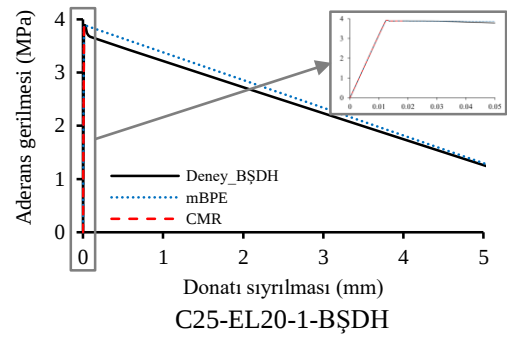
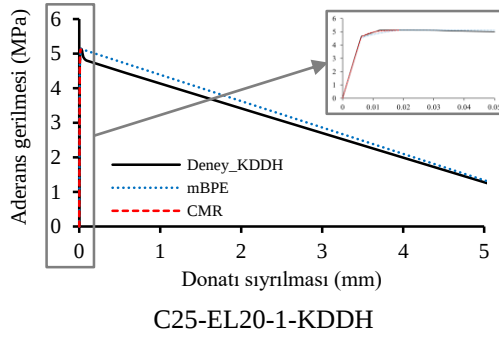


(a)

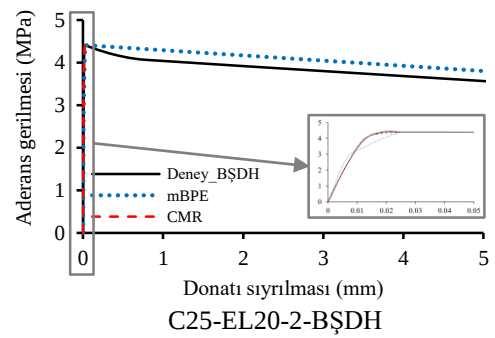
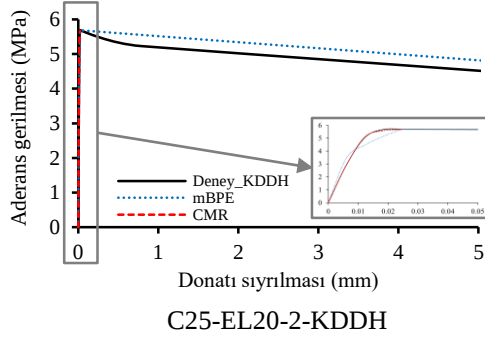


(b)

Şekil 6.20 : C25-EL10 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune.

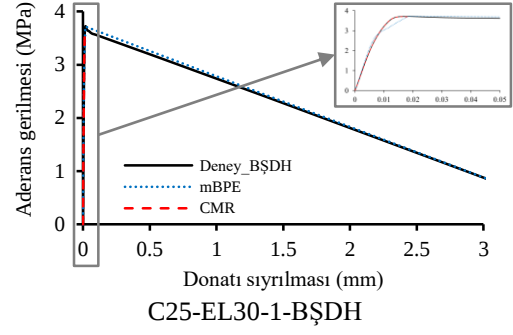
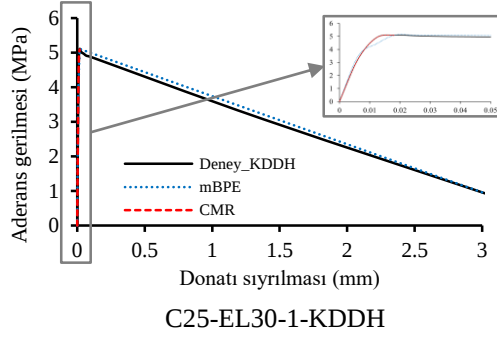


(a)

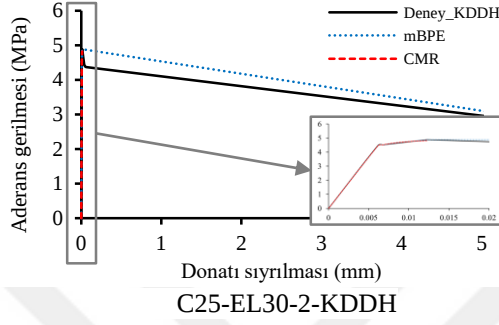


(b)

Şekil 6.21 : C25-EL20 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune.



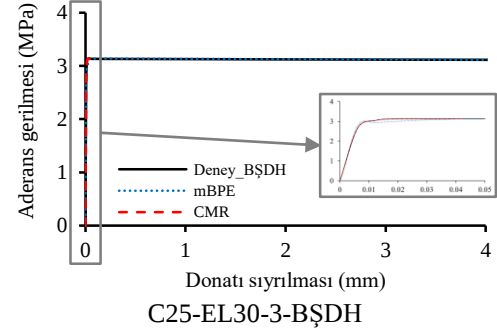
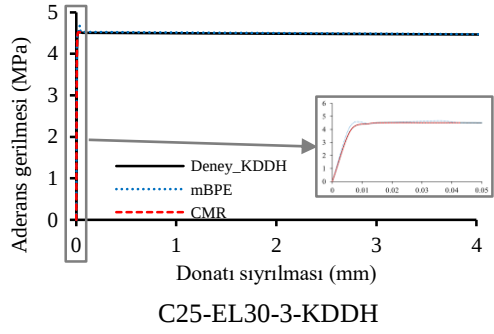
(a)



Birim şekil değiştirme okumasında hatayla karşılaşılmıştır.

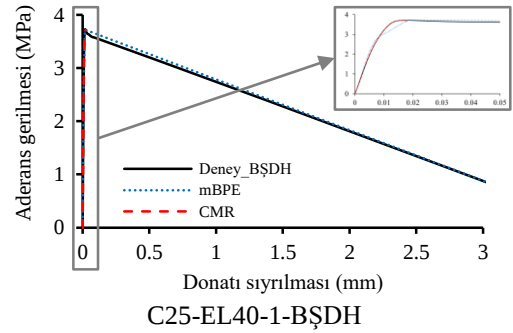
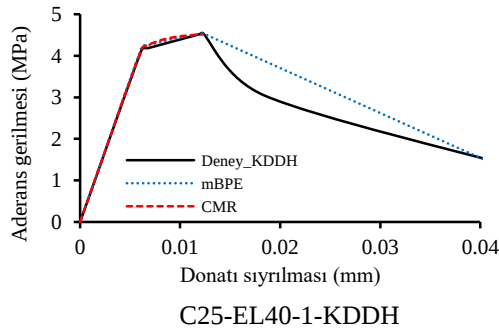
C25-EL30-2-BSDH

(b)



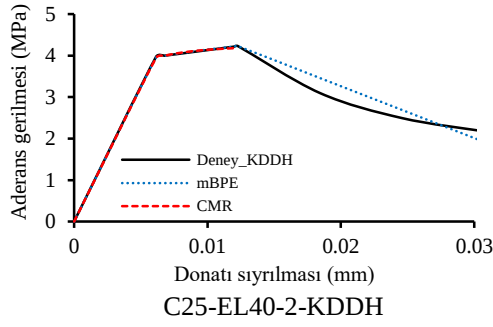
(c)

Şekil 6.22 : C25-EL30 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune.



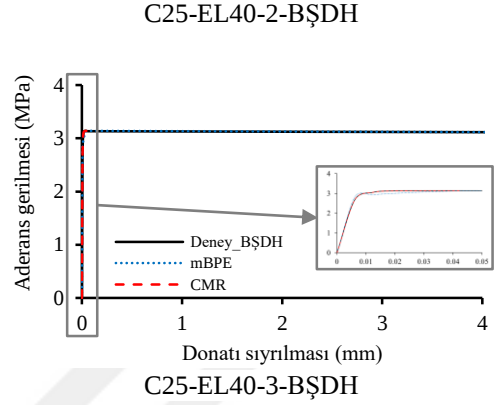
(a)

Şekil 6.23 : C25-EL40 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune.



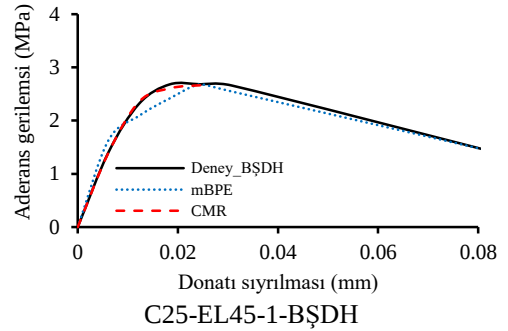
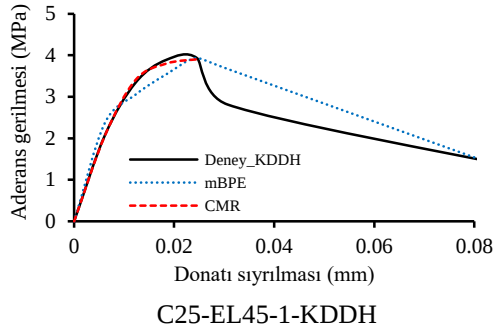
Birim şekil değıştirme okumasında hatayla karşılaşılmıştır.

(b)

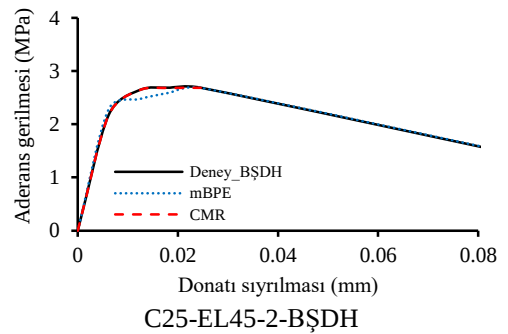
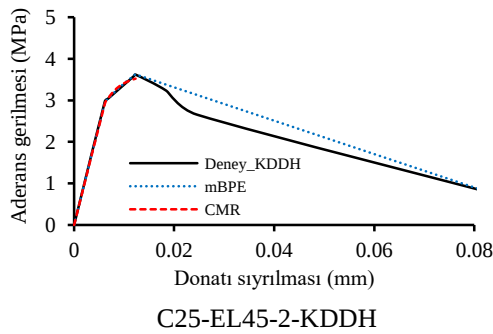


(c)

Şekil 6.23 (devam): C25-EL40 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (b) 2. numune (c) 3. numune.

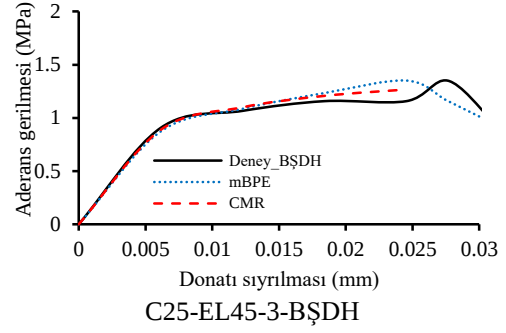
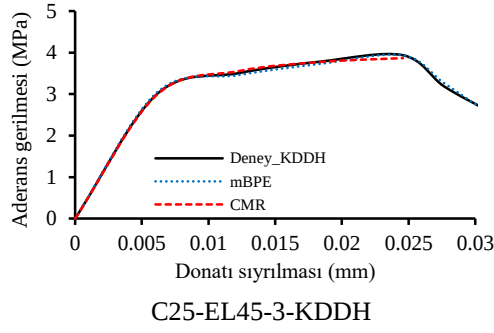


(a)



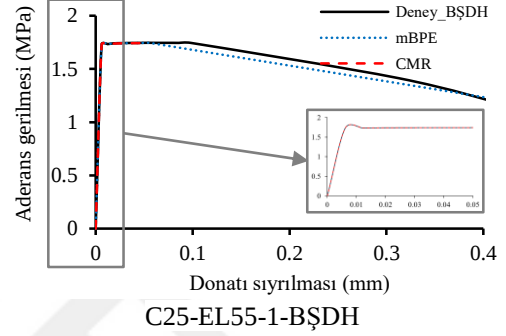
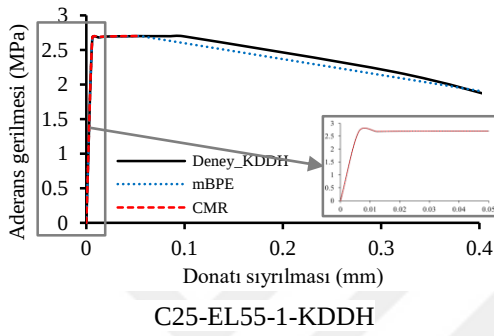
(b)

Şekil 6.24 : C25-EL45 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune.

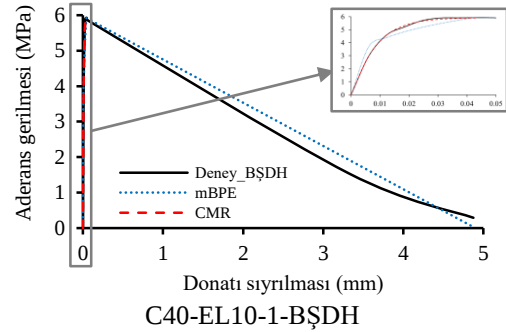
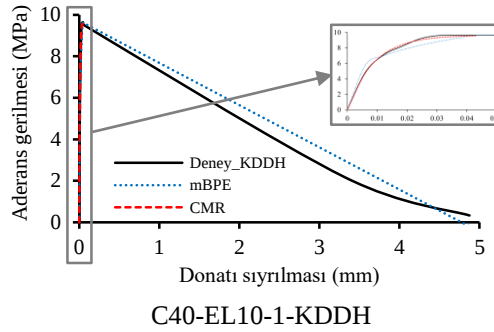


(c)

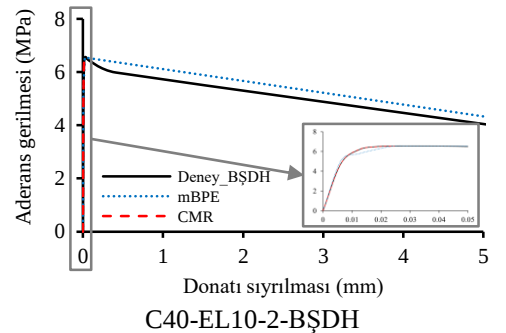
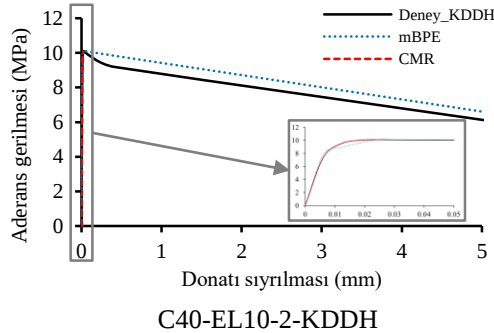
Şekil 6.24 (devam) : C25-EL45 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (c) 3. numune.



Şekil 6.25 : C25-EL55 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması.

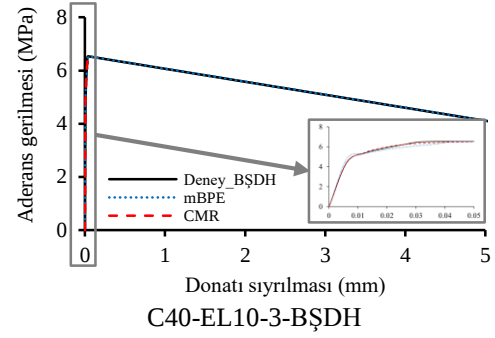
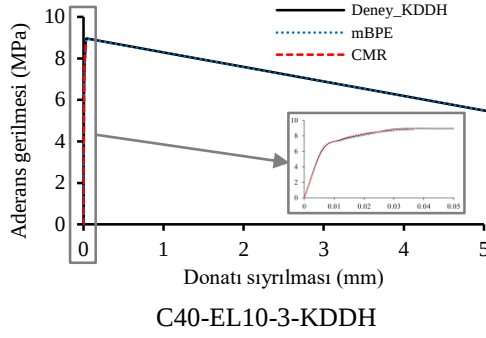


(a)



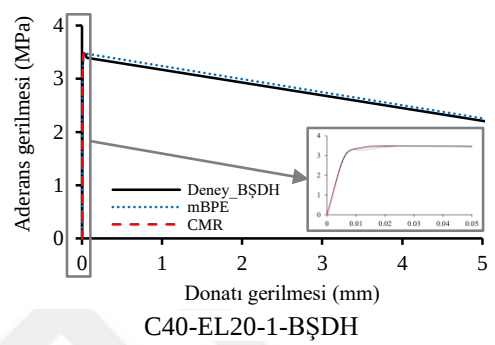
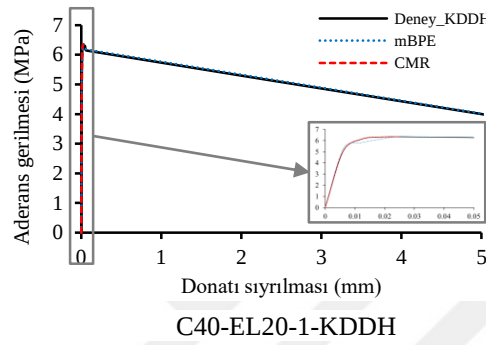
(b)

Şekil 6.26 : C40-EL10 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune.

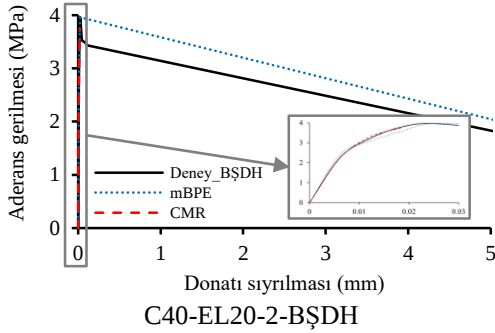
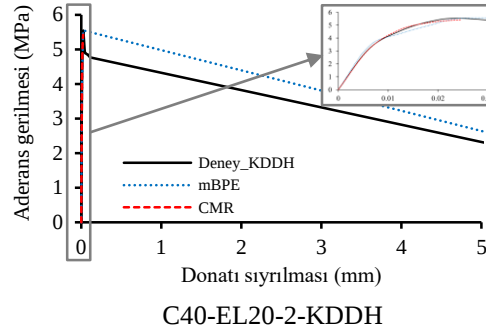


(c)

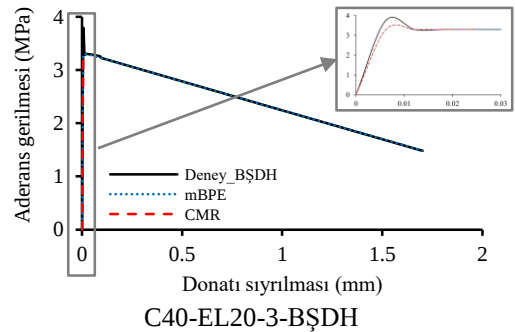
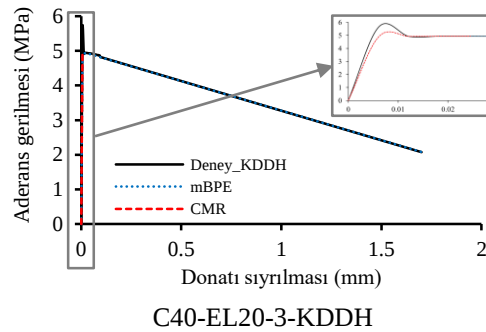
Şekil 6.26 (devam): C40-EL10 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (c) 3. numune.



(a)

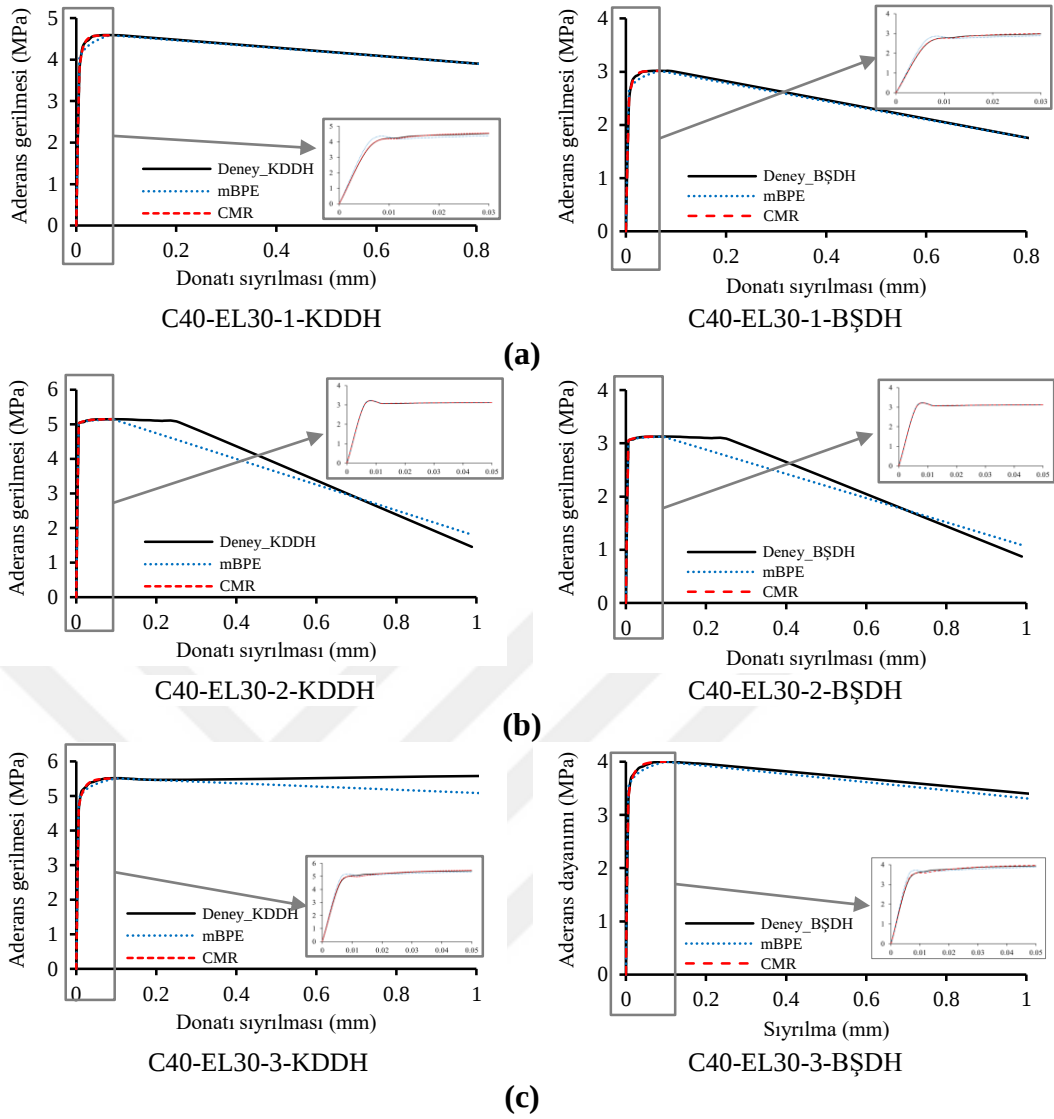


(b)

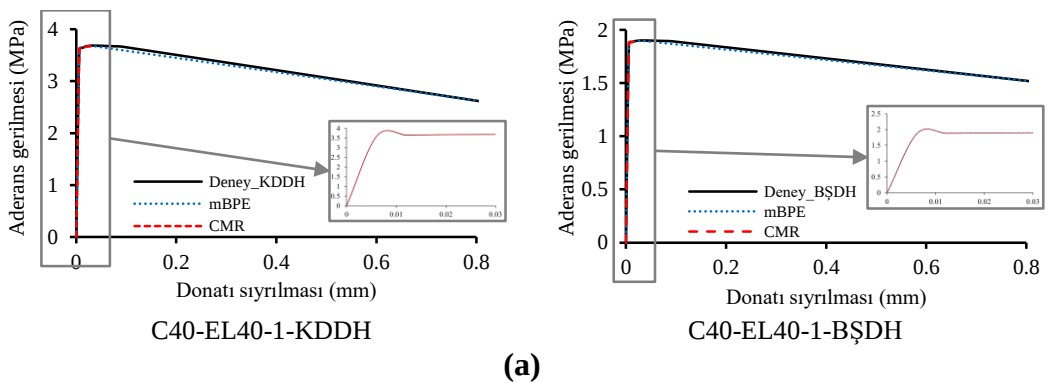


(c)

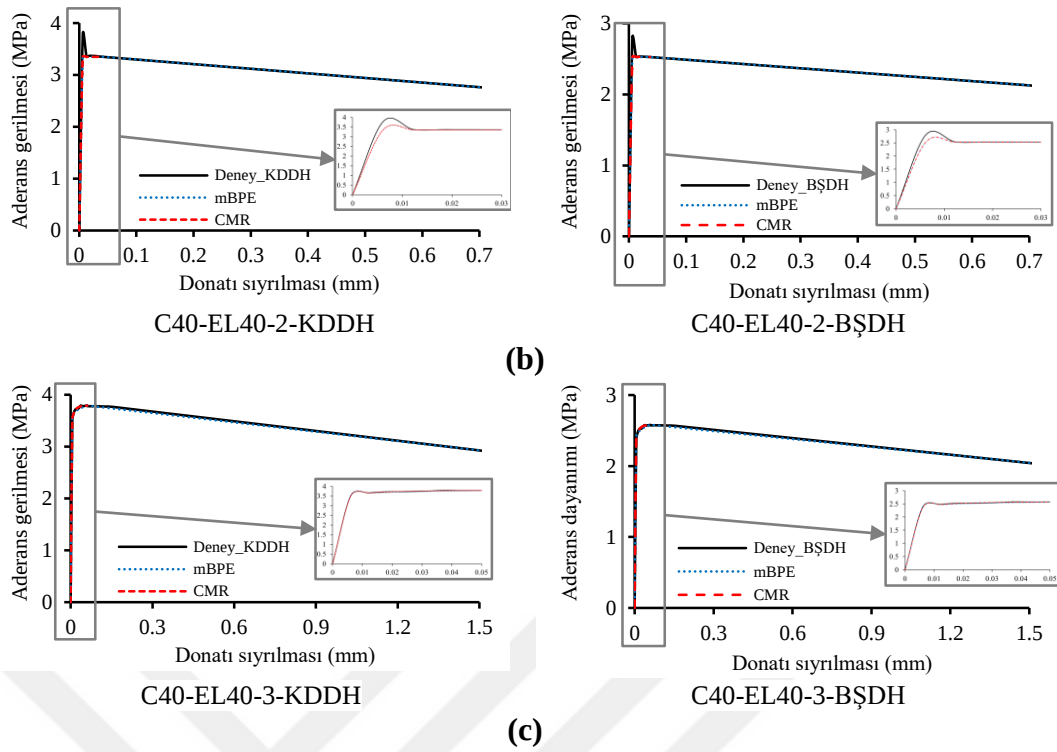
Şekil 6.27 : C40-EL20 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune.



Şekil 6.28 : C40-EL30 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune (b) 2. numune (c) 3. numune.



Şekil 6.29 : C40-EL40 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (a) 1.numune.



Şekil 6.29 (devam): C40-EL40 deney numunesi aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisinin mBPE ve CMR modeliyle kıyaslanması (b) 2. numune (c) 3. numune.

Rossetti ve diğ. (1995) betona gömülü kum kaplı GFRP donatı çubukların aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi için mBPE modeline ait eğri uydurma parametreleri önermiştir. Cosenze ve diğ. (1997) beton içine gömülü kum kaplı FRP donatı çubukların aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi için hem mBPE hem de CMR modeline ait eğri uydurma parametreleri önermiştir. Vint (2012) farklı yüzey özelliklerine sahip donatılar için yaptığı çalışmada, kum kaplı GFRP donatılar için modelin artan kısmı için mBPE modelindeki eğri uydurma parametrelerini önerirken; azalan kısım için farklı bir denklem önermiştir (Denklem 3.161). Rossetti ve diğ. (1995), Cosenze ve diğ. (1997) ve Vint (2012) tarafından önerilen eğri uydurma parametreleri Çizelge 6.10' da sunulmuştur. Rossetti ve diğ. (1995) ve Vint (2012) tarafından önerilen eğri uydurma parametreleri çekip-çıkarma deneylerinden elde edilmiş olup, Cosenze ve diğ. (1997) tarafında önerilen eğri uydurma parametreleri hem çekip-çıkarma hem de mafsallı kiriş numunelerinden elde edilmiştir. Ancak; çekip-çıkarma testinin eğilme altındaki betonarme elemanın gerçek davranışını yansıtmadığı Cosenze ve diğ. (1997) tarafından ifade edilmiştir. Bu sebeple, kum kaplı GFRP donatı çubuğunda kullanılan eğilme elemanların sonlu elemanlar modeli için

beton ve donatı çubuğu arayüzeyinde aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisinin Denklem 6.7 ve Denklem 6.8 kullanılarak oluşturulması önerilir.

Çizelge 6.10 : Beton içinde gömülü bulunan kum kaplı GFRP donatı çubuğu için aderans gerilmesi-donatı sıyrılma ilişkisi parametreleri.

Öneren	mBPE		CMR	
	α	p	β	s_r
Rossetti ve diğ. (1995)	0.160	0.018	-	-
Cosenza ve diğ. (1997)	0.067	3.110	0.317	0.110
Vint (2012)	0.210	-	-	-
Tezde önerilen	0.142	0.111	0.970	0.008

6.3.3 Maksimum aderans gerilmesi

Betondaki donatı ister çelikten, ister FRP'den olsun, donatının betona gömülme uzunluğu (l_e) arttıkça beton-donatı arayüzeyinde meydana gelen aderans gerilmesi çubuk çapından bağımsız olarak azalmaktadır. Benzer bir sonuç Saleh ve diğ. (2019a) tarafından da ifade edilmiştir. Şekil 6.30' da, gömülme boyunun ve beton dayanımının maksimum aderans gerilmesine bağlı değişimi sunulmuştur. Burada maksimum aderans gerilme değerleri KDDH ve BŞDH' dan hesaplanan değerlerin ve aynı seri numarasına sahip numunelerin ortalaması olarak dikkate alınmıştır. C25 sınıfı numune serisi için 10 cm gömülme boyundaki numunelerde meydana gelen maksimum aderans gerilmelerinin ortalama değerinin 20 cm gömülme boyundaki numunelerde meydana gelen maksimum aderans gerilmelerinin ortalama değerinden yaklaşık %70.1 daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Bu durum; 30 cm, 40 cm, 45 cm ve 55 cm gömülme boyları için sırasıyla %97.1, %117.7, %168.1 ve %224.7 olarak hesaplanmıştır (Şekil 6.30a). Benzer eğilim, C40 serisi için C40-EL45 seri numarası dışındaki numunelerde de gözlenmiştir. C40 sınıfı seride 40 cm gömülme boyuna sahip numunelerde maksimum aderans gerilmesinin ortalama değeri 3.09 MPa olarak elde edilmiştir. Ancak, BŞDH' dan hesaplanan maksimum aderans gerilmesinin KDDH' dan hesaplanan aderans gerilmesinden %70 dolaylarında olması beklenirken C40-EL40-1 bu değer için yaklaşık %50 dolaylarında olduğu tespit edilmiştir. Bu nedenle, 40 cm gömülme boyuna sahip numunedeki aderans gerilmesi 45 cm gömülme boyuna sahip numuneden daha fazla olmaktadır. Bu durumun birim şekil değiştirme ölçümündeki bir hatadan kaynaklandığı düşünülmektedir.

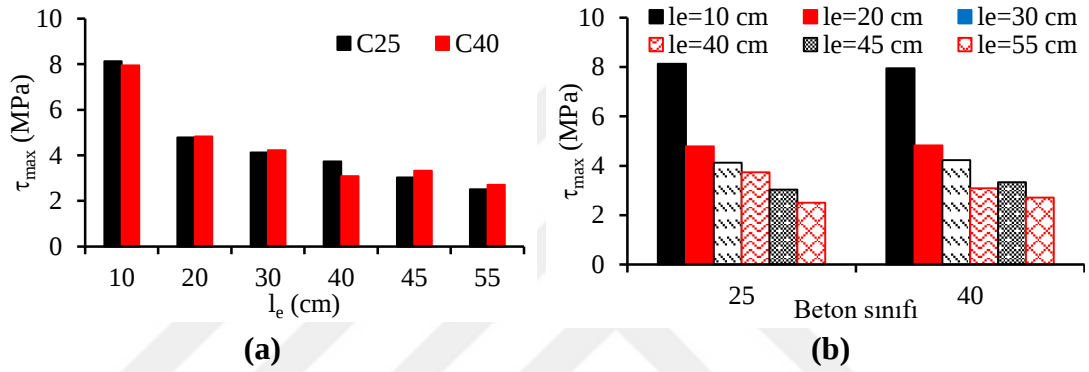
Çizelge 6.11 : mBPE ve CMR model parametreleri için özet çizelgesi.

Numune numarası	Aderans gerilmesi hesap yöntemi	mBPE				CMR		
		α	R^2	p	R^2	β	s_r	R^2
C25-EL10-1	KDDH	0.2148	91.13	0.0114	96.81	1.0927	0.0122	99.87
	BŞDH	0.2272	89.83	0.0106	97.40	1.2872	0.0114	99.92
C25-EL10-2	KDDH	0.1026	93.72	0.0122	97.83	0.8163	0.0087	99.80
	BŞDH	0.1075	93.09	0.0113	98.01	0.8960	0.0085	99.78
C25-EL20-1	KDDH	0.1118	99.11	0.0027	99.55	0.7729	0.0031	99.91
	BŞDH	0.0006	99.98	0.0025	99.60	0.7729	0.0031	99.61
C25-EL20-2	KDDH	0.3495	96.05	0.0008	99.63	3.3289	0.0036	99.95
	BŞDH	0.3567	95.96	0.0007	99.56	3.3674	0.0036	99.95
C25-EL30-1	KDDH	0.3481	98.29	0.0050	99.75	5.0548	0.0025	99.90
	BŞDH	0.3643	98.36	0.0047	99.78	4.4119	0.0027	99.97
C25-EL30-2	KDDH	0.1344	99.99	0.0009	77.25	0.5728	0.0033	99.94
	BŞDH	-	-	-	-	-	-	-
C25-EL30-3	KDDH	0.0452	99.35	0.0001	88.25	1.0470	0.0030	99.96
	BŞDH	0.0535	99.33	0.0001	89.10	0.7257	0.0038	99.96
C25-EL40-1	KDDH	0.1103	99.94	0.2928	87.60	1.1133	0.0024	99.87
	BŞDH	0.1261	99.99	0.2646	85.99	0.5349	0.0033	99.94
C25-EL40-2	KDDH	0.0962	99.99	0.3635	90.47	0.4014	0.0033	99.97
	BŞDH	0.0936	99.99	0.3542	90.47	0.3902	0.0033	99.97
C25-EL40-3	KDDH	0.2071	99.98	0.3422	99.92	0.9185	0.0032	99.85
	BŞDH	0.0901	99.95	0.2881	99.95	0.3747	0.0033	99.97
C25-EL45-1	KDDH	0.3662	97.31	0.2698	77.76	2.2557	0.0044	99.87
	BŞDH	0.3588	96.69	0.1983	98.92	2.6541	0.0040	99.86
C25-EL45-2	KDDH	0.2987	99.97	0.1362	95.73	1.3941	0.0032	99.71
	BŞDH	0.1193	99.11	0.1803	98.77	2.4239	0.0025	99.97
C25-EL45-3	KDDH	0.1862	99.94	1.3575	99.06	0.4805	0.0074	99.93
	BŞDH	0.3158	99.34	1.1269	87.62	0.4555	0.0121	99.00
C25-EL55-2	KDDH	0.0037	99.93	0.0470	96.68	0.0064	0.0230	99.94
	BŞDH	0.0036	99.93	0.0468	96.62	0.0069	0.0193	99.94

Çizelge 6.11 (devam) : mBPE ve CMR model parametreleri için özet çizelgesi.

Numune numarası	Aderans gerilmesi hesap yöntemi	mBPE					CMR	
		α	R ²	p	R ²	β	s _r	R ²
C40-EL10-1	KDDH	0.2579	96.82	0.0091	98.91	1.0060	0.0089	99.77
	BŞDH	0.2404	96.02	0.0089	99.29	1.1608	0.0076	99.91
C40-EL10-2	KDDH	0.1814	98.98	0.0018	99.56	1.3491	0.0039	99.97
	BŞDH	0.1853	98.89	0.0017	99.53	1.4347	0.0038	99.97
C40-EL10-3	KDDH	0.1797	99.70	0.0029	99.92	0.4318	0.0110	99.87
	BŞDH	0.1466	98.74	0.0037	99.95	0.4547	0.0113	99.84
C40-EL20-1	KDDH	0.1283	99.34	0.0163	92.36	1.2217	0.0034	99.82
	BŞDH	0.0943	99.65	0.0017	99.91	0.8619	0.0035	99.99
C40-EL20-2	KDDH	0.3562	99.15	0.0026	80.35	1.2877	0.0060	99.84
	BŞDH	0.3593	99.18	0.0024	79.29	1.2775	0.0060	99.82
C40-EL20-3	KDDH	0.0041	99.90	0.0085	99.90	0.0068	0.0106	99.88
	BŞDH	0.0031	99.96	0.0081	99.89	0.0046	0.0120	99.99
C40-EL30-1	KDDH	0.0553	98.89	0.0138	99.93	0.3560	0.0077	99.97
	BŞDH	0.0552	98.89	0.0384	99.88	0.3555	0.0077	99.97
C40-EL30-2	KDDH	0.0081	99.99	0.0666	90.72	0.0185	0.0247	99.97
	BŞDH	0.0085	99.99	0.0670	90.71	0.0198	0.0242	99.97
C40-EL30-3	KDDH	0.0433	99.30	0.0083	74.56	0.1502	0.0170	99.92
	BŞDH	0.0472	99.20	0.0187	99.66	0.1622	0.0172	99.91
C40-EL40-1	KDDH	0.0114	99.91	0.0114	99.02	0.0202	0.0122	99.98
	BŞDH	0.0079	99.96	0.0079	99.02	0.0139	0.0123	99.99
C40-EL40-2	KDDH	0.0018	98.17	0.0098	99.91	0.0906	0.0002	98.17
	BŞDH	0.0006	98.70	0.0088	99.97	0.0900	0.0003	98.70
C40-EL40-3	KDDH	0.0247	99.92	0.0097	99.69	0.0753	0.0131	99.99
	BŞDH	0.0280	99.91	0.0089	99.55	0.0812	0.0137	99.99
Ortalama		0.1416	-	0.1111	-	0.9703	0.0079	-

Beton dayanımının maksimum aderans gerilmesine etkisi Şekil 6.30 (b)' de incelenmiştir. Beton dayanımı arttıkça beton-donatı arasındaki bağ düzeyi yükselir, bu da maksimum aderans gerilmesinde artışa neden olur. C40 sınıfı numune serisindeki maksimum aderans gerilmesi C25 sınıfı numune serisindeki maksimum aderans gerilmesinden 20, 30, 45 ve 55 cm gömülme boyları için sırasıyla %1.0, %2.5, %9.7 ve % 8.2 daha fazladır. Ancak, bu durum 10 ve 40 cm gömülme boyu için sırasıyla %2.2 ve %17.3 olarak tespit edilmiştir. Bu azalmanın sebebi, daha önce bahsedilen C40-EL40-1 serisindeki birim şekil değiştirme ölçüm hatası ve betonun kusur ihtiva eden heterojen yapısından kaynaklandığı düşünülmektedir.



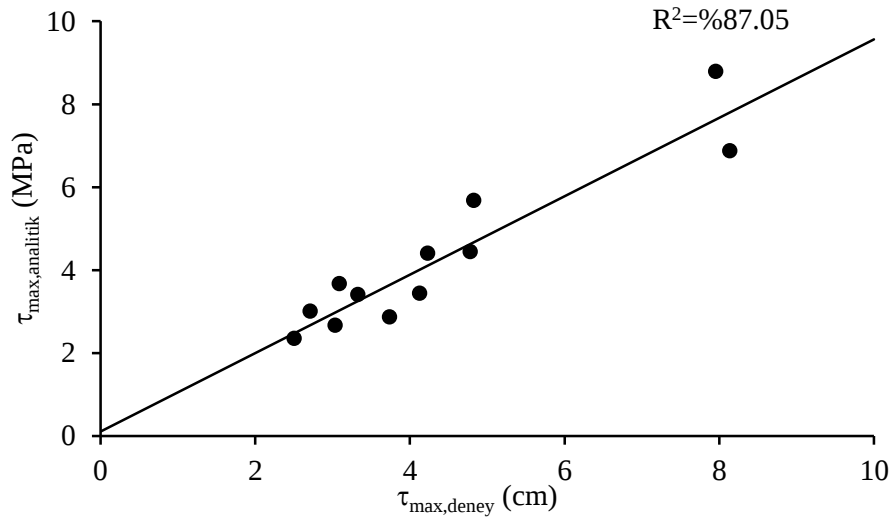
Şekil 6.30 : Aderans dayanımının parametrik olarak incelenmesi (a) gömülme boyuna bağlı değişim (b) beton sınıfına bağlı değişim.

FRP donatılı elemanların aderans dayanımını tahmin etmek için 1990' lı yıllarda beton dayanımı ve donatı çapını dikate alan aderans dayanım tahmin modelleri geliştirilmiştir (Ehsani ve diğ., 1996; Tighiouart ve diğ., 1998). Benzer yaklaşım sonraki yıllarda da sürse de Liu (2003) tarafından aderans dayanımının belirlenmesinde yukarıda belirtilen beton dayanımı ve donatı çapına ek olarak gömülme boyunun etkisi de dahil edilmiştir. Wambeke and Shield (2006) ise bu üç parametreye ek olarak paspayı ve ankrajlı donatılar arasındaki mesafeyi de eklemişlerdir. Bu tezde ise, beton dayanımı ve gömülme boyu değişken olarak seçilmiş, paspayı 30 mm ve donatı çapı 10 mm sabit olarak seçilmiştir. Beton basınç dayanımı ve maksimum aderans gerilmesi arasındaki ilişki doğrusal olmayıp, doğrusal olmama mertebesi 0.3 ile 0.85 arasında değişmektedir (Lee ve diğ., 2012). Beton aderans dayanımı muhtelif çalışmalarda beton basınç dayanımının 0.3' üncü kuvveti (Le ve diğ., 2008), 0.33' üncü kuvveti (JSCE, 1997; Lee ve diğ., 2012) ve 0.5' inci kuvveti (Ehsani ve diğ., 1996; Tighiouart ve diğ. 1998; Liu, 2003; Okelo ve Yuan, 2005; Wambeke ve Shield, 2006; ACI 440.1R -06, 2006; Xue ve diğ., 2008; Choi ve

diğ., 2012; CSA S806-12, 2012; Esfahani ve diğ., 2013; CSA S6-14, 2014; ACI-440.1R-15, 2015; Mousavi ve diğ., 2016; Rakhshanimehr ve diğ., 2018) cinsinden dikkate alınmıştır. Aderans dayanımının belirlenmesindeki genel yaklaşım aderans dayanımını beton dayanımının karekökü ile ilişkilendirdiğinden bu tezde de aynı yaklaşım benimsenmiştir. Belirtilen durumlar ışığında; beton dayanımı ve gömülme boyu değişkenine bağlı maksimum aderans gerilmesi (aderans dayanımı, τ_{max}) Denklem 6.9' da gösterildiği şekilde önerilmektedir.

$$\tau_{max} = K\sqrt{f_c}l_e^k \quad (6.9)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı ve l_e gömülme boyudur. K ve k katsayıları deneysel veriler kullanılarak doğrusal olmayan regresyon analizinden elde edilen eğri uydurma katsayılarıdır. Bu K ve k katsayıları; tüm numune serileri için KDDH ve BŞDH kullanılarak belirlenen maksimum aderans gerilmesinin ortalama değerleri dikkate alınarak sırasıyla 24.6 ve -0.63 olarak belirlenmiştir. Bu bağlamda, beton içine gömülü kum kaplı GFRP donatı çubuğunun aderans dayanımı için tahmin modeli Denklem 6.10 olarak önerilmektedir. Önerilen tahmin modelinin deney verilerinin %87.05 ($R^2=\%87.05$)' ini açıklayabildiği söylenebilir (Şekil 6.31).



Şekil 6.31 : Deneysel ve analitik ortalama maksimum aderans dayanım sonuçlarının korelasyonu.

$$\tau_{max} = 24.6 \frac{\sqrt{f_c}}{l_e^{0.63}} \quad (6.10)$$

Burada; f_c beton basınç dayanımı ve l_e gömülme boyudur.

Çizelge 6.12 : KDDH kullanılarak belirlenen ortalama maksimum aderans gerilmesi deney sonuçlarının önerilen tahmin modeli ve farklı yönetmeliklerle kıyaslamalı olarak incelenmesi.

Model	$\tau_{deney,KDDH}/\tau_{prep}$				
	Bu Tezde Önerilen	JSCE (1997)	ACI 440.1R-06 (2006)	CSA S806-12 (2012)	CSA-S6 (2014)
C25-EL10-1	1.41	3.10	1.54	1.84	1.79
C25-EL10-2	1.39	3.04	1.51	1.80	1.76
C25-EL20-1	1.16	1.64	1.23	0.98	0.95
C25-EL20-2	1.29	1.82	1.37	1.08	1.05
C25-EL30-1	1.42	1.56	1.41	0.93	0.90
C25-EL30-2	1.27	1.40	1.26	0.83	0.81
C25-EL30-3	1.32	1.45	1.31	0.86	0.84
C25-EL40-1	1.59	1.45	1.46	0.86	0.84
C25-EL40-2	1.48	1.35	1.36	0.80	0.78
C25-EL40-3	1.40	1.28	1.29	0.76	0.74
C25-EL45-1	1.48	1.26	1.31	0.75	0.73
C25-EL45-2	1.36	1.16	1.21	0.69	0.67
C25-EL45-3	1.48	1.26	1.32	0.75	0.73
C25-EL55-1	1.39	1.04	1.15	0.62	0.60
C25-EL55-2	1.15	0.86	0.96	0.51	0.50
C25-EL55-3	1.37	1.02	1.13	0.61	0.59
C40-EL10-1	1.10	2.22	1.20	1.43	1.39
C40-EL10-2	1.15	2.33	1.26	1.50	1.46
C40-EL10-3	1.02	2.07	1.12	1.33	1.30
C40-EL20-1	1.12	1.47	1.19	0.94	0.92
C40-EL20-2	0.98	1.28	1.04	0.82	0.80
C40-EL20-3	1.00	1.31	1.06	0.84	0.82
C40-EL30-1	1.05	1.06	1.04	0.68	0.66
C40-EL30-2	1.17	1.19	1.16	0.77	0.74
C40-EL30-3	1.26	1.27	1.24	0.82	0.80
C40-EL40-1	1.01	0.85	0.93	0.55	0.53
C40-EL40-2	1.03	0.87	0.95	0.56	0.55
C40-EL40-3	1.04	0.87	0.95	0.56	0.55
C40-EL45-1	1.15	0.90	1.02	0.58	0.57
C40-EL45-2	1.06	0.83	0.94	0.53	0.52
C40-EL45-3	1.11	0.87	0.98	0.56	0.54
C40-EL55-1	1.01	0.70	0.84	0.45	0.44
C40-EL55-2	0.97	0.67	0.80	0.43	0.42
C40-EL55-3	1.03	0.71	0.86	0.46	0.45
Ortalama	1.21	1.36	1.16	0.84	0.82
CoV (%)	14.92	44.13	17.00	42.99	42.99

Bu çalışmada önerilen ve farklı yönetmeliklerin benimsediği tahmin modelleri (JSCE, 1997; ACI 440.1R-06, 2006; CSA S806-12, 2012; CSA S6-14, 2014) kullanılarak belirlenen aderans dayanımının, deneysel veriler KDDH ve BŞDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımlarının karşılaştırılması sırasıyla Çizelge 6.12 ve Çizelge 6.13’ de sunulmuştur. KDDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımının önerilen tahmin modeliyle hesaplanan aderans dayanımına oranı ($\tau_{deney,KDDH}/\tau_{prep}$) için varyasyon katsayısı (CoV) %14.92 olarak hesaplanmıştır. Bu durum, dağılımdaki verilerin ortalamaya göre %14.92’ lik bir sapma gösterdiği şeklinde yorumlanabilir. Bu durum, CoV değeri ölçeğinde en iyi performansı gösteren modelin burada önerilen tahmin

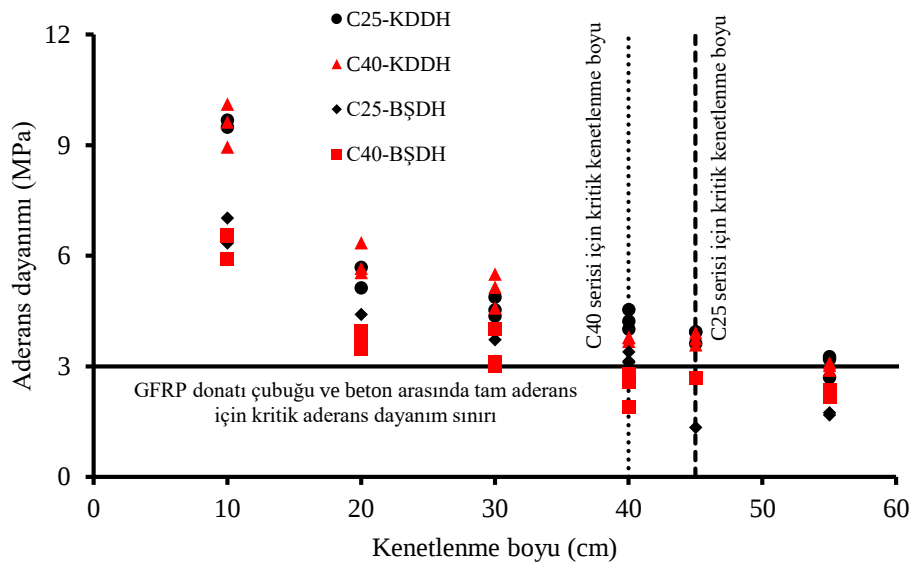
modelinde olduğu ifade edilebilir. Bu yöntemi, %17 ile ACI 440.1R-06 (2006), %42.99 ile CSA S806-12 (2012) ve CSA-S6 (2014), %44.13 ile JSCE (1997) takip etmektedir (Çizelge 6.12). Benzer durum BŞDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımı için de söylenebilir (Çizelge 6.13).

Çizelge 6.13 : BŞDH kullanılarak belirlenen ortalama maksimum aderans gerilmesi deney sonuçlarının önerilen tahmin modeli ve farklı yönetmeliklerle kıyaslamalı olarak incelenmesi.

Model	$\tau_{deney,B\dot{S}DH}/\tau_{prep}$				
	Bu Projede Önerilen	JSCE (1997)	ACI 440.1R-06 (2006)	CSA S806-12 (2012)	CSA-S6 (2014)
C25-EL10-1	0.93	2.03	1.01	1.21	1.17
C25-EL10-2	1.03	2.25	1.12	1.34	1.30
C25-EL20-1	0.88	1.25	0.93	0.74	0.72
C25-EL20-2	1.00	1.41	1.06	0.84	0.82
C25-EL30-1	1.09	1.19	1.07	0.71	0.69
C25-EL30-2	-	-	-	-	-
C25-EL30-3	0.92	1.00	0.91	0.60	0.58
C25-EL40-1	1.19	1.09	1.09	0.65	0.63
C25-EL40-2	1.09	0.99	1.00	0.59	0.57
C25-EL40-3	1.10	1.00	1.01	0.60	0.58
C25-EL45-1	1.01	0.86	0.90	0.51	0.50
C25-EL45-2	1.01	0.86	0.90	0.51	0.50
C25-EL45-3	0.51	0.43	0.45	0.26	0.25
C25-EL55-1	1.05	0.78	0.87	0.47	0.45
C25-EL55-2	0.75	0.56	0.62	0.33	0.32
C25-EL55-3	0.72	0.54	0.60	0.32	0.31
C40-EL10-1	0.68	1.37	0.74	0.88	0.86
C40-EL10-2	0.75	1.51	0.82	0.98	0.95
C40-EL10-3	0.75	1.51	0.81	0.97	0.94
C40-EL20-1	0.61	0.80	0.65	0.52	0.50
C40-EL20-2	0.70	0.91	0.74	0.59	0.57
C40-EL20-3	0.66	0.86	0.70	0.56	0.54
C40-EL30-1	0.69	0.70	0.68	0.45	0.44
C40-EL30-2	0.71	0.72	0.71	0.47	0.45
C40-EL30-3	0.91	0.92	0.90	0.60	0.58
C40-EL40-1	0.52	0.44	0.48	0.28	0.27
C40-EL40-2	0.77	0.65	0.70	0.42	0.41
C40-EL40-3	0.71	0.60	0.65	0.38	0.37
C40-EL45-1	0.79	0.62	0.70	0.40	0.39
C40-EL45-2	0.80	0.62	0.71	0.40	0.39
C40-EL45-3	-	-	-	-	-
C40-EL55-1	-	-	-	-	-
C40-EL55-2	0.73	0.50	0.60	0.32	0.31
C40-EL55-3	0.79	0.55	0.66	0.35	0.34
Ortalama	0.83	0.95	0.80	0.59	0.57
CoV (%)	21.39	46.50	22.77	45.08	45.08

6.3.4 Kenetlenme boyu

Tez kapsamında hem KDDH hem de BŞDH kullanılarak belirlenen aderans dayanımının kenetlenme boyuna bağlı değişimi Şekil 6.32’ de sunulmuştur. C25 sınıfı numune serisinde 45 cm gömülme boyuna sahip tüm numunelerde donatının betondan sıyrıldığı gözlenirken; 55 cm gömülme boyu için C25-EL55-2 numunesi haricinde sıyrılma gözlenmemiştir. Öyleyse, C25 sınıfı seri için kenetlenme boyu $45d_b$ (45 cm)’ den fazla olmalıdır (Şekil 6.32). Benzer şekilde bir değerlendirme yapıldığında, C40 sınıfı seri için kenetlenme boyunun asgari değeri $40d_b$ (40 cm)’ dir (Şekil 6.32). Ayrıca, C25 sınıfı seri için maksimum aderans gerilmesinin (KDDH ve BŞDH dikkate alınarak) ortalama değeri 3.03 MPa’ ın altında olması durumundan donatı çubuğunun betondan sıyrılmadığı tespit edilmiştir. Bu değer C40 sınıfı seri için 3.09 MPa’ dır. Özetlemek gerekirse, donatı yüzeyinde meydana gelen ortalama aderans gerilmesinin beton dayanımı ve gömülme boyundan bağımsız olarak 3 MPa’ ın altında olması durumunda donatı çubuğunun beton ile tam olarak kenetlendiği tespit edilmiştir. Bu sonuçlar göz önüne alınarak, kum kaplı GFRP donatılı betonarme bir kirişin tasarımında bu gerilme değeri bir sınır olarak değerlendirilebilir. Bu çalışmada yapılan deneylerin bir sonucu ile sınırlı olmak kaydıyla, donatı yüzeyinde oluşan maksimum aderans gerilmesinin en çok 3 MPa olacak şekilde kenetlenme boyunun oluşturulması önerilmektedir.



Şekil 6.32 : Kenetlenme boyunun aderans dayanıma göre değişim.

7. SONUÇ VE ÖNERİLER

7.1 Sonuçlar

Bu tez kapsamında; enine ve boyuna GFRP donatılı betonarme kirişlerin eğilme ve kesme davranışı sayısal olarak, yüzeyi kum kaplı GFRP donatı çubuğunun aderans davranışı eğilmede aderans yöntemiyle deneysel olarak araştırılmıştır. Araştırma sonucunda aşağıdaki sonuçlara varılmıştır.

Sayısal analiz sonuçları;

- 35 GPa (düşük), 43 GPa (orta) ve 51 GPa (yüksek) elastisite modülleri üzerinden yapılan değerlendirmeye göre; GFRP donatı çubuğunun elastisite modülü arttıkça GFRP donatılı betonarme kirişlerde çatlak yayılımı azalmaktadır.
- GFRP donatılı betonarme kirişlerde çekme donatı miktarı arttıkça yük taşıma kapasitesi artmaktadır. Ancak, bu kirişlere denge-altı donatı yerleştirildiğinde yerdeğiştirme kapasitesi artarken, denge-üstü donatı durumunda yerdeğiştirme kapasitesi azalmaktadır.
- Az sayıda büyük çaplı donatı yerine çok sayıda küçük çaplı çelik veya GFRP donatı kullanılması nihai yerdeğiştirmeyi olumlu yönde etkilemektedir. Bununla bağlantılı olarak; çelik veya GFRP donatılı kirişlerde boyuna donatılar arası mesafe azaldıkça çatlak genişliği de azalmaktadır. Bu itibarla, az sayıda büyük çaplı donatılar yerine, çok sayıda küçük çaplı donatı kullanımı tüm yük seviyelerinde çatlak genişliğini sınırlandırmak bakımından uygundur.
- Donatı oranı sabit çelik donatılı kirişlerde a/d oranındaki değişim düşük yük seviyelerinde çatlak genişliğini değiştirmemesine rağmen, nihai yüke yaklaştıkça a/d oranı büyük olan kirişte daha fazla çatlak genişliği tespit edilmiştir. Bu durum, GFRP donatılı kirişler için a/d oranı arttıkça çatlak genişliğinin tüm yük seviyelerinde artması şeklinde gözlenmiştir.
- Çelik donatılı betonarme kirişlerde nihai yükün yaklaşık %86-92' sine kadar çatlak genişliği düşük seviyelerde (nihai yükteki çatlak genişliğinin yaklaşık

%5' i) seyretmektedir. Ancak; GFRP donatılı kirişlerde bu durum, nihai duruma donatının kopmasıyla ulaşan kirişler için %17-%32 ve nihai duruma betonun ezilmesiyle ulaşan kirişler için %10-%19 dolaylarında olduğu tespit edilmiştir. Bunun sebebi; GFRP donatılı betonarme kirişte çekme çatlağının meydana gelmesiyle rijitlikte ani bir düşüş olmaktadır. Bu durumdan itibaren çatlak genişliğinin yaklaşık olarak doğrusal arttığı gözlenmektedir. Ancak, çelik donatılı betonarme kirişlerde ilk çatlak meydana geldiğinde çelik donatının elastisite modülünün yüksekliğinden dolayı rijitliğinde ani bir düşüş olmaz. Ancak, çelik donatının akmasıyla çatlak genişliğinde önemli derecede artış meydana geldiği tespit edilmiştir.

- Denge-altı GFRP donatılı kirişlerde çekme donatı miktarı farklı olsa bile çatlak genişliği benzerdir. Ancak, denge-üstü donatılı kirişlerde çekme donatı oranı arttıkça çatlak genişliğinde doğrusal bir azalma gözlenmiştir.
- ACI 440.1R-06 (2006) tarafından Denklem 6.1 şeklinde önerilen minimum donatı oranı sınırının Denklem 6.2 şeklinde revize edilebilir. Böylece, GFRP donatılı kirişlerin çelik donatılı kirişlerde sağlanan birim şekil değiştirme enerjisini karşılayabilir.
- Göçmenin Önlenmesi (GÖ) performans limiti için GFRP donatıdaki birim şekil değiştirme limiti çekme donatı oranına bağlı olarak Denklem 6.5' e göre hesaplanabilir.
- GFRP donatılı betonarme kirişlerin etkin atalet momentini belirlemek için kullanılan Denklem 3.21' deki β_d ve γ_G katsayıları sırasıyla 0.10 ve 0.85 olarak dikkate alınabilir. Bu durumda, sonlu elemanlar modeli sonuçlarına göre, etkin atalet momenti %99.92 doğrulukla hesaplanabilmektedir.
- Kesme nedeniyle nihai duruma ulaşan enine ve boyuna GFRP donatılı betonarme kirişlerde betonda ilk çatlak oluşuncaya kadar ki gerilme dağılımı, geleneksel betonarme kirişlerdeki eşgerilme eğrilerine benzer bir dağılım göstermektedir.
- GFRP donatının elastisite modülünün düşük olması GFRP donatılı kirişin rijitliğini düşürür. Bu durum, ilk çatlak oluşuktan sonra kirişlerde ani düşey yer değiştirmeye neden olur. Böylece, ilk çekme çatlağı oluşumu sırasında çoklu eğik çatlaklar meydana gelir.

- Enine ve boyuna GFRP donatılı kirişlerde ilk çekme çatlağı oluşana kadar; GFRP donatı, geleneksel kirişteki çelik donatı gibi davranarak çok fazla çekme gerilmesi almamaktadır.
- Enine ve boyuna GFRP donatılı betonarme kirişlerde, a/d oranı 1.11-1.58 ve donatı oranı 0.17-0.40 olması durumunda kirişlerin göçme modu diyagonal çekme kırılması şeklinde ortaya çıkmaktadır. Said ve diğ. (2016) ve Vora ve Shah (2016)' in yapmış oldukları çalışmada, bu çalışmadakine benzer kiriş özellikleri için benzer göçme şekli gözlenmiştir.
- Yönetmeliklerde yer alan kesme dayanım tahmin modellerinin, güvenli tarafta kalmak için, kesme dayanımını olduğundan daha düşük hesapladığı bu çalışma sonuçlarıyla da teyit edilmektedir.
- TS500 (2000)'de çelik donatılı kirişlerin kesme kapasitesine betonun katkısını ifade eden Denklem 5.11, Denklem 5.14 şeklinde revize edilerek FRP donatılı betonarme kirişler için kullanılabilir.
- TS500 (2000)'de çelik donatılı kirişlerin kesme kapasitesine etriyenin katkısını ifade eden Denklem 5.15; enine FRP donatının birim şekil değiştirme seviyesini Denklem 5.18 ile sınırlandırmak kaydı ile, Denklem 5.17 şeklinde revize edilerek FRP donatılı betonarme kirişler için kullanılabilir.
- Denklem 5.14-5.17'de ifade edilen tahmin modellerinin toplamı ile ifade edilen FRP donatılı kiriş kesme kapasitesi, DPC' nin değiştirilmiş versiyonuna göre en iyi performansı göstermektedir.

Deneysel çalışma sonuçları;

- C25 serisi kiriş numunelerinden 10 cm gömülme boyundan 30 cm gömülme boyuna kadar yük kapasitesinde artış gözlenirken, 40 cm gömülme boyundan sonraki numunelerin yük kapasitesinde belirgin bir değişim gözlenmemiştir. C40 serisi numunelerde 20 cm aderans boyuna kadar yük kapasitesi artarken, 30 cm' den daha fazla gömülme boyuna sahip numunelerde kapasite artışında bariz bir fark gözlenmemiştir.
- Her iki (C25, C40) seride gömülme boyu arttıkça maksimum yüke karşılık gelen düşey yerdeğiştirme değeri yaklaşık olarak doğrusal bir şekilde artmıştır.
- C25 serisinde gömülme boyu 45 cm' ye kadar olan numunelerde kiriş maksimum yük seviyesine ulaşmadan önce donatı sıyrılırken, bu değer C40 numune serisi için 40 cm' dir. Bu durumda; C25 serisinde 45 cm gömülme

boyundan sonra (45d_b) aderansın tam olarak sağlanabildiği, C40 serisinde 40 cm gömülme boyundan sonra (40d_b) aderansın tam olarak sağlanabildiği tespit edilmiştir. Bu durum, beton dayanımındaki artışın gerekli kenetlenme boyunu düşürdüğüne işaret etmektedir.

- Maksimum aderans gerilmesi değerinin 3 MPa' ın altında olması durumunda kenetlenme boyuna bakılmaksızın beton-GFRP donatı çubuğu arasında tam aderansın sağlandığı tespit edilmiştir.
- Deney verilerinden BŞDH kullanılarak belirlenen aderans gerilmesi; KDDH kullanılarak belirlenen aderans gerilmesinin yaklaşık %70' i kadar olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, Oh ve diğ. (2011)' in yapmış olduğu çalışma için de benzerdir.
- Kemerli kiriş numunelerinde betondaki ilk çatlağın kemerin üst bölgesinde meydana geldiği, ardından diyagonal çatlakların oluştuğu tespit edilmiştir. Bu diyagonal çatlakların yatayla yaptığı açı gömülme boyu arttıkça yaklaşık 70°' den 43° dolaylarına düşmekte ve çatlak daha eğik hale gelmektedir.
- Betona gömülü kum kaplı GFRP donatı çubuğu arasındaki aderans gerilmesi-donatı sıyrılması ilişkisi CMR modelin artan kısmı ve mBPE modelin azalan kısmı kullanılarak (Denklem 6.7 ve Denklem 6.8 ile) oldukça isabetli bir şekilde elde edilebilir. Bu modellerde deneysel olarak elde edilmesi gereken s_r , β , p değerleri sırasıyla 0.0079, 0.9703 ve 0.1111 olarak elde edilmiş olup, kum kaplı GFRP donatı için bu şekilde kullanılması önerilmektedir.
- Bazı çalışmalarda, beton dayanımı arttıkça aderans dayanımının arttığı (Rossetti ve diğ., 1995; Pecce ve diğ., 2001; Achillides ve Pilakoutas, 2004; Lee ve diğ., 2008; Baena ve diğ., 2009) gömülme boyu arttıkça ise azaldığı vurgulanmaktadır (Nanni ve Dolan, 1993; Cosenza ve diğ., 1997; Tighiouart ve diğ., 1998; Benmokrane ve Rahman, 1998; Pecce ve diğ., 2001). Bu çalışmada da benzer olarak, aderans dayanımının beton dayanımı ile doğru orantılı, gömülme boyu ile ters orantılı olduğu tespit edilmiştir.
- Betona gömülü kum kaplı GFRP donatı çubuğunun aderans dayanımı Denklem 6.10 kullanılarak belirlenebilir. Önerilen bu tahmin modelinin CoV değerinin JSCE (1997), ACI 440.1R-06 (2006), CSA S806-12 (2012) ve CSA-S6 (2014) tahmin modellerinin CoV değerinden daha iyi olduğu tespit edilmiştir.

7.2 Öneriler

Bu tez kapsamında elde edilen sonuçlara göre aşağıdaki önerilerin yapılması uygun görülmektedir.

- Bu tez kapsamında yapılan analizler GFRP donatı çubuğu ile sınırlı olup, benzer çalışmaların CFRP, AFRP ve BFRP donatı çubukları için de yapılması önerilmektedir.
- Bu tez kapsamında, eğilme ve kesme davranışının incelenmesi sayısal modeller ile yapılmış olup, bu modellerin deneysel olarak da incelenmesi önerilmektedir.
- Bu tezde, eğilme ve kesme davranışının incelenmesi dikdörtgen kesitli betonarme kirişlerle sınırlı kalmıştır. İleriki çalışmalarda tablalı kesitler kullanılarak tablanın kiriş eğilme ve kesme davranışı üzerine etkileri incelenebilir.
- Bu tez kapsamında, beton içinde gömülü bulunan kum kaplı GFRP donatı çubuğunun aderans davranışı iki farklı beton sınıfı ve altı farklı gömülme boyu için gerçekleştirilmiştir. İleriki çalışmalarda, farklı beton sınıfları ve gömülme boylarının yanı sıra donatı çapı ve paspayı da değişken olarak seçilip deneysel verilerin artırılması önerilmektedir.
- Farklı yüzey ve farklı lif özelliklerine sahip FRP donatı çubuğunun aderans davranışındaki değişimlerin de deneysel olarak incelenmesi önerilmektedir.

KAYNAKLAR

- AASHTO (2009). *LRFD bridge design guide specifications for GFRP-reinforced concrete bridge decks and traffic railings*.
- Abedini, M., Khlaghi, E. A., Mehrmashhadi, J., Mussa, M. H., Ansari, M., & Momeni, T. (2017). Evaluation of concrete structures reinforced with fiber reinforced polymers bars: a review, *Journal of Asian Scientific Research*, 7(5), 165.
- Achillides, Z., & Pilakoutas, K. (2004). Bond behavior of fiber reinforced polymer bars under direct pullout conditions, *Journal of Composites for Construction*, 8(2), 173-181.
- ACI (1989). *Building code requirements for reinforced concrete and commentary* (ACI 318R-89). Revised 1992.
- ACI (2003). *Bond and development of straight reinforcing bars in tension* (ACI 408R-03).
- ACI (2004). *Guide test methods for fiber-reinforced polymers (FRPs) for reinforcing or strengthening concrete structures* (440.3R-04).
- ACI (2006). *Guide for the design and construction of structural concrete reinforced with FRP bars* (ACI 440.1R-06).
- ACI (2007). *Report on fiber-reinforced polymer (FRP) reinforcement for concrete structures* (ACI 440R -07).
- ACI (2008). *Building code requirements for structural concrete and commentary* (ACI 318-08).
- ACI (2011). *Building code requirements for structural concrete and commentary* (ACI 318-14).
- ACI (2015). *Guide for the design and construction of structural concrete reinforced with FRP bars* (ACI 440.1R-15).
- Adam, M. A., Said, M., Mahmoud, A. A. & Shanour, A. S. (2015). Analytical and experimental flexural behavior of concrete beams reinforced with glass fiber reinforced polymers bars, *Construction and Building Materials*, 84, 354-366.
- Ahmad, F. S., Foret, G., & Le Roy, R. (2011). Bond between carbon fibre-reinforced polymer (CFRP) bars and ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC): experimental study, *Construction and Building Materials*, 25(2), 479-485.
- Ahmed, E. A., El-Salakawy, E. F., & Benmokrane, B. (2010a). Performance Evaluation of Glass Fiber-Reinforced Polymer Shear Reinforcement for Concrete Beams, *ACI Structural Journal*, 107(1).

- Ahmed, E. A., El-Salakawy, E. F., & Benmokrane, B.** (2010b). Shear performance of RC bridge girders reinforced with carbon FRP stirrups, *Journal of Bridge Engineering*, 15(1), 44-54.
- Al-Ajmi, A. M., & Zimmerman, R. W.** (2005). Relation between the Mogi and the Coulomb failure criteria, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 42(3), 431-439.
- Alam, M. S., & Hussein, A.** (2013). Unified shear design equation for concrete members reinforced with fiber-reinforced polymer without stirrups, *Journal of Composites for Construction*, 17(5), 575-583.
- Alam, M. S., & Hussein, A.** (2021). Finite element modelling of shear critical glass fibre-reinforced polymer (GFRP) reinforced concrete beams, *International Journal of Modelling and Simulation*, 41(1), 11-23.
- Alfouadi W. K. A.,** (2020). *Experimental and finite element analysis of steel-concrete bond behaviour* (Doctoral dissertation). University of Gaziantep, Graduate School of Natural and Applied Science, Gaziantep.
- Ali, H. K.** (2017). *Nonlinear three dimensional finite element analysis of reinforced concrete hollow beams* (Master's thesis). University of Gaziantep, Graduate School of Natural and Applied Science, Gaziantep.
- AL-mahmoud, F., Castel, A., François, R., & Tourneur, C.** (2007). Effect of surface pre-conditioning on bond of carbon fibre reinforced polymer rods to concrete, *Cement and Concrete Composites*, 29(9), 677-689.
- Almusallam, T. H., Al-Salloum, Y. A., Alsayed, S. H., & Amjad, M. A.** (1997). Behavior of concrete beams doubly reinforced by FRP bars, *Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-3)*, 2, (pp. 471-478), Tokyo, October.
- Alsayed, S. H.** (1998). Flexural behaviour of concrete beams reinforced with GFRP bars, *Cement and Concrete Composites*, 20(1), 1-11.
- Alsayed, S. H., Al-Salloum, Y. A., & Almusallam, T. H.** (1997). Shear design for beams reinforced by GFRP bars, *Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-3)*, 2, (pp. 285-297), Tokyo, October.
- Alsayed, S. H., Al-Salloum, Y. A. & Almusallam, T. H.** (2000). Performance of glass fiber reinforced plastic bars as a reinforcing material for concrete structures, *Composites Part B: Engineering*, 31 (6-7), 555-567.
- Al-Sunna, R., Pilakoutas, K., Hajirasouliha, I., & Guadagnini, M.** (2012). Deflection behaviour of FRP reinforced concrete beams and slabs: An experimental investigation, *Composites Part B: Engineering*, 43(5), 2125-2134.
- Altay, S.,** (2010). *Experimental investigation and 3D cyclic finite element simulation of R/C exterior beam-column joints retrofitted with CFRP composite materials* (Doctoral dissertation). University of Boğaziçi, The Institute for Graduate Studies, İstanbul.
- Al-Zahrani, M. M., Nanni, A., Al-Dulaijan, S. U., & Bakis, C. E.** (1996). Bond of FRP to concrete in reinforcement rods with axisymmetric deformations

In El-Badry M.M. (ed.), *In Proceedings of the 2nd International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures (ACMBS-II)*, (pp. 11-14), Québec, August.

- ANSYS (2015) [Computer software]. Documentation, Swanson Analysis System Inc., Houston.
- Arafa, A., Farghaly, A. S. & Benmokrane, B. (2019). Nonlinear finite-element analysis for predicting the behavior of concrete squat walls reinforced with GFRP bars, *Journal of Structural Engineering*, 145(10), 04019107.
- Ashour, A. F. (2006). Flexural and shear capacities of concrete beams reinforced with GFRP bars, *Construction and Building Materials*, 20 (10), 1005-1015.
- Ashour, A. F., & Kara, I. F. (2014). Size effect on shear strength of FRP reinforced concrete beams, *Composites Part B: Engineering*, 60, 612-620.
- ASTM (2005) *Standard specification for glass fiber strands, annual book of ASTM standards* (ASTM D-578-98).
- ASTM (2011) *Standard test method for tensile properties of fiber reinforced polymer matrix composite bars* (ASTM D7205-11).
- Azimi, M., Ponraj, M., Bagherpourhamedani, A., Tahir, M. M., Razak, S. M. S. A. & Pheng, O. P. (2015). Shear capacity evaluation of reinforced concrete beams: Finite element simulation, *Jurnal Teknologi*, 77(16), 59-66.
- Baena, M., Torres, L., Turon, A., & Barris, C. (2009). Experimental study of bond behaviour between concrete and FRP bars using a pull-out test, *Composites Part B: Engineering*, 40(8), 784-797.
- Bakis, C. E. (1993). Fiber-Reinforced-Plastic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures. Nanni A. (Ed.), *FRP reinforcement: materials and manufacturing* (pp. 13–58), New York, Elsevier Science Publishers.
- Baghi, H., Barros, J. A., Kaszubska, M., & Kotynia, R. (2018). Shear behavior of concrete beams reinforced exclusively with longitudinal glass fiber reinforced polymer bars: analytical model, *Structural Concrete*, 19(1), 162-173.
- Balaguru, P., Nanni, A. & Giancaspro, J. (2014). *FRP composites for reinforced and prestressed concrete structures: a guide to fundamentals and design for repair and retrofit*, New York and London, CRC Press.
- Bangash, M. Y. H. (1989). *Concrete and concrete structures: Numerical modelling and applications*. London, Elsevier Science Publishers
- Bank, L. C. (1993). Fiber-Reinforced-Plastic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures. Nanni A. (Ed.), *Properties of FRP reinforcements for concrete* (pp. 59-86), New York, Elsevier Science Publishers.
- Bank, L. C. (2006). *Composites for construction: structural design with FRP materials*, Hoboken, John Wiley & Sons.
- Barbero, E. J. (2017). *Introduction to composite materials design*, Florida, CRC press.

- Barris, C., Torres, L., Turon, A., Baena, M. & Catalan, A.** (2009). An experimental study of the flexural behaviour of GFRP RC beams and comparison with prediction models, *Composite Structures*, 91(3), 286-295.
- Barzegar, F., & Schnobrich, W. C.** (1986). Nonlinear finite element analysis of reinforced concrete under short term monotonic loading, *Civil Engineering Studies SRS*, 530.
- Başaran, B.** (2019). *Beton-FRP donatı arasındaki aderansı etkileyen faktörler ve kenetlenme boyu bağıntısının belirlenmesi* (Doktora Tezi). Kırıkkale Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kırıkkale.
- Basaran, B., & Kalkan, I.** (2020). Development length and bond strength equations for FRP bars embedded in concrete, *Composite Structures*, 251, 112662.
- Başaran, B., Kartal, S., & Kalkan, İ.** (2019). GFRP Donatı-beton arasındaki aderans gerilmesinin sıyrılma göçme tipi ile sonuçlanan çekip çıkarma deneyleri ile tespiti, *Uludağ Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Dergisi*, 24(2), 203-216.
- Bazant, Z. P., & Oh, B. H.** (1983). Crack band theory for fracture of concrete, *Matériaux et Construction*, 16(3), 155-77.
- Benmokrane, B. & Masmoudi, R.** (1996). Flexural response of concrete beams reinforced with FRP reinforcing bars, *Structural Journal*, 93(1), 46-55.
- Benmokrane, B., & Rahman, H.** (1998). Durability of fiber reinforced polymer (FRP) composites for construction, *In Proceedings of the 1st International Conference on Composite for Construction*, Québec.
- Bischoff, P. H.** (2005). Reevaluation of deflection prediction for concrete beams reinforced with steel and fiber reinforced polymer bars, *Journal of Structural Engineering*, 131(5), 752-767.
- Bischoff, P. H.** (2007). Deflection calculation of FRP reinforced concrete beams based on modifications to the existing Branson equation, *Journal of Composites for Construction*, 11(1), 4-14.
- Bischoff, P. H., Gross, S., & Ospina, C. E.** (2009). The story behind proposed changes to ACI 440 deflection requirements for FRP-reinforced concrete, *ACI Special Publication*, 264, 53-76.
- BISE** (1999). *Interim guidance on the design of reinforced concrete structures using fiber composite reinforcement* (BISE-1999).
- Bresler, B. & Pister, K. S.** (1958), Strength of concrete under combined stresses, *ACI Journal*, 55(9), 321-45.
- Brown, V. L., & Bartholomew, C. L.** (1993). FRP reinforcing bars in reinforced concrete members, *Materials Journal*, 90(1), 34-39.
- BS** (2000). *Determination of the bond behavior between reinforcing steel and autoclaved aerated concrete by the beam test Part 1 : Short term test* (BS EN 12269-1).
- Bywalski, C., Drzazga, M., Kaźmierowski, M., & Kamiński, M.** (2020a). Shear behavior of concrete beams reinforced with a new type of glass fiber

- reinforced polymer reinforcement: experimental study, *Materials*, 13(5), 1159.
- Bywalski, C., Drzazga, M., Kamiński, M., & Kaźmierowski, M.** (2020b). A new proposal for the shear strength prediction of beams longitudinally reinforced with fiber-reinforced polymer bars, *Buildings*, 10(5), 86.
- Campana, S., Fernández Ruiz, M., Anastasi, A., & Muttoni, A.** (2013). Analysis of shear-transfer actions on one-way RC members based on measured cracking pattern and failure kinematics, *Magazine of Concrete Research*, 65(6), 386-404.
- Capozucca, R.** (2007). Analysis of the experimental flexural behaviour of a concrete beam grid reinforced with C-FRP bars. *Composite Structures*, 79(4), 517-526.
- CEB-FIP** (2007). *FRP Reinforcement in RC Structures* (fib Bulletin 40).
- CEB-FIP** (2010). *Model Code for Concrete Structures* (fib Bulletin 55).
- Ceroni, F., Cosenza, E., Gaetano, M., & Pecce, M.** (2006). Durability issues of FRP rebars in reinforced concrete members, *Cement and Concrete Composites*, 28(10), 857-868.
- Chaallal, O., Benmokrane, B., & Masmoudi, R.** (1992). An innovative glass fibre composite rebar for concrete structures, *Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, 169-177.
- Chen, W. F.** (1982). *Plasticity in reinforced concrete*, New York, McGraw-Hill.
- Chen, Y., Davalos, J. F., Ray, I. & Kim, H. Y.** (2007). Accelerated aging tests for evaluations of durability performance of FRP reinforcing bars for concrete structures, *Composite Structures*, 78(1), 101-111.
- Choi, S. Y., Choi, M. S., Kim, I. S., & Yang, E. I.** (2021). A Study on the evaluation method to flexural-bonding behavior of FRP-rebar concrete member, *Journal of The Korea Institute for Structural Maintenance and Inspection*, 25(5), 149-156.
- Choi, D. U., Chun, S. C., & Ha, S. S.** (2012). Bond strength of glass fibre-reinforced polymer bars in unconfined concrete, *Engineering Structures*, 34, 303-313.
- Cladera, A., Marí, A., Bairán, J. M., Ribas, C., Oller, E., & Duarte, N.** (2016). The compression chord capacity model for the shear design and assessment of reinforced and prestressed concrete beams, *Structural Concrete*, 17(6), 1017-1032.
- Clarke, J. L.** (1993). *Alternative materials for the reinforcement and prestressing of concrete*. Glasgow, CRC Press.
- CNR** (2006). *Guide for design and construction of concrete structures reinforced with fiber-reinforced polymer bars* (CNR-DT 203/2006).
- Collins, M. P.** (2001). *Evaluation of shear design procedures for concrete structures*. A CSA Technical Committee Reinforced Concrete Design Report, Canada: Canadian Standards Association.

- Cosenza E., Manfredi G., Realfonzo R.** (1995). Analytical modelling of bond between FRP reinforcing bars and concrete. In Taerwe, L., (Ed.), *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures: Proceedings of 2nd International RILEM Symposium (FRPRCS-2)*, (pp. 164-171). London.
- Cosenza, E., Manfredi G., Realfonzo R.** (1996). Bond characteristics and anchorage length of FRP rebars. In El-Badry, M., (Ed.), *Proceedings of the 2nd International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures (ACMBS-II)*, (pp. 909-916), Montreal.
- Cosenza, E., Manfredi, G., & Realfonzo, R.** (1997). Behavior and modeling of bond of FRP rebars to concrete, *Journal of Composites for Construction*, 1, 40-51.
- Cosenza, E., Manfredi, G., & Realfonzo, R.** (2002). Development length of FRP straight rebars, *Composites Part B: Engineering*, 33(7), 493-504.
- Creazza, G., & Russo, S.** (2001). Crack width evaluation in FRP reinforced concrete members, *Materials and Structures*, 34(2), 119-125.
- CSA** (2002). *Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers (CSA S806-02)*.
- CSA** (2004). *Design of concrete structure (CSA A23.3-04)*.
- CSA** (2010). *Canadian Highway Bridge Design Code (CSA S6-10)*.
- CSA** (2012). *Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers (CSA S806-12)*.
- CSA** (2014). *Canadian Highway Bridge Design Code (CSA S6-14)*.
- Cullazoğlu, F.** (2014). *FRP donatılı betonarme kirişlerin eğilme ve kesme etkisi altındaki analizi*. (Yüksek lisans tezi). Niğde Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Niğde.
- D'Antino, T. & Pisani, M.A.** (2018). Influence of sustained stress on the durability of glass FRP reinforcing bars, *Construction and Building Materials*, 187, 474–86.
- Darwin, D., Tholen, M. L., Idun, E. K., & Zuo, J.** (1995). *Splice strength of high relative rib area reinforcing bars* (Report No: 91-N6002), Lawrence: University of Kansas Center for Research.
- Davalos, J. F., Chen, Y. & Ray, I.** (2008). Effect of FRP bar degradation on interface bond with high strength concrete, *Cement and Concrete Composites*, 30(8), 722-730.
- Dong, H. L., Zhou, W., & Wang, Z.** (2019). Flexural performance of concrete beams reinforced with FRP bars grouted in corrugated sleeves, *Composite Structures*, 215, 49-59.
- Dotroppe, J.C., Schnobrich, W.C. & Pecknold, D.A.** (1973). Layered finite element procedure for inelastic analysis of reinforced concrete slabs, *IABSE Publication*, 33-11.
- Drucker, D. C., & Prager, W.** (1952). Soil mechanics and plastic analysis or limit design, *Quarterly of Applied Mathematics*, 10(2), 157-165.

- Duranovic, N., Pilakoutas, K., & Waldron, P.** (1997). Tests on concrete beams reinforced with glass fibre reinforced plastic bars, *Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-3)*, 2, (pp. 479-486), Tokyo, October.
- Ehsani, M. R., Saadatmanesh, H., & Tao, S.** (1993). Bond of GFRP rebars to ordinary-strength concrete, *International Symposium on Fiber-Reinforced-Plastic Reinforcement for Concrete Structures*, (pp. 333-345), Vancouver, American Concrete Institute.
- Ehsani, M. R., Saadatmanesh, H., & Tao, S.** (1995). Bond of hooked glass fiber reinforced plastic (GFRP) reinforcing bars to concrete, *ACI Materials Journal*, 92(4), 391-400.
- Ehsani, M., Saadatmanesh, H., & Tao, S.** (1996). Design recommendations for bond of GFRP rebars to concrete, *Journal of Structural Engineering*, 122(3), 247-254.
- Elgabbas, F., Ahmed, E. A. & Benmokrane, B.** (2015). Physical and mechanical characteristics of new basalt-FRP bars for reinforcing concrete structures, *Construction and Building Materials*, 95, 623-635.
- Elgabbas, F., Ahmed, E. A., & Benmokrane, B.** (2017). Flexural behavior of concrete beams reinforced with ribbed basalt-FRP bars under static loads, *Journal of Composites for Construction*, 21 (3), 04016098.
- Eligehausen, R., Popov, E. P., & Bertero, V. V.** (1982). Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations, *7th European Conference on Earthquake Engineering*, (pp. 69–80), Athens, September 20-25.
- Eligehausen, R., Popov, E. P., & Bertero, V. V.** (1983). *Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations: Experimental results and analytical model* (Report No:UCB/EERC-83/23). California: A report on research sponsored by the National Science Foundation.
- El-Mogy** (2011). *Behaviour of continuous concrete beams reinforced with FRP bars* (Doctoral dissertation). University of Manitoba Winnipeg, Department of Civil Engineering, Manitoba.
- El-Nemr, A., Ahmed, E. A., Barris, C. & Benmokrane, B.** (2016). Bond-dependent coefficient of glass-and carbon-FRP bars in normal-and high-strength concretes, *Construction and Building Materials*, 113, 77-89.
- El-Nemr, A., Ahmed, E. A., El-Safty, A., & Benmokrane, B.** (2018). Evaluation of the flexural strength and serviceability of concrete beams reinforced with different types of GFRP bars, *Engineering Structures*, 173, 606-619.
- El-Sayed, A. K., El-Salakawy, E. F., & Benmokrane, B.** (2005). Shear strength of concrete beams reinforced with FRP bars: design method, *7th International Symposium on Fiber-Reinforced (FRP) Polymer Reinforcement for Concrete Structures*, 230(54), (pp.955–974), Kansas City, ACI Special Publication.

- El-Sayed, A. K., El-Salakawy, E. F. & Benmokrane, B.** (2006). Shear capacity of high-strength concrete beams reinforced with FRP bars, *ACI Structural Journal*, 103(3), 383.
- El-Sayed, A. K., El-Salakawy, E., & Benmokrane, B.** (2007). Mechanical and structural characterization of new carbon FRP stirrups for concrete members, *Journal of Composites for Construction*, 11(4), 352-362.
- El-Sayed, A. K., & Soudki, K.** (2011). Evaluation of shear design equations of concrete beams with FRP reinforcement, *Journal of Composites for Construction*, 15(1), 9-20.
- Ersoy, U., Özcebe, G. & Canbay, E.** (2019). *Betonarme: davranış ve hesap ilkeleri, TS 500-2000 ve TBODY-2019' a uygun olarak geliştirilmiş yeni baskı*, İstanbul, Evrim Kitapevi.
- Esfahani, M. R., Rakhshanimehr, M., & Mousavi, S. R.** (2013). Bond strength of lap-spliced GFRP bars in concrete beams, *Journal of Composites for Construction*, 17(3), 314-323.
- Faza, S. S. & GangaRao, H. V. S.** (1991). Bending response of beams reinforced with FRP rebars for varying concrete strengths, *In Advanced Composites Materials in Civil Engineering Structures*, 262-270.
- Faza, S. S. & GangaRao, H. V. S.** (1992) "Pre- and post-cracking deflection behaviour of concrete beams reinforced with fibre-reinforced plastic rebars, *In Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*, 151-160.
- Faza, S., & GangaRao, H.** (1993a). Glass FRP reinforcing bars for concrete, fiber reinforced (FRP) reinforcement for concrete structures: Properties and applications, *Developments in Civil Engineering*, 42, 167-188.
- Faza, S. S., & Gangarao, H. V.** (1993b). Theoretical and experimental correlation of behavior of concrete beams reinforced with fiber reinforced plastic rebar, *American Concrete Institute, International Symposium*, (pp. 599-614), Michigan.
- Ferreira, A. J. M., Camanho, P. P., Marques, A. T. & Fernandes, A. A.** (2001). Modelling of concrete beams reinforced with FRP re-bars. *Composite Structures*, 53(1), 107-116.
- Ferguson, P. M. & Thompson J. N.** (1992). Development length of high strength reinforcing bars in bond, *Journal of the American concrete*, 59(7), 887-922.
- Fico, R., Prota, A., & Manfredi, G.** (2008). Assessment of Eurocode-like design equations for the shear capacity of FRP RC members, *Composites Part B: Engineering*, 39(5), 792-806.
- Fish, K. E.** (1992). *Development length of fiber-composite concrete reinforcement* (Master's thesis). Iowa State University, Department of Civil and Construction Engineering, Iowa.
- Focacci, F., Nanni, A., & Bakis, C. E.** (2000). Local bond-slip relationship for FRP reinforcement in concrete, *Journal of Composites for Construction*, 4(1), 24-31.

- Frosch, R. J.** (1999). Another look at cracking and crack control in reinforced concrete, *Structural Journal*, 96(3), 437-442.
- Galati, N., Vollintine, B., Nanni, A., Dharani, L. R., & Aiello, M. A.** (2004). Thermal effects on bond between FRP rebars and concrete, *In Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction*, 501-508.
- GangaRao, H. V. S., & Vijay, P. V.** (1997). Design of concrete members reinforced with GFRP bars, *Proceedings of the Third International Symposium on Non- Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-3)*, (Vol. 1, pp. 143-150), Tokyo, January.
- Gao, D., Benmokrane, B., & Tighiouart, B.** (1998). *Bond properties of FRP rebars to concrete* (Technical Report). Quebec: Department of Civil Engineering, University of Sherbrooke.
- Gibson, R. F.** (1994). *Solutions manual to accompany principles of composite material mechanics*, New York, McGraw-Hill.
- Gilbert, R.I., & Warner, R.F.** (1978). Tension stiffening in reinforced concrete slabs, *Journal of the Structural Division*, 104(12), 1885-900.
- Girard, C., & Bastien, J.** (2002). Finite-element bond-slip model for concrete columns under cyclic loads, *Journal of Structural Engineering*, 128(12), 1502-1510.
- Godínez-Domínguez, E. A., Tena-Colunga, A., & Juárez-Luna, G.** (2015). Nonlinear finite element modeling of reinforced concrete haunched beams designed to develop a shear failure, *Engineering Structures*, 105, 99-122.
- Gordon, J. E.** (1991). *The new science of strong materials: or why you don't fall through the floor*, Princeton, New Jersey, ABD, Princeton University Press.
- Gradinaru, S. A.** (2015). *Shear strength of reinforced concrete beams with FRP longitudinal and transverse reinforcement* (Master's thesis). Universitat Politècnica de Catalunya, Enginyeria de la Construcció.
- Gravina, R. J. & Smith, S. T.** (2008). Flexural behaviour of indeterminate concrete beams reinforced with FRP bars, *Engineering Structures*, 30(9), 2370-2380.
- Gribniak, V., Kaklauskas, G., Torres, L., Daniunas, A., Timinskas, E., & Gudonis, E.** (2013). Comparative analysis of deformations and tension-stiffening in concrete beams reinforced with GFRP or steel bars and fibers, *Composites Part B: Engineering*, 50, 158-170.
- Habeeb, M.N. & Ashour, A.F.** (2008). Flexural behavior of continuous GFRP reinforced concrete beams, *Journal of Composites for Construction*, 12(2), 115-124.
- Halahla, A.** (2019). Identification of crack in reinforced concrete beam subjected to static load using non-linear finite element analysis, *Civil Engineering Journal*, 5(7), 1631-1646.

- Hao, Q., Wang, Y., He, Z., & Ou, J.** (2009). Bond strength of glass fiber reinforced polymer ribbed rebars in normal strength concrete, *Construction and Building Materials*, 23(2), 865-871.
- Hasan, H. A., Sheikh, M. N., & Hadi, M. N.** (2018). Analytical investigation on the load-moment characteristics of GFRP bar reinforced circular NSC and HSC columns, *Construction and Building Materials*, 183, 605-617.
- Harajli, M. H., Hout, M., & Jalkh, W.** (1995). Local bond stress-slip behavior of reinforcing bars embedded in plain and fiber concrete, *Materials Journal*, 92(4), 343-353.
- Haskett, M., Oehlers, D. J., & Ali, M. M.** (2008). Local and global bond characteristics of steel reinforcing bars, *Engineering Structures*, 30(2), 376-383.
- Hasuo, K., Okamoto, T., & Tanigaki, M.** (1990). Study on braided aramid fiber rods, *In Architectural Institute of Japan Convention*, 100, 991-992.
- Hegger, J., Niewels, J., & Kurth, M.** (2009). Shear analysis of concrete members with fiber-reinforced polymers (FRP) as internal reinforcement, *Proceedings of the 9th International Symposium of the Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-9)*, (pp. 1-8), Sydney.
- He, Z., & Tian, G. W.** (2011). Probabilistic evaluation of the design development length of a GFRP rod pull-out from concrete, *Engineering Structures*, 33(10), 2943-2952.
- Hout, N. A., Sherwood, E. G., Bentz, E. C., & Collins, M. P.** (2008). Does the use of FRP reinforcement change the one-way shear behavior of reinforced concrete slabs?, *Journal of Composites for Construction*, 12(2), 125.
- Imjai, T., Garcia, R., Guadagnini, M., & Pilakoutas, K.** (2020). Strength degradation in curved Fiber-reinforced Polymer (FRP) bars used as concrete reinforcement, *Polymers*, 12(8), 1653.
- Imjai, T., Guadagnini, M., Pilakoutas, K., Garcia, R., Sukontasukkul, P., & Limkatanyu, S.** (2021). A practical macro-mechanical model for the bend capacity of fibre-reinforced polymer bars, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 174(10), 824-835.
- ISIS** (2007). *Reinforcing concrete structures with fibre reinforced polymers-design manual* (ISIS-M03-01).
- Islam, S., Afefy, H. M., Sennah, K., & Azimi, H.** (2015). Bond characteristics of straight-and headed-end, ribbed-surface, GFRP bars embedded in high-strength concrete, *Construction and Building Materials*, 83, 283-298.
- Issa, M. A., Ovitigala, T., & Ibrahim, M.** (2016). Shear behavior of basalt fiber reinforced concrete beams with and without basalt FRP stirrups, *Journal of Composites for Construction*, 20(4), 04015083.
- Jaeger, G. L., Tadros, G., & Mufti, A. A.** (1995). *Balanced section, ductility and deformability in concrete with FRP reinforcement* (Technical report no: 2-1995). Halifax: Nova Scotia computer aided design/computer aided manufacturing centre.

- Jakubovskis, R., Kaklauskas, G., Gribniak, V., Weber, A., & Juknys, M.** (2014). Serviceability analysis of concrete beams with different arrangements of GFRP bars in the tensile zone, *Journal of Composites for Construction*, 18(5), 04014005.
- Jofriet, J. C. & McNeice, G. M.** (1971). Finite element analysis of RC slabs, *ASCE: Journal of Structural Division*, 97(3), 785-806.
- JSCE** (1997). *Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials*.
- Ju, M., & Oh, H.** (2015). Experimental assessment on the flexural bonding performance of concrete beam with GFRP reinforcing bar under repeated loading, *International Journal of Polymer Science*, 2015.
- Ju, M., Park, Y., & Park, C.** (2017). Cracking control comparison in the specifications of serviceability in cracking for FRP reinforced concrete beams, *Composite Structures*, 182, 674-684.
- Jumaa, G. B., & Yousif, A. R.** (2018). Predicting shear capacity of FRP-reinforced concrete beams without stirrups by artificial neural networks, gene expression programming, and regression analysis, *Advances in Civil Engineering*, 2018, 5157824.
- Jumaa, G. B. & Yousif, A. R.** (2019a). Numerical modeling of size effect in shear strength of FRP-reinforced concrete beams, *Structures*, 20, 237-254.
- Jumaa, G. B., & Yousif, A. R.** (2019b). Size effect in shear failure of high strength concrete beams without stirrup reinforced with basalt FRP bars, *KSCE Journal of Civil Engineering*, 23(4), 1636-1650.
- Juvinall, R. C. & Marshek K. M.** (1991). *Fundamentals of machine component design*. New York, John Wiley & Sons.
- Kachlakev, D., Miller, T. R., Yim, S., Chansawat, K., & Potisuk, T.** (2001). *Finite element modeling of concrete structures strengthened with FRP laminates* (Report No: FHWA-OR-RD-01-17). Oregon: Oregon Department of Transportation Research Group.
- Kalpana, V. G. & Subramanian, K.** (2011). Behavior of concrete beams reinforced with GFRP bars, *Journal of reinforced plastics and composites*, 30(23), 1915-1922.
- Kara, I. F.** (2011). Prediction of shear strength of FRP-reinforced concrete beams without stirrups based on genetic programming, *Advances in Engineering Software*, 42(6), 295-304.
- Kara, I. F. & Ashour, A. F.** (2012). Flexural performance of FRP reinforced concrete beams, *Composite Structure*, 94(5), 1616-1625.
- Kara, I. F. & Ashour, A. F.** (2013). Moment redistribution in continuous FRP reinforced concrete beams, *Construction and Building Materials*, 49, 939-948.
- Kassem, C., Farghaly, A.S. & Benmokrane, B.** (2011). Evaluation of flexural behavior and serviceability performance of concrete beams reinforced with FRP bars. *Journal of Composites for Construction*, 15(5), 682-695.

- Kaszubska, M., Kotynia, R., Barros, J. A., & Baghi, H.** (2018). Shear behavior of concrete beams reinforced exclusively with longitudinal glass fiber reinforced polymer bars: experimental research, *Structural Concrete*, 19(1), 152-161.
- Kato, J.** (2010). *Material optimization of fiber reinforced composites applying a damage formulation* (Doctoral dissertation). University of Stuttgart, Institute for Structural Analysis and Dynamics, Stuttgart.
- Katz, A.** (1999). Bond Mechanism of FRP Rebars to Concrete, *Materials and Structures*, 32(10), 761-768.
- Khan, Q. S., Sheikh, M. N., & Hadi, M. N.** (2019). Experimental and analytical investigations of CFFT columns with and without FRP bars under concentric compression, *Steel and Composite Structures, An International Journal*, 30(6), 591-601.
- Kisala, D.** (2016). A finite element analysis of steel plate–concrete composite beams including the influence of stiffness of the connectors on deflection. *Czasopismo Techniczne, Budownictwo Zeszyt 2-B 2016*, 69-80.
- Kim, C. H., & Jang, H. S.** (2014). Concrete shear strength of normal and lightweight concrete beams reinforced with FRP bars, *Journal of Composites for Construction*, 18(2), 04013038.
- Kim, S., & Kim, S.** (2019). Flexural behavior of concrete beams with steel bar and FRP reinforcement, *Journal of Asian Architecture and Building Engineering*, 18(2), 89-97.
- Kobayashi, K., & Fujisaki, T.** (1995). Compressive Behavior of FRP Reinforcement in Non-Prestressed Concrete Members, *Proceedings of the 2nd International RILEM Symposium on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures*, (pp. 267-274), Ghent.
- Kosmidou, P. M. K., Chalioris, C. E. & Karayannis, C. G.** (2018). Flexural/shear strength of RC beams with longitudinal FRP bars an analytical approach. *Computers and Concrete*, 22(6), 573-592.
- Labuz, J. F., & Zang, A.** (2012). Mohr–Coulomb failure criterion, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 45(6), 975-979.
- Lee, J. Y., Kim, T. Y., Kim, T. J., Yi, C. K., Park, J. S., You, Y. C., & Park, Y. H.** (2008). Interfacial bond strength of glass fiber reinforced polymer bars in high-strength concrete, *Composites Part B: Engineering*, 39(2), 258-270.
- Lee, J. Y., Yi, C. K., Cheong, Y. G., & Kim, B. I.** (2012). Bond stress–slip behaviour of two common GFRP rebar types with pullout failure, *Magazine of Concrete Research*, 64(7), 575-591.
- Lees, J. M., Gruffydd-Jones, B., & Burgoyne, C. J.** (1995). Expansive cement couplers: A means of pre-tensioning fibre-reinforced plastic tendons, *Construction and Building Materials*, 9(6), 413-423.
- Liu, H.** (2003). *Experimental and theory analytical study on concrete flexural members reinforced with fiber reinforced polymer bars* (Master's thesis). University of Tongji, Shanghai.

- Lin, X., & Zhang, Y. X.** (2014). Evaluation of bond stress-slip models for FRP reinforcing bars in concrete, *Composite Structures*, 107, 131-141.
- Liu, X., Wang, X., Xie, K., Wu, Z., & Li, F.** (2020). Bond behavior of basalt fiber-reinforced polymer bars embedded in concrete under mono-tensile and cyclic loads, *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 14, 19.
- Lu, J., Afefy, H. M., Azimi, H., Sennah, K., & Sayed-Ahmed, M.** (2022). Bond characteristics of glass-fibre-reinforced polymer bars in high-strength concrete, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 175 (10), 748-764.
- Lubliner, J., Oliver, J., Ollers, S. & Oñate, E.** (1989). A plastic damage model for concrete, *International Journal of Solids and Structures*, 25(3): 299–326.
- Lundgren, K., Robuschi, S., & Zandi, K.** (2019). Methodology for testing rebar-concrete bond in specimens from decommissioned structures, *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 13(1), 1-16.
- Mallick, P. K.** (2007). *Fiber-reinforced composites: materials, manufacturing, and design*, Boca Raton, CRC press.
- Malvar, L. J.** (1994). *Bond Stress-Slip Characteristics of FRP Rebars* (TR-2013-SHR). California: Office Naval Research.
- Maruyama, K., & Zhao, W. J.** (1994). Flexural and shear behaviour of concrete beams reinforced with FRP rods. In R. N. Swamy (Ed.), *Corrosion and Corrosion Protection of Steel in Concrete*, (pp. 1330-1339), United Kingdom: University of Sheffield, July 24-28.
- Maruyama, K., and Zhao, W. J.** (1996). Size effect in shear behavior of FRP reinforced concrete beams. In El-Badry M.M. (ed.), *In Proceedings of the 2nd International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures (ACMBS-II)*, (pp. 227–234), Québec, August.
- Mazaheripour, H. B. J. A. O., Barros, J. A., Sena-Cruz, J. M., Pepe, M., & Martinelli, E.** (2013). Experimental study on bond performance of GFRP bars in self-compacting steel fiber reinforced concrete, *Composite Structures*, 95, 202-212.
- McLean, M. R., & Addis, M. A.** (1990). Wellbore stability: the effect of strength criteria on mud weight recommendations, *The SPE Annual Technical Conference and Exhibition*, New Orleans, September 23.
- Meier, U. & Winistörfer, A.** (1995). Retrofitting of structures through external bonding of CFRP sheets, *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures: Proceedings of the Second International RILEM Symposium* (pp. 465-472), London.
- Ngo, D., & Scordelis, A. C.** (1967). Finite element analysis of reinforced concrete beams, *Journal of the American Concrete Institute*, 64(3), 152-63.
- Nilson, A. H.** (1972). Internal measurement of bond slip, *Journal of the American Concrete Institute*, 69(7), 439-41.

- Mohammad, S. H.** (2022). *Bonding behaviour of BFRP bars & punching behaviour of BFRP-reinforced geopolymers concrete slabs subjected to monotonic-cyclic loadings and elevated temperatures*. (Doctoral dissertation). Gaziantep University, Graduate School of Natural & Applied Sciences.
- Moraes-Neto B. N., Barros J. A., & Melo G. S.** (2014). Model to simulate the contribution of fiber reinforcement for the punching resistance of RC slabs, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 26(7), 04014020.
- Mosley, C. P., Tureyen, A. K., & Frosch, R. J.** (2008). Bond strength of nonmetallic reinforcing bars, *ACI Structural Journal*, 105(5), 634.
- Mousavi, S. S., Dehestani, M., & Mousavi, S. M.** (2016). Bond strength and development length of glass fiber-reinforced polymer bar in unconfined self-consolidating concrete, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 35(11), 924-941.
- Murthy, A. R., Palani, G. S., Iyer, N. R., Gopinath, S. & Kumar, V. R.** (2012). Impact failure analysis of reinforced concrete structural components by using finite element method, *Computer Modeling in Engineering & Sciences (CMES)*, 86(5), 409-434.
- Mustafa, S. A. & Hassan, H. A.** (2018). Behavior of concrete beams reinforced with hybrid steel and FRP composites, *HBRC journal*, 14(3), 300-308.
- Nagasaka, T., Fukuyama, H., & Tanigaki, M.** (1993). Shear performance of concrete beams reinforced with FRP stirrups, *ACI Special Publication*, 138, 789-812.
- Nakamura, H., & Higai, T.** (1995). Evaluation of shear strength of concrete beams reinforced with FRP, *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, 26(508), 89-100.
- Nanni, A.** (1993a). Fibre Reinforced Plastic (GFRP) Reinforcement for Concrete Structures: Properties and Applications, *Developments in Civil Engineering*, 42, 450.
- Nanni, A.** (1993b). Flexural behavior and design of RC members using FRP reinforcement. *Journal of structural engineering*, 119(11), 3344-3359.
- Nanni, A.** (1999). Composites: coming on strong, *Concrete Construction*, 44 (1), 120–124.
- Nanni, A., Bakis, C. E., & Boothby, T. E.** (1995). Test methods for FRP-concrete systems subjected to mechanical loads: state of the art review, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 14(6), 524-558.
- Nanni, A., De Luca, A., & Zadeh, H.** (2014). Reinforced concrete with FRP bars: mechanics and design, Florida, CRC Press.
- Nanni, A. & Dolan, C. W.** (1993). Fiber-reinforced-plastic (FRP) reinforcement for concrete structures: Properties and Application, *Developments in Civil Engineering*. 248p.
- Nanni, A., Focacci, F. & Cobb, C. A.** (1998). Proposed procedure for the design of RC flexural members strengthened with FRP sheets. *Proceedings of 2nd International Conference on in Infrastructure*, (pp. 187–201), January 5-7.

- Nawy, E. G., & Neuwerth, G. E.** (1977). Fiberglass reinforced concrete slabs and beams, *Journal of the Structural Division*, 103(2), 421-440.
- Nehdi, M., El Chabib, H., & Saïd, A. A.** (2007). Proposed shear design equations for FRP-reinforced concrete beams based on genetic algorithms approach, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 19(12), 1033-1042.
- Newhook, J. & Svecova, D.** (2007). *Reinforcing concrete structures with fibre reinforced polymers: design manual no:3*, ISIS Canada Corporation.
- Newman, N., Ayoub, A., & Belarbi, A.** (2010). Development length of straight FRP composite bars embedded in concrete, *Journal of reinforced Plastics and Composites*, 29(4), 571-589.
- Niewels, J.** (2008). Zum tragverhalten von betonbauteilen mit faserverbundkunststoffbewehrung (Doctoral dissertation), Aachen University., Germany.
- Nkurunziza, G. Benmokrane, B. Debaiky, A.S. & Masmoudi, R.** (2005). Effect of sustained load and environment on long-term tensile properties of glass fiberreinforced polymer reinforcing bars, *ACI Structural Journal*, 102(4), 615–21.
- Oh, H., Sim, J., Kang, T., & Kwon, H.** (2011). An experimental study on the flexural bonding characteristic of a concrete beam reinforced with a GFRP rebar, *KSCE Journal of Civil Engineering*, 15(7), 1245-1251.
- Okamoto, T., Nagasaka, T., & Tanigaki, M.** (1994). Shear capacity of concrete beams using FRP reinforcement, *Journal of Structural and Construction Engineering*, 455(59), 127-136.
- Okelo, R., & Yuan, R. L.** (2005). Bond strength of fiber reinforced polymer rebars in normal strength concrete, *Journal of Composites for Construction*, 9(3), 203-213.
- Oller, E., Marí, A., Bairán, J. M., & Cladera, A.** (2015). Shear design of reinforced concrete beams with FRP longitudinal and transverse reinforcement, *Composites Part B: Engineering*, 74, 104-122.
- Oller, S., Oñate, E., Oliver, J. & Lubliner, J.** (1990). Finite element nonlinear analysis of concrete structures using a “plasticdamage model”, *Engineering Fracture Mechanics*, 35(1–3): 219–31.
- Orangun, C. O., Jirsa, J. O., & Breen, J. E.** (1977). A reevaluation of test data on development length and splices, *ACI Journal Proceedings*, 74(3), 114-122.
- Ovitigala, T., Ibrahim, M. A., & Issa, M. A.** (2016). Serviceability and ultimate load behavior of concrete beams reinforced with basalt fiber-reinforced polymer bars. *ACI Structural Journal*, 113(4), 757, 768.
- Rafi, M. M., Nadjai, A., Ali, F., & Talamona, D.** (2008). Aspects of behaviour of CFRP reinforced concrete beams in bending. *Construction and Building Materials*, 22(3), 277-285.
- Rahman, M. K., Fasil, M., & Al-Zahrani, M. M.** (2022). Numerical simulation of evolution of bond strength of GFRP bars with time, *Computational Modelling of Concrete and Concrete Structures*, 294-300.

- Rakhshanimehr, M., Mousavi, S. R., Esfahani, M. R., & Farahi Shahri, S.** (2018). Establishment and experimental validation of an updated predictive equation for the development and lap-spliced length of GFRP bars in concrete, *Materials and Structures*, 51(1), 1-17.
- Rasheed, H. A.** (2014). *Strengthening design of reinforced concrete with FRP*, Boca Raton, CRC Press.
- Rashid, Y. R.** (1968). Ultimate strength analysis of prestressed concrete pressure vessels, *Nuclear Engineering and Design*, 7(4), 334-44.
- Razaqpur, A. G., Isgor, B. O., Greenaway, S., & Selley, A.** (2004). Concrete contribution to the shear resistance of fiber reinforced polymer reinforced concrete members, *Journal of Composites for Construction*, 8(5), 452-460.
- Razaqpur, A. G., & Isgor, O. B.** (2006). Proposed shear design method for FRP-reinforced concrete members without stirrups, *ACI Structural Journal*, 103(1), 93.
- Ruan, X., Lu, C., Xu, K., Xuan, G., & Ni, M.** (2020). Flexural behavior and serviceability of concrete beams hybrid-reinforced with GFRP bars and steel bars, *Composite Structures*, 235, 111772.
- Pecce, M., Manfredi, G., Realfonzo, R., & Cosenza, E.** (2001). Experimental and analytical evaluation of bond properties of GFRP bars, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 13(4), 282-290.
- Phillips, L. N.** (1989). *Design with advanced composite materials*, Berlin, Heidelberg, London, Springer- Verlag.
- Rizkalla, S. H.** (1997). A new generation of civil engineering structures and bridges, *In Proceedings of the 3rd International Symposium on Non-metallic (FRPRC) Reinforcement for Concrete Structures*, 1, (p.113-128), Sapporo.
- Pleimann, L. G.** (1987). *Tension and bond pull-out tests of deformation fiberglass rods*, Arkansas: Final Report for Marshall-Vega Corporation.
- Pleimann, L. G.** (1991). Strength, modulus of elasticity, and bond of deformed FRP rods, *ASCE: In Advanced Composites Materials in Civil Engineering Structures*, 99-110.
- Robert, M. & Benmokrane, B.** (2010a). Effect of aging on bond of GFRP bars embedded in concrete, *Cement and Concrete Composites*, 32(6), 461-467.
- Robert, M., & Benmokrane, B.** (2010b). Behavior of GFRP reinforcing bars subjected to extreme temperatures, *Journal of Composites for Construction*, 14(4), 353-360.
- Rolland, A., Argoul, P., Benzarti, K., Quiertant, M., Chataigner, S., & Khadour, A.** (2020). Analytical and numerical modeling of the bond behavior between FRP reinforcing bars and concrete, *Construction and Building Materials*, 231, 117160.
- Porter, S., Julander, J. L., Halling, M. W., Barr, P., & Boyle, H.** (2010). *Laboratory testing and finite element modeling of precast bridge deck panel*

transverse connections (Report No: UT-10.14). Utah: Utah Department of Transportation Research Division.

- Rossetti, V. A., Galeota, D., & Giammatteo, M. M.** (1995). Local bond stress-slip relationships of glass fibre reinforced plastic bars embedded in concrete, *Materials and Structures*, 28(6), 340-344.
- Saadatmanesh, H.** (1994). Fiber composites for new and existing structures, *ACI Structural Journal*, 91(3), 346-354.
- Saeed, Y. M.** (2016). *Behavior of prestressed concrete beams with CFRP strands* (Master's thesis), Portland State University, Portland.
- Said, M., Adam, M. A., Mahmoud, A. A., & Shanour, A. S.** (2016). Experimental and analytical shear evaluation of concrete beams reinforced with glass fiber reinforced polymers bars, *Construction and Building Materials*, 102, 574-591.
- Saleh, N., Ashour, A., & Sheehan, T.** (2019a). Bond between Glass fibre reinforced polymer bars and high-strength concrete, *Structures*, 22, 139-153.
- Saleh, Z., Goldston, M., Remennikov, A. M., & Sheikh, M. N.** (2019b). Flexural design of GFRP bar reinforced concrete beams: An appraisal of code recommendations, *Journal of Building Engineering*, 25, 100794.
- Sam, A. R. M. & Swamy, R. N.** (2005). Flexural behavior of concrete beams reinforced with glass fiber reinforced polymer bars, *Malaysian Journal of Civil Engineering*, 17(1), 49-57.
- Samad, A. A. A., Mohamad, N., Ali, N., Jayaprakash, J., & Mendis, P.** (2016). Rehabilitation of continuous reinforced concrete beams in shear by external bonding of carbon fiber reinforced polymer strips for sustainable construction, *Key Engineering Materials*, 708, 49-58.
- Sathishkumar, T. P., Satheeshkumar, S. & Naveen, J.** (2014). Glass fiber-reinforced polymer composites—a review, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 33(13), 1258-1275.
- Scanlon, A., & Murray, D. W.** (1974). Time-dependent reinforced concrete slab deflections, *Journal of the Structural Division*, 100(9), 1911-1924.
- Shahnewaz, M., Machial, R., Alam, M. S. & Rteil, A.** (2016). Optimized shear design equation for slender concrete beams reinforced with FRP bars and stirrups using genetic algorithm and reliability analysis, *Engineering Structures*, 107, 151-165.
- Shehata, E., Morphy, R., & Rizkalla, S.** (2000). Fibre reinforced polymer shear reinforcement for concrete members: behaviour and design guidelines, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 27(5), 859-872.
- Sim, J., Kang, T., Park, J., Kim, H., & Lee, H.** (2012). A study on flexural bonding strength for embedded length of FRP rods, *The 3rd Asia-Pacific Conference on FRP in Structures*, Hokkaido, February 2-4.
- Solyom, S., & Balázs, G. L.** (2021). Analytical and statistical study of the bond of FRP bars with different surface characteristics, *Composite Structures*, 270, 113953.

- Soroshian, P., & Choi, K. B.** (1989). Local bond of deformed bars with different diameters in confined concrete, *Structural Journal*, 86(2), 217-222.
- Stoner, J. G., & Polak, M. A.** (2020). Finite element modelling of GFRP reinforced concrete beams, *Computers and Concrete*, 25(4), 369-382.
- Stratford, T., & Burgoyne, C.** (2003). Shear analysis of concrete with brittle reinforcement, *Journal of Composites for Construction*, 7(4), 323-330.
- Suidan, M. & Schnobrich, W. C.** (1973). Finite Element Analysis of Reinforced Concrete, *Journal of the Structural Division*, 99(1).
- Tang, C. W., & Cheng, C. K.** (2020). Modeling local bond stress–slip relationships of reinforcing bars embedded in concrete with different strengths, *Materials*, 13(17), 3701.
- Tavárez, F. A.** (2001). *Simulation of behavior of composite grid reinforced concrete beams using explicit finite element methods* (Master's thesis), University of Wisconsin, Madison.
- Tepfers, R., & Olsson, P. Å.** (1992). Ring test for evaluation of bond properties of reinforcing bars, *In International Conference Bond in Concrete from Research to Practice*, CEB, 1, (pp. 88-99). Riga, October 15-17.
- Tighiouart, B., Benmokrane, B., & Gao, D.** (1998). Investigation of bond in concrete member with fibre reinforced polymer (FRP) bars, *Construction and Building Materials*, 12(8), 453-462.
- Tomlinson, D., & Fam, A.** (2015). Performance of concrete beams reinforced with basalt FRP for flexure and shear, *Journal of Composites for Construction*, 19(2), 04014036.
- Tottori, S., & Wakui, H.** (1993). Shear capacity of RC and PC beams using FRP reinforcement, *ACI Special Publication*, 138, 615-632.
- Toutanji, H. A. & Saafi, M.** (2000). Flexural behavior of concrete beams reinforced with glass fiber-reinforced polymer (GFRP) bars, *Structural Journal*, 97 (5), 712-719.
- TSE** (2000). *Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları* (TS500).
- TSE** (2018). *Betonarme donatı çubukları-Cam elyaf takviyeli polimerden (CTP) mamul-Gerekler* (TS13816).
- TBDY** (2018). *Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği* (TBDY).
- Tsuruta, H., Sakamoto, Y., & Makizumi, T.** (1993). Influence of continuous fiber form on bond characteristics, *Proceedings of the Japan Concrete Institute*, 15(1), 987-992.
- Tureyen, A. K., & Frosch, R. J.** (2002). Shear tests of FRP-reinforced concrete beams without stirrups, *Structural Journal*, 99(4), 427-434.
- Uppuluri, V. S., Bakis, C. E., Nanni, A., & Boothby, T. E.** (1996). Analysis of the bond mechanism in FRP reinforcement bars: the effect of bar design and properties, in El-Badry M.M. (ed.), *In Proceedings of the Second International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures (ACMBS-II)*, (pp. 893-900), Québec, August.
- Url-1** <<https://www.santiye.com.tr/korozyon-568.html>>, erişim tarihi 07.12.2022.

- Valivonis, J., Budvytis, M., Atutis, M., Atutis, E., & Juknevičius, L.** (2015). Study on shear resistance of fiberreinforced polymer–reinforced concrete beams, *Advances in Mechanical Engineering*, 7(7), 1687814015593873.
- Veljkovic, A., Carvelli, V., Haffke, M. M., & Pahn, M.** (2017). Concrete cover effect on the bond of GFRP bar and concrete under static loading, *Composites Part B: Engineering*, 124, 40-53.
- Vijay, P. V. & GangaRao, H.V. S.** (2001). Bending behavior and deformability of glass fiber-reinforced polymer reinforced concrete members, *Structural Journal*, 98(6), 834-842.
- Vijay, P. V., Kumar, S. V., & GangaRao, H. V. S.** (1996). Shear and ductility behavior of concrete beams reinforced with GFRP rebars. In El-Badry M.M. (ed.), *In Proceedings of the 2nd International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures (ACMBS-II)*, (pp. 217–226), Québec, August.
- Vint, L. M.** (2012). *Investigation of Bond Properties of Glass Fibre Reinforced Polymer Bars in Concrete under Direct Tension* (Master's thesis), University of Toronto, Department of Civil Engineering, Toronto.
- Vora, T. P., & Shah, B. J.** (2016). Experimental investigation on shear capacity of RC beams with GFRP rebar & stirrups, *Steel and Composite Structures*, 21(6), 1265-1285.
- Wambeke, B. W., & Shield, C. K.** (2006). Development length of glass fiber-reinforced polymer bars in concrete, *ACI Materials Journal*, 103(1), 11.
- Wang, H., & Belarbi, A.** (2005). Flexural behavior of fiber-reinforced-concrete beams reinforced with FRP rebars, *ACI Structural Journal*, SP230, 51(230), 895-914.
- Wang, W., Martin, P. R., Sheikh, M. N., & Hadi, M. N.** (2018). Eccentrically loaded FRP confined concrete with different wrapping schemes, *Journal of Composites for Construction*, 22(6): 04018056.
- Wang, Y. C., Wong, P. M. H. & Kodur, V.** (2007). An experimental study of the mechanical properties of fibre reinforced polymer (FRP) and steel reinforcing bars at elevated temperatures, *Composite Structures*, 80(1), 131-140.
- Wegian, F. M., & Abdalla, H. A.** (2005). Shear capacity of concrete beams reinforced with fiber reinforced polymers, *Composite Structures*, 71(1), 130-138.
- Wei, W., Liu, F., Xiong, Z., Lu, Z., & Li, L.** (2019). Bond performance between fibre-reinforced polymer bars and concrete under pull-out tests, *Construction and Building Materials*, 227, 116803.
- Willam, K. J. & Warnke E.** (1975). Constitutive model for the triaxial behaviour of concrete, *Proceedings of the International Association for Bridge and Structural Engineering*, 19, 1-30.
- Wolanski, A. J.** (2004). *Flexural behavior of reinforced and prestressed concrete beams using finite element analysis* (Master's thesis). Marquette University, Milwaukee.

- Wu, W. P.** (1990). Thermomechanical properties of fiber reinforced plastic (FRP) bars (Doctoral dissertation). West Virginia University, West Virginia.
- Wu, Z., Li, W., & Sakuma, N.** (2006). Innovative externally bonded FRP/concrete hybrid flexural members, *Composite Structures*, 72(3), 289-300.
- Yan, F. & Lin, Z.** (2016). Bond behavior of GFRP bar-concrete interface: Damage evolution assessment and FE simulation implementations, *Composite Structures*, 155, 63-76.
- Xue, W., Wang, X., & Zhang, S.** (2008). Bond properties of high-strength carbon fiber-reinforced polymer strands, *ACI Materials Journal*, 105(1), 11.
- Xue, W., Yang, Y., Zheng, Q., & Fang, Z.** (2016). Modeling of bond of sand-coated deformed glass fibre-reinforced polymer rebars in concrete, *Polymers and Polymer Composites*, 24(1), 45-56.
- Xue, W., Zheng, Q., Yang, Y., & Fang, Z.** (2014). Bond behavior of sand-coated deformed glass fiber reinforced polymer rebars, *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 33(10), 895-910.
- Yankelevsky, D. Z.** (1985). New finite element for bond-slip analysis, *Journal of Structural Engineering*, 111(7), 1533-1542.
- Yoo, D. Y., Kwon, K. Y., Park, J. J., & Yoon, Y. S.** (2015). Local bond-slip response of GFRP rebar in ultra-high-performance fiber-reinforced concrete, *Composite Structures*, 120, 53-64.
- Yost, J. R., Gross, S. P., & Dinehart, D. W.** (2001). Shear strength of normal strength concrete beams reinforced with deformed GFRP bars, *Journal of Composites for Construction*, 5(4), 268-275.
- Yousif A. R.** (2015). Shear strength of large FRP-reinforced concrete beams without shear reinforcement, *Journal of Pure and Applied Sciences*, 27, 9–28.
- Yuksel, I.** (2015). Rebar corrosion effects on structural behavior of buildings, *Structural Engineering and Mechanics: An International Journal*, 54(6), 1111-1133.
- Yuksel, I., & Sakcali, G. B.** (2022). Effects of reinforcement corrosion on reinforced concrete buildings, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 175(3), 244-258.
- Yüksel, S., Jamal, R., & Foroughi, S.** (2020). Kirişlerde basınç donatısı oranının moment-eğrilik ilişkisine etkisi, *Konya Mühendislik Bilimleri Dergisi*, 8(1), 1-17.
- Zadeh, H. J., & Nanni, A.** (2013). Reliability analysis of concrete beams internally reinforced with fiber-reinforced polymer bars, *Structural Journal*, 110(6), 1023-1032.
- Zawam, M., Soudki, K., & West, J. S.** (2019). Factors affecting the time-dependent behaviour of GFRP prestressed concrete beams, *Journal of Building Engineering*, 24, 100715.
- Zhang, B., Zhu, H., Wu, G., Wang, Q., & Li, T.** (2020). Improvement of bond performance between concrete and CFRP bars with optimized additional aluminum ribs anchorage, *Construction and Building Materials*, 241, 118012.

- Zhao, W., Maruyama, K., & Suzuki, H.** (1995). Shear behavior of concrete beams reinforced by FRP rods as longitudinal and shear reinforcement. In Taerwe, L., (Ed.), *Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures: Proceedings of 2nd International RILEM Symposium (FRPRCS-2)*, (pp. 352-359). London.
- Zhu, C., Sun, L., Wang, K., Yuan, Y. & Wei, M.** (2019). Effect of bond slip on the performance of FRP reinforced concrete columns under eccentric loading, *Computers and Concrete*, 24(1), 73-83.
- Zhu, H., Cheng, S., Gao, D., Neaz, S. M. & Li, C.** (2018). Flexural behavior of partially fiber-reinforced high-strength concrete beams reinforced with FRP bars, *Construction and Building Materials*, 161, 587-597.
- Zsutty, T.** (1971). Shear strength prediction for separate catagories of simple beam tests. *ACI Structural Journal*, 68 (2), 138-143.



EKLER

EK A: FRP enine donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için deneysel veriler



EK A

Çizelge A.1 : FRP enine donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için deneysel veriler.

Araştırmacılar	Geometrik özellik		a/d	Beton özelligi	Boyuna donatı çubuğunun özelligi		Enine donatı çubuğunun özelliği			V _{exp} (kN)
	b _w (mm)	d (mm)		f _c (MPa)	ρ _f (%)	E _f (GPa)	ρ _{fw} (%)	E _{fw} (GPa)	f _{fw} (MPa)	
Tottori ve Wakui (1993)	200	325	3.20	44.4	0.70	137	0.15	40	716	103.0
	200	325	3.20	44.7	0.70	137	0.15	40	716	106.0
	200	325	3.20	44.9	0.70	137	0.07	69	1511	85.0
	200	325	2.20	44.6	0.70	137	0.07	110	1413	162.0
	200	325	3.20	44.8	0.70	137	0.07	110	1413	83.0
	200	325	3.20	45.0	0.70	137	0.04	144	2040	98.0
	200	325	3.20	44.7	0.70	140	0.06	137	1746	108.0
	200	325	3.20	44.7	0.70	140	0.10	137	1746	128.3
	200	325	3.20	39.4	0.70	140	0.12	58	1089	103.0
	200	325	3.20	39.4	0.92	58	0.09	58	1236	83.0
	200	325	3.20	39.4	0.92	58	0.13	58	1236	98.0
	200	325	3.20	39.4	0.92	58	0.23	58	1236	132.0
	200	325	3.20	39.4	0.92	58	0.12	58	1089	107.0
	200	325	3.20	39.4	0.92	58	0.12	58	1089	78.0
	200	325	3.20	39.4	0.92	58	0.04	137	1746	86.0
	150	250	2.50	35.5	0.55	94	0.12	94	1283	66.3
	150	250	2.50	37.6	0.55	94	0.24	94	1283	82.0
	150	250	2.50	34.3	1.05	94	0.12	94	1283	71.0
	150	250	2.50	34.2	2.11	94	0.12	94	1283	81.0
	150	260	3.10	42.2	3.08	63	0.13	53	1766	60.0
Nagasaka ve diğ.(1993)	250	253	1.20	28.9	1.89	56	0.50	112	1284	246.0
	250	253	1.20	34.0	1.89	56	1.00	112	1284	310.7
	250	253	1.80	28.9	1.89	56	0.50	112	1284	203.8
	250	253	1.80	28.9	1.89	56	1.00	112	1284	276.4
	250	253	2.40	32.8	1.89	56	0.50	112	1284	158.8
	250	253	2.40	32.8	1.89	56	1.00	112	1284	229.3
	250	253	1.80	33.4	1.89	56	0.50	60	1372	200.9

Çizelge A.1 (devam) : FRP enine donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için deneysel veriler.

Araştırmacılar	Geometrik özellik		a/d	Beton özelliği	Boyuna donatı çubuğunun özelliği		Enine donatı çubuğunun özelliği			V _{exp} (kN)
	b _w (mm)	d (mm)		f _c (MPa)	ρ _t (%)	E _t (GPa)	ρ _{fw} (%)	E _{fw} (GPa)	f _{fw} (MPa)	
Nagasaka ve diğ.(1993)	250	253	1.80	34.7	1.89	56	1.00	60	1372	271.5
	250	253	1.80	33.4	1.89	56	0.50	44	715	169.5
	250	253	1.80	33.4	1.89	56	1.00	44	715	243.0
	250	253	1.80	34.7	1.89	56	0.50	46	1352	175.4
	250	253	1.80	36.0	1.89	56	1.00	46	1352	228.3
	250	253	1.80	23.5	1.89	56	1.00	115	1284	206.8
	250	253	1.80	24.3	1.89	56	1.00	112	1284	182.3
	250	253	1.80	22.5	1.89	56	1.00	60	1372	190.1
	250	253	1.80	23.5	1.89	56	1.00	44	715	190.1
Maruyama ve Zhao (1994)	150	250	2.50	36.2	0.55	94	0.12	94	1308	59.0
	150	250	2.50	38.3	0.55	94	0.24	84	1308	84.0
	150	250	2.50	35.0	1.05	94	0.12	94	1308	73.0
	150	250	2.50	33.1	1.10	94	0.24	94	1308	89.0
	150	250	2.50	31.3	1.39	94	0.24	94	1308	95.0
	150	250	2.50	30.5	2.11	94	0.24	94	1308	120.0
	150	250	2.50	30.5	2.11	94	0.18	94	1308	86.0
	150	250	2.50	31.3	2.11	94	0.15	94	1308	75.0
	150	250	2.50	34.9	2.11	94	0.12	94	1308	83.0
Okamoto ve diğ. (1994)	250	253	1.20	37.7	1.71	61	1.05	61	822	271.7
	250	253	1.20	37.3	1.71	61	1.05	61	822	252.1
	250	253	1.80	37.7	1.71	61	1.05	61	822	264.9
	250	253	1.80	32.9	1.71	61	0.51	113	903	158.9
	250	253	1.80	37.3	1.71	61	1.03	113	903	267.8
	250	253	1.20	37.7	1.71	61	1.03	113	903	278.6
	250	253	1.80	32.9	1.71	61	1.03	113	903	286.5

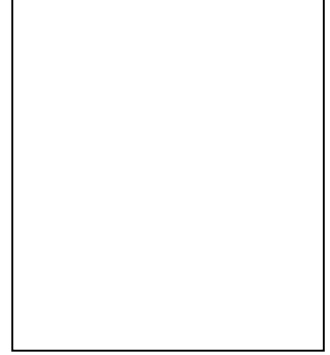
Çizelge A.1 (devam) : FRP enine donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için deneysel veriler.

Araştırmacılar	Geometrik özellik		a/d	Beton özellği	Boyuna donatı çubuğunun özellği		Enine donatı çubuğunun özellikli			V _{exp} (kN)
	b _w (mm)	d (mm)		f _c (MPa)	ρ _f (%)	E _f (GPa)	ρ _{fw} (%)	E _{fw} (GPa)	f _{fwu} (MPa)	
Nakamura ve Higai (1995)	200	250	3.00	35.4	1.61	29	0.35	31	828	83.0
	200	250	3.00	33.4	1.61	29	0.35	31	828	100.0
	200	250	3.00	35.2	1.61	29	0.18	31	828	56.0
	200	250	3.00	35.2	1.61	29	0.18	31	828	66.0
Zhao ve diğ. (1995)	150	250	3.00	34.3	3.03	105	0.42	39	1100	113.0
	150	250	3.00	34.3	3.03	105	0.42	100	1300	125.9
	150	250	3.00	34.3	2.27	105	0.42	39	1100	116.2
	150	250	2.00	34.3	1.51	105	0.42	39	1100	123.3
Maruyama ve Zhao (1996)	150	250	2.50	34.0	1.07	100	0.43	30	600	110.0
	150	250	2.50	34.0	1.07	100	0.43	30	600	107.0
	150	250	2.50	34.0	1.07	100	0.43	30	600	148.0
	150	250	2.50	34.0	1.07	100	0.43	30	600	131.0
	300	500	2.50	29.5	1.07	100	0.86	30	600	370.0
Vijay ve diğ. (1996)	150	265	1.90	44.8	1.43	54	0.83	142	655	126.8
	150	265	1.90	44.8	1.43	54	0.56	142	655	115.0
	150	265	1.90	31.0	0.67	54	0.83	142	655	123.2
	150	265	1.90	31.0	0.67	54	0.56	142	655	123.3
Alsayed ve diğ. (1997)	200	310	3.20	35.5	1.37	36	0.21	42	565	68.5
	200	310	3.20	35.5	1.37	36	0.21	42	565	95.8
	200	309	2.40	35.2	1.28	43	0.40	42	565	111.6
Duranovic ve diğ. (1997)	150	210	3.30	39.8	1.31	45	0.35	45	750	49.0
	150	210	2.20	39.8	1.31	45	0.35	45	750	67.0
Alsayed (1998)	200	310	3.20	35.5	1.37	36	0.21	42	565	68.5
	200	310	2.40	35.7	1.29	43	0.40	42	565	108.9

Çizelge A.1 (devam) : FRP enine donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için deneysel veriler.

Araştırmacılar	Geometrik özellik		a/d	Beton özelligi	Boyuna donatı çubuğunun özelligi		Enine donatı çubuğunun özelliği			V _{exp} (kN)
	b _w (mm)	d (mm)		f _c (MPa)	ρ _f (%)	E _f (GPa)	ρ _{fw} (%)	E _{fw} (GPa)	f _{fw} (MPa)	
Shehata ve diğ. (2000)	135	470	3.20	50.0	1.25	137	0.36	137	1730	305.0
	135	470	3.20	50.0	1.25	137	1.07	41	640	304.5
Niewels (2008)	300	441	3.00	48.3	3.65	63	0.25	31	322	252.0
	300	441	3.00	48.3	3.65	63	0.54	31	322	362.0
	300	441	3.00	43.3	3.65	63	0.38	31	322	240.0
	300	412	3.20	43.3	3.25	44	0.39	49	524	301.0
	300	412	3.20	46.8	3.25	44	0.14	49	524	220.0
	300	412	3.20	46.8	3.25	44	0.24	49	524	266.0
Ahmed ve diğ. (2010b)	180	600	3.30	42.2	1.17	200	0.26	130	1538	376.0
	180	600	3.30	35.0	1.17	200	0.39	130	1538	440.0
Said ve diğ. (2016)	120	260	2.00	19.6	1.09	32	0.43	32	640	77.0
	120	260	2.00	19.6	1.09	32	0.61	32	640	88.0
	120	260	2.00	19.6	1.09	32	0.92	32	640	99.5
	120	260	2.00	38.4	1.45	32	0.43	32	640	115.0
	120	260	2.00	38.4	1.45	32	0.61	32	640	128.5
	120	260	2.00	38.4	1.45	32	0.92	32	640	152.0
Vora ve Shah (2016)	230	280	1.79	34.7	1.14	47.3	0.25	48.4	891	102.8
	230	280	1.79	34.7	1.14	47.3	0.25	48.4	891	111.5
	230	280	1.79	34.7	1.14	47.3	0.22	48.4	891	94.1
	230	280	1.79	34.7	1.14	47.3	0.22	48.4	891	130.7
	230	280	2.33	34.7	1.14	47.3	0.22	48.4	891	59.3
	230	280	2.33	34.7	1.14	47.3	0.22	48.4	891	104.6
	230	280	2.33	34.7	1.14	47.3	0.21	48.4	891	90.6
	230	280	2.33	34.7	1.14	47.3	0.21	48.4	891	66.2
	230	280	2.69	34.7	1.28	47.3	0.19	48.4	891	49.5
	230	280	2.69	34.7	1.28	47.3	0.19	48.4	891	66.2
	230	280	2.69	34.7	1.28	47.3	0.21	48.4	891	55.8
	230	280	2.69	34.7	1.28	47.3	0.21	48.4	891	59.3

ÖZGEÇMİŞ



Ad-Soyad : Gökhan Barış SAKCALI

Doğum Tarihi ve Yeri :

E-posta :

ÖĞRENİM DURUMU:

- **Önlisans** : 2016, Süleyman Demirel Üniversitesi, Teknik Bilimler Meslek Yüksekokulu, İnşaat Bölümü, İnşaat Teknoloji Programı
- **Önlisans** : Devam, Atatürk Üniversitesi, Açık ve Uzaktan Öğretim Fakültesi, Bilgisayar Teknolojileri Bölümü, Bilgisayar Programcılığı Programı
- **Lisans** : 2013, Süleyman Demirel Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İnşaat Mühendisliği Programı
- **Lisans** : Devam, Bursa Uludağ Üniversitesi, Mimarlık Fakültesi, Mimarlık Bölümü, Mimarlık Programı
- **Yüksek Lisans** : 2016, Süleyman Demirel Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, İnşaat Mühendisliği Programı
- **Yüksek Lisans** : 2021, Bursa Teknik Üniversitesi, İş Sağlığı ve Güvenliği Anabilim Dalı, İş Sağlığı ve Güvenliği Programı

MESLEKİ DENEYİM VE ÖDÜLLER:

- 2014, Araştırma Görevlisi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ardahan Üniversitesi
- 2014, İnşaat Mühendisi, Arslan Group Kentsel Dönüşüm
- 2016-Devam, Araştırma Görevlisi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Bursa Teknik Üniversitesi

ESERLER, SUNUMLAR VE PATENTLER:

- **Sakcalı, G. B.,** Tekeli, H., & Demir, F. (2017). Betonarme binalardaki perde duvar miktarının bina performansına etkisi, *Sakarya Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 21(2), 157-168.
- Yüksel, İ., & **Sakcalı, G. B.** (2017). Zemin katı korozyona maruz kalmış bir binanın performans değerlendirmesi, *4. Uluslararası Deprem Mühendisliği ve Sismoloji Konferansı* (4.UDMSK), Eskişehir.
- Yüksel, İ., & **Sakcalı, G. B.** (2018). Zemin katı korozyona maruz kalmış bir binanın performans değerlendirmesi, *Eskişehir Teknik Üniversitesi Bilim ve Teknoloji Dergisi B-Teorik Bilimler*, 6, 152-162.
- Gönül, A., **Sakcalı, G. B.,** & Gümüş, İ. (2018). An examination of concrete arch of Irgandı Bridge through finite element method, *International Conference on Innovative Engineering Applications* (CIEA-2018), Sivas,150-157.
- **Sakcalı, G. B.,** & Gönül, A. (2018). The effect of variation in length on structure of historical bridge arches, *International Conference on Innovative Engineering Applications* (CIEA-2018), Sivas,158-156.
- **Sakcalı, G. B.,** & Yüksel, İ. (2018). Performance evaluation of a RC building exposed to rebar corrosion from one or two facades, *13th International Congress on Advances in Civil Engineering* (ACE2018), İzmir.
- **Sakcalı, G. B.,** & Yüksel, İ. (2018). Time dependent degradations in earthquake resistant structures corrosion damages on RC elements, *2nd International Symposium on Natural Hazards and Disaster Management* (ISHAD2018), Sakarya, May 04-06.
- **Sakcalı, G. B.,** Gönül, A., & Yüksel, İ. (2019). Seismic behavior of historical masonry bridges: The case study of Irgandı Bridge, *International Journal of Architectural Engineering Technology*, 6, 24-32.
- **Sakcalı, G. B.,** & Parlak İ. E. (2019). Determination of RC building shear wall ratio according to different soil classification, *VI. International Earthquake Symposium Kocaeli 2019*, (IESKO2019), Kocaeli, 358-361, September 25-27.
- **Sakcalı, G. B.,** & Yüksel, İ. (2019). Korozyona maruz kalmış betonarme köprünün deprem performansının incelenmesi, *International Science and Engineering Applications Symposium on Hazards 2019* (ISESH2019), 11-20.
- **Sakcalı, G. B.** (2019). Betonarme binalarda perde duvar oranının farklı parametrelere göre incelenmesi, *International Conference On Earthquake Engineering And Seismology* (5ICEES), October 8-11.
- Gönül, A., & **Sakcalı, G. B.** (2019). Tarihi Irgandı Köprüsünün deprem performansı, *International Conference On Earthquake Engineering And Seismology* (5ICEES), October 8-11.
- **Sakcalı, G. B.,** & Gönül, A. (2019). Tarihi Sokullu Mehmet Paşa Köprüsü doğrusal dinamik analizi ve kültür mirasının değerlendirilmesi, *4. Köprüler ve Viyadükler Sempozyumu* (4.KVS), Ankara, Kasım 1-2.
- **Sakcalı, G. B.,** Gönül, A., & Parlak, İ. E. (2020). Göçme yükü etkisindeki köprü kemerlerinin yapısal davranışı, *Politeknik Dergisi*, 23(4), 929-939.

- **Sakcali, G. B., & Yüksel, İ.** (2021). Farklı seviyelerde korozyona uğramış bir köprünün hasar görülebilirlik analizi, *9. Türkiye Deprem Mühendisliği Konferansı* (9.TCEE), June 2-3.
- **Sakcali, G. B., & Yüksel, İ.** (2022). Eğik eğilme etkisindeki betonarme kolonların moment-eğrilik ilişkisi için yapay sinir ağ modeli, *Politeknik Dergisi*, 25(3), 1167-1183.
- **Yüksel, İ., & Sakcali, G. B.** (2022). Effects of reinforcement corrosion on reinforced concrete buildings, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings*, 175(3), 244-258.
- **Sakcali, G. B., Öztürk, Y., Çelik, İ. D., & Davraz, M.** (2022). The effect of new generation polyurethane wall block on single span steel frame behavior, *Journal of Building Engineering*, 48, 103986.
- **Sakcali, G. B., Gönül, A., Bağbancı, M. B., & Yüksel, İ.** (2022). Linear/nonlinear dynamic analysis and prediction of failure mechanism of Irgandi Bridge, *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 66(4), 1248-1261.
- **Sakcali, G. B., Yüksel, İ. & Sağıroğlu, S.** (Kabul edildi). Beton içindeki düz yüzeyli ve kum kaplı donatı çubuğu aderans davranışının eğilmede aderans yöntemiyle deneysel ve sayısal olarak incelenmesi, *Politeknik Dergisi*.