

**T.C.
SAKARYA UYGULAMALI BİLİMLER ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ**

**REAKTİF PUDRA BETONUNDAN ÜRETİLEN ÖNGERİLMELİ
KİRİŞLERİN EĞİLME ALTINDAKİ DAVRANIŞININ
İNCELENMESİ**

DOKTORA TEZİ

Kutalmış Recep AKÇA

Enstitü Anabilim Dalı : İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ

Tez Danışmanı : Prof. Dr. Metin İPEK

Mart 2022

T.C.
SAKARYA UYGULAMALI BİLİMLER ÜNİVERSİTESİ
LİSANSÜSTÜ EĞİTİM ENSTİTÜSÜ

REAKTİF PUDRA BETONUNDAN ÜRETİLEN ÖNGERİLMELİ
KİRİŞLERİN EĞİLME ALTINDAKİ DAVRANIŞININ
İNCELENMESİ

DOKTORA TEZİ
Kutalmış Recep AKÇA

Enstitü Anabilim Dalı : İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ

Bu tez 17/03/2022 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oybirliği ile kabul edilmiştir.

JÜRİ	BAŞARI DURUMU
Jüri Başkanı: Prof. Dr. Kemalettin YILMAZ	Başarılı
Üye: Prof. Dr. Metin İPEK	Başarılı
Üye: Prof. Dr. Özkan ÖZDEMİR	Başarılı
Üye: Doç. Dr. Mehmet EMİROĞLU	Başarılı
Üye: Doç. Dr. Ferhat AYDIN	Başarılı

BEYAN

Tez içindeki tüm verilerin akademik kurallar çerçevesinde tarafımdan elde edildiğini, görsel ve yazılı tüm bilgi ve sonuçların akademik ve etik kurallara uygun şekilde sunulduğunu, kullanılan verilerde herhangi bir tahrifat yapılmadığını, başkalarının eserlerinden yararlanılması durumunda bilimsel normlara uygun olarak atıfta bulunulduğunu, tezde yer alan verilerin bu üniversite veya başka bir üniversitede herhangi bir tez çalışmasında kullanılmadığını beyan ederim.

Kutalmış Recep Akça

17/03/2022

TEŞEKKÜR

Doktora eğitimim boyunca değerli bilgi ve deneyimlerinden yararlandığım, her konuda bilgi ve desteğini almaktan çekinmediğim, araştırmanın planlanmasından yazılmasına kadar tüm aşamalarında yardımlarını esirgemeyen, çok değerli danışman hocam Prof. Dr. Metin İPEK'e teşekkürlerimi sunarım.

Çalışmalarım sırasında her anlamda katkılarına minnettar olduğum Prof. Dr. Özkan ÖZDEMİR'e ve Doç. Dr. Ferhat AYDIN'a; değerli çalışma arkadaşlarım, Dr. Hakan ÖZTÜRK'e, Dr. Aydın DEMİR'e, Arş. Gör. Abdulhalim AKKAYA'ya, Arş. Gör. İyad CEYHUNLU'ya, Arş. Gör. Adahi ŞAHİN'e, Arş. Gör. Kadir KOCAMAN'a, Arş. Gör. Burhan NAVDAR'a, Arş. Gör. Ahmet SERDAR'a, Dr. Cemal YILMAZ'a ve Teknisyen Sn. Sami GÜRSES'e; öngermeli giriş elemanların üretimi konusunda fabrika imkanlarını açarak desteklerini esirgemeyen ATAY Prefabrike İnşaat firma sahibi Sn. Seyfullah ATAY'a, İnşaat Mühendisi Sn. Bülent SANCAR'a ve tüm fabrika çalışanlarına; çimento temini konusunda desteklerini esirgemeyen Nuh Çimento Genel Müdürü Sn. Halim TEKKEŞİN'e sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Ayrıca, bu çalışmanın maddi açıdan desteklenmesine olanak sağlayan Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri (BAP) Komisyon Başkanlığına (Proje No: 2019-50-02-73) teşekkür ederim.

Son olarak, bu yaşıma gelene kadar manevi olarak her daim desteğini ve dualarını hissettiğim, hakkını asla ödeyemeyeceğim çok kıymetli annem Sema AKÇA'ya, pozitif enerjisi ile yüzümü güldüren, varlığıyla motive olduğum çok kıymetli nişanlım Nisa ÇAĞLAR'a; halam, teyzem ve amcam başta olmak üzere tüm sevdiklerime, ve de uzun yıllardır gayret sarf ettiğim doktora sürecimin bitmesini sabırla ve heyecanla bekleyen, maddi ve manevi en büyük destekçilerimden olan, tez yazım sürecimin tamamlanmasına kısa bir süre kala kaybettiğim ve yeri hiçbir zaman dolmayacak canımdan çok sevdiğim babam Recai AKÇA'ya teşekkürü bir borç bilirim.

İÇİNDEKİLER

BEYAN.....	i
TEŞEKKÜR	ii
İÇİNDEKİLER	iii
KISALTMALAR	vi
SİMGELER	vii
TABLolar LİSTESİ.....	xii
ŞEKİLLER LİSTESİ.....	xiii
ÖZET.....	xvi
SUMMARY	xvii
BÖLÜM 1. GİRİŞ	1
BÖLÜM 2. ULTRA YÜKSEK PERFORMANSLI BETON	6
2.1. UYPB'nin Tarihsel Gelişimi	6
2.2. UYPB Temel İlkeleri.....	7
2.3. UYPB Karışım Bileşenleri	9
2.4. UYPB Karıştırma Yöntemi	14
2.5. UYPB Yerleştirme ve Sıkıştırma Yöntemi	15
2.6. UYPB Kür Yöntemi	15
2.7. Sahip Olduğu Özellikler ve Sunduğu Avantajlar	18
2.8. Kullanım Alanları.....	22
2.9. Dünya Genelindeki UYPB Standartları ve Standardizasyon Çalışmaları.....	27
BÖLÜM 3. ÖNGERİLMELİ BETON	34
3.1. Öngerilmeli Betonun Tarihsel Gelişimi	35
3.2. Öngerilmeli Betonun Sağladığı Avantajlar	37
3.3. Öngerilme Çeliklerinin Malzeme Özellikleri.....	38
3.4. Öngerilmeli Beton Temel Prensipleri.....	40
3.5. Öngerilmeli Betonun Yapısal Davranışı	42
3.6. Emniyet Gerilmeleri	45
3.7. Gerilme Kayıpları.....	46
3.7.1. Ani gerilme kayıpları.....	47
3.7.2. Zamana bağlı gerilme kayıpları.....	48
3.7.2.1. Sünmeden kaynaklanan kayıp	48

3.7.2.2. Rötreden kaynaklanan kayıp.....	49
3.7.2.3. Gevşemeden kaynaklanan kayıp.....	49
3.8. Hoyer Etkisi ve Aktarma Mesafesi	49
BÖLÜM 4. LİTERATÜR ÖZETİ	53
4.1. UYPB Malzeme Özellikleri Üzerine Yapılan Çalışmalar.....	53
4.2. UYPB'nin Yapısal Boyutta Kullanımı Üzerine Yapılan Çalışmalar	62
4.3. Özgün Değer.....	72
BÖLÜM 5. MALZEME VE YÖNTEM.....	73
5.1. Deneysel Çalışmada Kullanılan Malzemeler	73
5.2. Deneysel Çalışmada İzlenen Yöntem.....	77
5.2.1. Beton üretimi ve deneyleri	78
5.2.1.1. Karıştırma	78
5.2.1.2. Kür	79
5.2.1.3. Agrega granülometrisinin optimizasyonu.....	80
5.2.1.4. UYPB deneme üretimleri deneysel programı	83
5.2.1.5. Yapılan beton deneyleri	86
5.2.2. Öngermeli kiriş üretimi ve deneyleri	91
5.2.2.1. Kiriş kesit bilgileri	91
5.2.2.2. Deney serileri	93
5.2.2.3. Üretim	94
5.2.2.4. Deney düzeneği.....	97
BÖLÜM 6. DENEYSEL ÇALIŞMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA	100
6.1. Beton Deneyleri.....	100
6.1.1. Taze beton deneyleri	100
6.1.2. Sertleşmiş beton deneyleri	101
6.1.2.1. UB serisi	101
6.1.2.2. UN serisi	106
6.1.2.3. Gerilme-birim şekildeğiştirme davranışları (UB ve UN serileri).....	111
6.1.2.4. Nihai beton karışımlarının fiziksel ve mekanik özellikleri.....	115
6.1.2.5. Eğilmede boyut etkisi	119
6.2. Kiriş Deneyleri	119
6.3. Aderans Deneyleri.....	132
BÖLÜM 7. ANALİTİK ÇALIŞMA SONUÇLARI	137
7.1. Gerilme Kayıpları.....	137
7.2. Moment Taşıma Kapasitesi (N Serisi)	139
7.3. Kesme Taşıma Kapasitesi (N Serisi).....	140
7.3.1. TS 3233	141
7.3.2. ACI 318-19.....	143
7.4. Moment Taşıma Kapasitesi (U Serisi)	145
7.5. Kesme Taşıma Kapasitesi (U Serisi).....	149
7.6. PSM-VEM Model	151
7.7. Lif Yönlendirilmesinin Çekme Dayanımına Etkisi	152
7.8. Analitik Çalışmadan Elde Edilen Bulgular	153

BÖLÜM 8. MALİYET ANALİZİ	165
BÖLÜM 9. SONUÇ VE ÖNERİLER.....	168
KAYNAKLAR	181
EKLER.....	199



KISALTMALAR

AC	: Agrega Karışımı
DS	: Doğal Silis Kumu
KK	: Kırma Kuvars Kumu
KP	: Kuvars Pudrası
RPB	: Reaktif Pudra Betonu
SD	: Silis Dumanı
UYPB	: Ultra Yüksek Performanslı Beton

SİMGELER

a	: Kesme açıklığı
a/d	: Kiriş kesme açıklığının kesit faydalı yüksekliğine oranı
A_c	: Kiriş kesit alanı
A_f	: Lif kesit alanı
A_{fv}	: Lif etkinlik alanı
A_{ps}	: Öngerme donatısı kesit alanı
A_s	: Çekme donatı kesit alanı
A_s'	: Basınç donatısı kesit alanı
A_{sw}	: Kayma donatısı olarak kullanılan etriye kollarının toplam alanı
b_w	: Kesit gövde kalınlığı
c	: Tarafsız eksen mesafesi
C_{cu}	: Betonun sünme katsayısı
d	: Elek çapı
d	: Faydalı yükseklik
d_b	: Toron çapı
d_f	: Lif çapı
d_p	: Toron faydalı yüksekliği
d_{st}	: Çekme donatısı faydalı yüksekliği
d_{st}'	: Basınç donatısı faydalı yüksekliği
D	: Donatı çapı
D_{max}	: Maksimum agregatane boyutu
E_c	: Betonun elastisite modülü
E_f	: Lifin elastisite modülü
E_p	: Öngerilme donatısı elastisite modülü
e	: Kablo ağırlık merkezinin kesit ağırlık merkezine olan mesafesi
f_1	: Birim şekildeğiştirmenin 0,00005 olduğu andaki gerilme değeri
f_c	: Beton basınç dayanımı

f_{ck}	: 28 günlük karakteristik beton basınç dayanımı
f_{cjk}	: Aktarma anındaki karakteristik beton basınç dayanımı
f_{ct}	: Lifler tarafından sağlanan çekme dayanımı
$f_{ct,fl}$	: Beton eğilme dayanımı
$f_{p0,1k}$	: Öngerme çeliğinin % 0,1'lik kalıcı uzamaya karşılık gelen karakteristik çekme gerilmesi (akma dayanımı)
f_{pi}	: Aktarmadan hemen sonra torondaki başlangıç öngerilmesi
f_{pk}	: Öngerme çeliğinin karakteristik çekme dayanımı
f_{ps}	: Kiriş taşıma kapasitesine ulaştığında toronun alacağı gerilme değeri
f_{py}	: Öngerme çeliğinin akma dayanımı
f_{se}	: Tüm kayıplardan sonra toronda kalan efektif gerilme
f_{tf}	: Lifler tarafından sağlanan çekme dayanımı
f_y	: Donatı akma dayanımı
f_{ywd}	: Kesme donatısının akma dayanımı
F_c	: Beton basınç kuvveti
F_p	: Öngerme toronu çekme kuvveti
F_s	: Çelik donatı çekme kuvveti
F_s'	: Çelik donatı basınç kuvveti
G	: Kiriş kesitinin ağırlık merkezi
G_m	: Beton matrisinin kayma modülü
h	: Kesitin toplam derinliği
I	: Atalet momenti
$I_5, I_{10}, I_{20}, I_{30}$	: Tokluk indeksleri
k	: Öngerilmenin kesme kapasitesine katkısını ifade eden katsayı
K	: Kılcal su emme katsayısı
$K_{f,max}$	: Global lif yönlenme katsayısının maksimum değeri
l_f	: Lif uzunluğu
L_b	: Ek kenetlenme mesafesi
L_e	: Gömme derinliği
L_t	: Aktarma mesafesi
M_0	: Kesit faydalı yüksekliği “d”de “0” gerilme oluşturacak moment
M_{cre}	: Dış yükler sebebiyle kesitte eğilme çatlağına neden olan moment
M_d	: Hesap moment değeri
M_{max}	: Dış yükler nedeniyle kesitte oluşan maksimum moment

M_q	: Dış yüklere bağlı oluşan moment değeri
M_s	: Kirişin kendi ağırlığından kaynaklı moment değeri
M_t	: Kirişe etkiyen yüke bağlı toplam moment değeri
M_u	: Moment taşıma kapasitesi
Q	: Emilen su miktarı
P	: Elekten geçen % miktar
P_0	: Uygulanan ilk öngerilme yükü
P_{ef}	: Efektif (etkin) öngerilme yükü
P_i	: Başlangıç öngerilme yükü
$P_{M,Res}$	: Moment taşıma kapasitesine karşılık gelen göçme yükü
P_{max}	: Öngerme esnasında aktif uca uygulanacak maksimum kuvvet
$P_{res}^{deneyssel}$	: Deneyssel olarak elde edilen göçme yükü
P_{res}^{teorik}	: Teorik olarak elde edilen göçme yükü
$P_{V,Res}$	: Kesme taşıma kapasitesine karşılık gelen göçme yükü
r_f	: Lif yarıçapı
$R_{M,N}$	: Kalıntı dayanım faktörleri
R_e	: Donatı/toron akma dayanımı
R_m	: Donatı/toron çekme dayanımı
s	: Etriye adım aralığı
V_{agr}	: Agreganın hacmi
V_c	: Betonun kesme taşıma kapasitesi
V_{cr}	: Çatlağın çekme bölgesi uç lifinde oluşması durm. betonun kesme kp.
V_{cw}	: Çatlağın gövdede oluşması durumunda betonun kesme kp.
V_d	: Hesap kesme kuvveti
V_f	: Liflerin kesme taşıma kapasitesi
V_p	: Efektif öngerilme kuvvetinin düşey bileşeni
V_u	: Kesme taşıma kapasitesi
V_w	: Etriyelerin kesme taşıma kapasitesi
W_1, W_2	: Alt life ve üst life göre mukavemet momenti
W_{agr}	: Agreganın ağırlığı
y	: Kesit ağırlık merkezinden “d” derinliğine olan mesafe
y_1	: Kiriş ağırlık merkezinden en alt life olan mesafe
y_2	: Kiriş ağırlık merkezinden en üst life olan mesafe
z	: Manivela kolu

α_f	: Lif narinlik oranı
Δ	: Birim hacim ağırlık
$\Delta\sigma_{p,el}$	: Elastik kısalmadan kaynaklı gerilme kaybı
$\Delta\sigma_{gevşeme}$	: Gevşemeden (rölaksasyon) kaynaklı gerilme kaybı
$\Delta\sigma_{p,rötre}$	: Rötreden dolayı oluşan gerilme kaybı
$\Delta\sigma_{p,sünme}$	: Sünmeden dolayı oluşan gerilme kaybı
δ	: Özgül ağırlık, sehim miktarı
δ_{cu}	: Özgül sünme değeri
ε_2	: Basınç dayanımının %40'ı gerilmeye karşılık gelen birim şd.
ε_{pt}	: Toronun birim şekildeğiştirmesi
$\varepsilon_{rötre}$	: Betonun rötre birim deformasyonu
ε_{st}	: Donatının birim şekildeğiştirmesi
$\varepsilon_{sünme}$	: Betonun sünme birim deformasyonu
γ_{cf}, γ_E	: Malzeme güvenlik katsayıları
γ_p	: Toron tipi ile ilişkili katsayı
η_0	: Lifin yönlenmesi ile ilişkili etkinlik katsayısı
η_b	: Lifin aderansı ile ilişkili etkinlik katsayısı
η_l	: Lifin uzunluğu ile ilişkili etkinlik katsayısı
λ	: Beton tipi ile ilişkili katsayı
λ_f	: Lif geometrisi ile ilişkili katsayı
ρ	: Kiriş kesitinin randıman katsayısı
ρ	: Çekme donatısı oranı
ρ'	: Basınç donatısı oranı
ρ_f	: Hacimce lif oranı
ρ_p	: Öngerme donatısı oranı
σ_1	: Kiriş kesitinin en alt lifinde oluşacak gerilme
σ_2	: Kiriş kesitinin en üst lifinde oluşacak gerilme
σ_{ci}	: Öngerme donatısı ağırlık merkezi seviyesindeki beton gerilmesi
σ_{cp}	: Kesit ağırlık merkezinde öngerilmeden oluşan basınç gerilmesi
σ_{cpd}	: Öng. elemanın d derinliğinde yalnız öngerilmeden oluşan beton gerl.
σ_{ct}	: Asal çekme gerilmesi sınır değeri
σ_p	: Toronun göçme öncesinde aldığı maksimum gerilme
σ_{p0}	: Kabloya uygulanan ilk gerilme (kayıplardan önce torondaki gerilme)
$\sigma_{p,max}$	: Kabloya uygulanabilecek en büyük gerilme

σ_{pef}	: Kayıplardan sonra kalan efektif (etkin) öngerilme
σ_{ps}	: Eleman dayanımına ulaştığında öngerilme donatısındaki gerilme
$\sigma_{Rd,f}$	: Lifli kesitin çatlak sonrası artık çekme dayanımı
σ_s	: Donatının göçme öncesinde aldığı maksimum gerilme
θ	: Asal basınç gerilmesi ile kiriş eksenindeki açı
τ	: Aderans gerilmesi
τ_b	: Aderans dayanımı
τ_c	: Betonun taşıma gücü kayma gerilmesi



TABLÖLER LİSTESİ

Tablo 2.1	: Sherbrooke yaya köprüsü 1 m ³ UYPB bileşimi.....	24
Tablo 2.2	: Dünya genelindeki başlıca UYPB tasarım kılavuz ve standartları.	29
Tablo 2.3	: UYPB basınç dayanım sınıfları (NF P 18-470)	30
Tablo 2.4	: Çekme davranışına göre UYPB sınıfları (NF P 18-470).	31
Tablo 2.5	: Kür durumuna göre UYPB sınıfları (NF P 18-470).....	31
Tablo 2.6	: UYPB dayanım sınıfları (GB/T 31387).	31
Tablo 3.1	: Beton için emniyet gerilmeleri.....	45
Tablo 5.1	: Bağlayıcıların kimyasal bileşenleri (%).	74
Tablo 5.2	: Bağlayıcıların fiziksel özellikleri.	74
Tablo 5.3	: Kumların kimyasal bileşenleri (%) ve fiziksel görünüşleri.	75
Tablo 5.4	: Agregaların birim ağırlık ve özgül ağırlık değerleri.	75
Tablo 5.5	: Kimyasal katkının fiziksel özellikleri.	75
Tablo 5.6	: Çelik liflerin teknik özellikleri.	76
Tablo 5.7	: Donatı çeliği mekanik özelliklerinin standart değerler ile karşılaştırılması.	77
Tablo 5.8	: Toron mekanik özelliklerinin standart değerler ile karşılaştırılması.....	77
Tablo 5.9	: Agregalar karışımlarının çimento ağırlığına göre oranları.....	81
Tablo 5.10	: UYPB serilerinin karışım oranları.	84
Tablo 5.11	: UYPB serilerinin kodlaması ve açıklamaları.	85
Tablo 5.12	: Kiriş kesitine ait sayısal bilgiler.	92
Tablo 5.13	: Kiriş deney serileri.	93
Tablo 6.1	: UB serisi mekanik özellikleri.....	102
Tablo 6.2	: UN serisi mekanik özellikleri.....	107
Tablo 6.3	: UYPB serilerinin elastisite modülü değerleri.	111
Tablo 6.4	: UYPB elastisite modülü değerlerinin karşılaştırılması (GPa cinsinden).	115
Tablo 6.5	: Nihai beton karışımlarının fiziksel ve mekanik özellikleri.	115
Tablo 6.6	: UYPB nihai karışımının tokluk indeksleri ve kalıntı dayanım faktörleri.....	117
Tablo 6.7	: Karakteristik yük (P) ve moment (M) değerleri.....	120
Tablo 6.8	: Kiriş numunelerinin deformasyon kapasiteleri.	130
Tablo 6.9	: Çekip-çıkarma deney sonuçları.....	132
Tablo 7.1	: Deney kirişlerinin hesap ve gerçek taşıma kapasiteleri.	154
Tablo 7.2	: Toron çapı büyütülen kirişlerdeki hesap taşıma kapasiteleri.	155
Tablo 7.3	: Toron çapı büyütülen N serisi kirişlerde kapasite artışları.....	161
Tablo 7.4	: Toron çapı büyütülen U serisi kirişlerde kapasite artışları.....	161
Tablo 8.1	: Ultra yüksek performanslı betonun maliyeti (1 m ³ için).....	165
Tablo 8.2	: Deney kirişlerinin birim maliyetleri.....	166

ŞEKİLLER LİSTESİ

Şekil 1.1	: Betonun tarihsel gelişimi	1
Şekil 1.2	: Ultra yüksek performanslı beton özellikleri.....	2
Şekil 2.1	: Farklı dayanımlara sahip betonlarda gerilme-şekil değiştirme davranışı	9
Şekil 2.2	: Silis dumanının etkisi a) Çimento pastası b) SD içeren çimento pastası ...	11
Şekil 2.3	: Silis dumanının dayanıma katkısı	11
Şekil 2.4	: Çelik lif çeşitleri	13
Şekil 2.5	: Çelik lifin UYPB basınç davranışına etkisi	13
Şekil 2.6	: UYPB karıştırıcı tipleri.	14
Şekil 2.7	: Karıştırma işlemi sırasında güç tüketimi.....	15
Şekil 2.8	: UYPB yüzey görünümü (“fil derisi” oluşumu).....	16
Şekil 2.9	: Tipik bir UYPB çekme davranışı.....	20
Şekil 2.10	: Tipik bir UYPB eğilme davranışı	20
Şekil 2.11	: Eşit moment taşıma kapasitesine sahip kirişlerin karşılaştırılması	22
Şekil 2.12	: Sherbrooke yaya köprüsü.....	24
Şekil 2.13	: Seonyu yaya köprüsü	25
Şekil 2.14	: Shepherds ırmağı köprüsü.....	25
Şekil 2.15	: Mimari UYPB uygulamaları.	26
Şekil 2.16	: La République Köprüsü	27
Şekil 2.17	: Çeşitli UYPB ürünleri (Url-1).....	27
Şekil 3.1	: Basit mesnetli betonarme kirişte kuvvet çiftleri.....	34
Şekil 3.2	: İlk çağlarda öngerilme uygulaması	35
Şekil 3.3	: İlk doğrusal öngerilme uygulaması	36
Şekil 3.4	: Öngerme toronu.	39
Şekil 3.5	: Tipik öngerme çeliğinin gerilme-birim def. eğrisi a) Nawy (2009) b) EN 1992-1-1 (2009).....	40
Şekil 3.6	: Öngermeli elemanların üretim aşamaları a) öngerme işlemi b) beton dökümü c) öngerme kuvvetinin betona aktarılması.....	41
Şekil 3.7	: Öngermeli eleman üretimi a) çekme-sabitlenme işlemi b) kama ve kovanlar.	42
Şekil 3.8	: Öngerilmeli bir kirişte yük ve gerilme dağılımları.	43
Şekil 3.9	: Öngerilmeli bir beton kesitinde yükleme durumuna göre gerilme dağılımları.....	44
Şekil 3.10	: Tipik bir öngerilmeli kiriş yük-deplasman grafiği.....	44
Şekil 3.11	: Öngerme kuvvetinin zaman içindeki değişimi.....	47
Şekil 3.12	: Hoyer etkisi ve aktarma mesafesi a) Hoyer’in öngerme üretim yatağı b) öngerme mekanizması c) kesilen kirişler d) aktarmadan sonra oluşan kama etkisi	50
Şekil 3.13	: Torondaki gerilmenin uzunluk boyunca değişimi.....	51
Şekil 4.1	: Lif hacmine göre UYPB davranışı a) basınç b) eğilme	55

Şekil 4.2	: Hibrit lifli betonun temel prensibi.....	58
Şekil 4.3	: Farklı lif boylarının çatlak köprülemesi ve beton davranışına etkisi.	58
Şekil 5.1	: Çelik liflerin fiziksel görünümü.	76
Şekil 5.2	: Toron ve donatı çeliğinin gerilme-birim şekildeğiştirme eğrileri.	77
Şekil 5.3	: UYPB karışımları için kullanılan mikserler a) laboratuvar tipi b) endüstriyel tip.	79
Şekil 5.4	: Beton numunelerine yapılan kür uygulamaları.	80
Şekil 5.5	: Bilgisayar yazılımı yardımıyla paketlenme yoğunluğunun belirlenmesi...81	
Şekil 5.6	: Agrega karışımlarının sıkışık birim ağırlık değerleri.	82
Şekil 5.7	: Agrega granülometrisi.	83
Şekil 5.8	: UYPB eğilme testleri.	87
Şekil 5.9	: Kılcal su emme deneyi.	88
Şekil 5.10	: Çekip çıkarma numunelerinin teknik çizimi.	89
Şekil 5.11	: Çekip çıkarma deney düzeneği (deney öncesi ve sonrası görünüm).	89
Şekil 5.12	: Kama ve kovan takımı.	90
Şekil 5.13	: Üretilen geleneksel beton ve UYPB numunelerinin genel görünümü.	91
Şekil 5.14	: Deney kirişinin kesiti.	92
Şekil 5.15	: Deney serilerinin donatı düzeni.	94
Şekil 5.16	: Gerinim pullarının yapıştırılması.	95
Şekil 5.17	: Ayırıcı ahşap plakalar.	96
Şekil 5.18	: Kirişlerin üretimi a) beton dökümü öncesi b) geleneksel beton dökümü c) UYPB dökümü.....	97
Şekil 5.19	: Deney kirişlerine kür uygulaması.	97
Şekil 5.20	: Deney düzeneği.	98
Şekil 5.21	: Çerçeve deplasmanının ölçülmesi.	99
Şekil 6.1	: Taze beton akıcılık özellikleri a) Geleneksel beton b) UYPB.	101
Şekil 6.2	: Basınç dayanımı sonuçları (UB serisi).	102
Şekil 6.3	: Eğilme dayanımı ve tokluk sonuçları (UB serisi).	102
Şekil 6.4	: Basınç dayanımı-eğilme dayanımı ilişkisi (UB serisi).	104
Şekil 6.5	: Yük-sehim grafikleri (UB serisi).	105
Şekil 6.6	: Eğilme deneyi sonrası UB serisi numune görünümleri.	105
Şekil 6.7	: UB numunelerinde çatlak oluşumları a) genel görünüş b) alttan görünüş.....	106
Şekil 6.8	: Basınç dayanımı sonuçları (UN serisi).	107
Şekil 6.9	: Eğilme dayanımı ve tokluk sonuçları (UN serisi).	108
Şekil 6.10	: Numune yüzeylerindeki hava boşlukları a) UN3-A b) UN5.	108
Şekil 6.11	: Yük-sehim grafikleri (UN serisi).	110
Şekil 6.12	: Basınç dayanımı-eğilme dayanımı ilişkisi (UN serisi).	110
Şekil 6.13	: UYPB serilerinin gerilme-birim şekildeğiştirme eğrileri.....	111
Şekil 6.14	: DS ve KK kumu içeren UYPB numunelerinin basınç altındaki hasar görünümleri.....	112
Şekil 6.15	: UYPB serilerinin basınç dayanımı-elastisite modülü ilişkisi.	113
Şekil 6.16	: Nihai beton karışımlarının yük-sehim grafikleri.....	117
Şekil 6.17	: Öngermeli kiriş serilerinin yük-deplasman grafikleri.....	120
Şekil 6.18	: N1-15 ve U1-15 kirişlerinin deney sonrası görünümleri.	121
Şekil 6.19	: N2-30 ve U2-30 kirişlerinin deney sonrası görünümleri.	121
Şekil 6.20	: N3-45 ve U3-45 kirişlerinin deney sonrası görünümleri.	122
Şekil 6.21	: N4-120 ve U4-120 kirişlerinin deney sonrası görünümleri.	122

Şekil 6.22	: N5-120 ve U5-120 kirişlerinin deney sonrası görünüşleri.	122
Şekil 6.23	: U serisi kirişlerde donatı ve toron kopması.....	123
Şekil 6.24	: Toronlarda sıyrılma miktarının belirlenmesi.	124
Şekil 6.25	: Aderans sıyrılması-göçme anındaki deplasman ilişkisi (N serisi).	125
Şekil 6.26	: Gerinim pulu okumaları a) N serisi b) U serisi.	127
Şekil 6.27	: Deney sonrası kiriş içerisindeki donatı ve toronun görünümü (N serisi).	128
Şekil 6.28	: Çekip-çıkarma deney grafikleri.....	133
Şekil 6.29	: Çekip-çıkarma deneyi hasar türleri a) Geleneksel beton b) UYPB.	135
Şekil 7.1	: Gerilme kayıpları.	138
Şekil 7.2	: (a) Kiriş kesiti (b) Birim şekil değiştirme dağılımı (c) Gerilme dağılımı ve iç kuvvetler.	139
Şekil 7.3	: Betonarme kirişte çatlak türleri.....	144
Şekil 7.4	: UYPB'nin idealize edilmiş çekme davranışı.	146
Şekil 7.5	: (a) Kiriş kesiti (b) Birim şekil değiştirme diyagramı (c) Gerilme dağılımı ve iç kuvvetler.	148
Şekil 7.6	: Kesme çatlak açısı.....	150
Şekil 7.7	: Kesme ve eğilme çatlaklarına göre lif yönlenmeleri.....	153
Şekil 7.8	: Analitik çalışmaya göre beklenen göçme yüklerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.	160
Şekil 7.9	: Beton tipine bağlı olarak kırılma yükleri karşılaştırması.	160
Şekil 7.10	: Analitik çalışmaya göre beklenen göçme yükleri.	163

REAKTİF PUDRA BETONUNDAN ÜRETİLEN ÖNGERİLMELİ KİRİŞLERİN EĞİLME ALTINDAKİ DAVRANIŞININ İNCELENMESİ

ÖZET

Reaktif Pudra Betonu (RPB), Ultra Yüksek Performanslı Betonlar (UYPB) sınıfında bir özel beton türü olarak, geleneksel betonlara kıyasla çok daha üstün özelliklere sahiptir. Üretim yöntemi ve kullanılan malzemeler geleneksel betonlara göre farklılık göstermekle birlikte, UYPB'den istenilen performansın elde edilebilmesi için tüm bu süreçlerin çok daha hassas şekilde yerine getirilmesi kritik öneme sahiptir. Bunlardan birisi uzun süreli (en az 48 saat) sıcaklık kürüdür.

Öngerilme ise, geniş açıklıkların geçilmesi için geliştirilmiş ideal bir teknik olmakla birlikte, öngerilmeli beton tasarımına yeni bir yaklaşım getiren yeni nesil bir malzeme olarak görülen UYPB'nin günümüzdeki uygulamaları genellikle öngerilmeli yapılar üzerine olmuştur. Dünya üzerinde UYPB kullanılarak yapımı tamamlanmış çeşitli yapılar bulunmasına ve çok sayıda avantajına rağmen, ilgili tasarım kodlarının sınırlı olması ve sıcaklık kürünün uygulamada gerçekleştirilmesinin zorluğu sebebiyle UYPB'nin mühendislik uygulamalarında kullanımı kısıtlı kalmıştır.

Bu çalışmada, sıcaklık kürü uygulanmaksızın işlenebilirlik ve dayanım kriterlerini sağlayan ve yapısal uygulamalarda kullanılabilir bir UYPB karışımının geliştirilmesi ve bu karışımın bir yapı elemanında kullanılarak geleneksel betondan üretilen aynı elemanlar ile karşılaştırılması amaçlanmıştır. Öncelikle, UYPB karışım optimizasyonu kapsamında, agrega tipi, lif içeriği, kür yöntemi, sıkıştırma yöntemi, çimento tipi, su/çimento oranı ve agrega granülometrisinin mekanik özelliklere etkisi araştırılmıştır. Sonrasında, geleneksel beton (C45) ve UYPB olmak üzere iki farklı türde beton kullanılarak ve etriye aralıkları kademeli olarak artırılarak öngermeli kiriş serileri üretilmiştir. Üretilen deney kirişlerinin eğilme yüklemesi altındaki performansları hem deneysel hem de analitik çalışma yardımıyla incelenmiştir.

Çalışma sonucunda, sıcaklık kürü yerine su kürü uygulanarak istenilen niteliklerde UYPB karışımı elde edilebilmiştir. İncelenen UYPB karışımlarının elastisite modülü değerleri, literatürde mevcut bazı eşitliklerin revize edilmesi ve bu çalışmada önerilen yeni katsayıların kullanılması ile daha doğru şekilde tahmin edilebilmiştir. Öngermeli bir kirişin üretiminde geleneksel beton yerine UYPB kullanılması durumunda taşıma kapasitesinde %137 artış elde edilebildiği görülmüştür. Toron-beton arası aderans dayanımı ise 2 katına ulaşmıştır. Bununla birlikte, UYPB'deki çelik liflerin kirişte etriye görevi yaparak kesme göçmesini engelleyebildiği tespit edilmiştir. Ayrıca, analitik ve deneysel çalışma sonuçları arasında büyük ölçüde tutarlılık sağlanabilmektedir.

Anahtar Kelimeler: Beton, Çelik lif, Ultra yüksek performanslı beton, Reaktif pudra betonu, Kür yöntemi, Karışım optimizasyonu, Granülometri, İşlenebilirlik, Mekanik özellikler, Öngerilmeli kiriş, Yük taşıma kapasitesi, Kayma donatısı.

INVESTIGATION OF THE FLEXURAL BEHAVIOR OF PRESTRESSED CONCRETE BEAMS MANUFACTURED FROM REACTIVE POWDER CONCRETE

SUMMARY

Reactive powder concrete (RPC), as a type of concrete in Ultra-high performance concrete (UHPC) class has much superior properties compared to conventional concretes. The manufacturing process and the materials used are different from conventional concrete. In addition to this, it is critical to fulfill all these processes sensitively in order to achieve the desired performance from the UHPC. One of them is long-term (at least 48 hours) heat treatment.

Prestressing, on the other hand, is an ideal technique developed for crossing large spans, the current applications of UHPC, which is a new generation material that brings a new approach to prestressed concrete design, are mostly in prestressed structures. Although there are various structures built using UHPC around the world and have many advantages, the use of UHPC in engineering applications has remained limited due to the limited design codes and the difficulty of performing heat treatment in practice.

This study aimed to develop a UHPC mixture that meets the criteria of workability and strength without applying heat treatment and can be used in structural applications. Then, it was aimed to use this mixture in a structural element and compare it with the element manufactured from traditional concrete. First of all, within the scope of UHPC mixture optimization, the effect of aggregate type, fiber content, curing method, compacting method, cement type, water/cement ratio and aggregate granulometry on mechanical properties was investigated. Afterward, prestressed beam series were generated by using two different types of concrete, traditional concrete (C45) and UHPC, and gradually increasing the stirrup spacings. Performance of the beams under the bending loading was examined with both experimental and analytical studies.

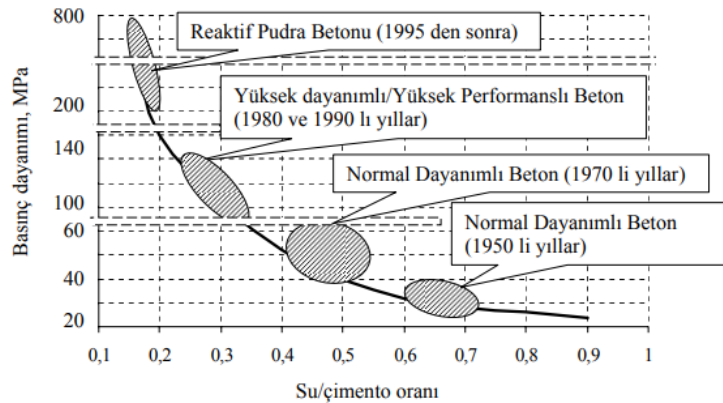
As a result of the study, a UHPC mixture with the desired properties was obtained by applying the standard water curing instead of heat treatment. The modulus of elasticity values of the investigated UHPC mixtures were estimated more accurately by revising some of the equations available in the literature and using the new coefficients proposed in this study. It was observed that a 137% increase in load carrying capacity can be achieved if UHPC is used instead of conventional concrete in the production of a prestressed beam. The bond strength between strand and concrete has reached 2 times. In addition, it was determined that the steel fibers in the UHPC can prevent shear failure by acting as stirrups in the beam. Moreover, experimental study results were verified successfully by analytical study.

Keywords: Concrete, Steel fiber, Ultra-high performance concrete, Reactive powder concrete, Curing method, Mixture design optimization, Granulometry, Workability, Mechanical Properties, Prestressed beam, Load-carrying capacity, Shear reinforcement.

BÖLÜM 1. GİRİŞ

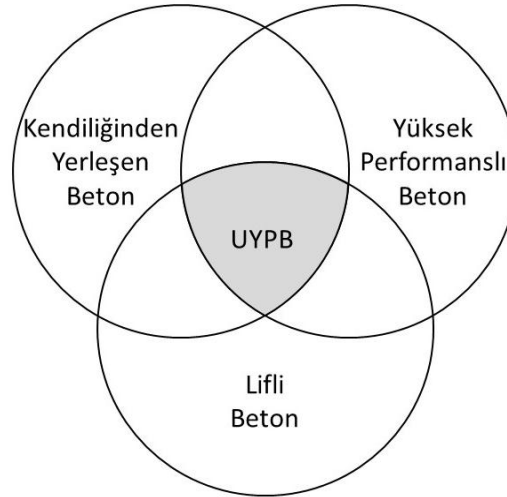
Beton, ekonomik olması, istenilen şeklin verilebilmesi ve üretiminin kolaylığı nedeniyle gerek betonarme gerekse çelik yapı sistemlerinde oldukça yaygın kullanılan bir yapı malzemesidir. 1900’lü yılların başında yıllık 10 milyon ton, 1998 yılı itibariyle yıllık 1,6 milyar ton, 2019 yılı itibariyle ise dünya genelinde yıllık yaklaşık 4,1 milyar ton çimento üretimi dikkate alındığında ise, betonun en yaygın kullanılan yapı malzemesi olduğunun söylenmesi mümkündür (Aitchin, 2000; Zhang ve diğ., 2021). Talebin yüksek olması nedeniyle beton teknolojisi de günden güne gelişim göstermektedir.

Beton teknolojisinin gelişmesiyle ve akışkanlaştırıcı katkıların kullanımının yaygınlaşmasıyla birlikte su/çimento oranları düşmüş ve beton dayanımları ciddi miktarda yükselmiştir. Özellikle 1980’li yıllardan itibaren beton endüstrisinde silis dumanı gibi ultra ince tane boyutuna sahip mineral katkıların ve de süperakışkanlaştırıcı gibi kimyasal katkıların kullanımının yaygınlık kazanmaya başlaması, beton dayanımlarında çok büyük ilerleme kaydedilmesine neden olmuştur (Taşdemir & Bayramov, 2002). Şekil 1.1’de beton basınç dayanımının yıllar içerisinde s/ç oranına bağlı gelişimi gösterilmiştir.



Şekil 1.1 : Betonun tarihsel gelişimi (Taşdemir & Bayramov, 2002).

Ultra yüksek dayanımlara erişilebilmesi için, su/çimento oranının yıllar içinde düşürülmesinin yanında, paketlenme yoğunluğu teorisi yardımıyla karışımdaki tane boyutları optimize edilerek yeni nesil bir beton elde edilmiştir. Bu doğrultuda, ultra yüksek performanslı beton kavramının öncüsü olan “Reaktif Pudra Betonu” (RPB) ilk olarak 90’lı yıllarda ortaya çıkmıştır (Richard & Cheyrezy, 1994; Richard & Cheyrezy, 1995). İlerleyen yıllarda, basınç dayanımı 150 MPa’dan yüksek olan lifli betonlar genel olarak “Ultra Yüksek Performanslı Lifli Betonlar” (UYPLB) olarak isimlendirilmiş olmakla birlikte, bazı araştırmacılar tarafından lif içeriğine sahip UYPLB’ler de sadelik açısından “UYPB” olarak anılmıştır (AFGC 2013; Chen ve diğ., 2020; Guo ve diğ., 2021; Nasrin & Ibrahim, 2021). Bununla birlikte, iri agregası içermeyen UYPB’lerin beton yerine harç olarak isimlendirilebileceği de ifade edilmiştir (Aİtcin, 2000; Blais & Couture, 1999; Nguyen & Ye, 2011). Bu tez çalışmasında ise, kullanılacak olan Reaktif Pudra Betonu (RPB) karışımları “UYPB” genel isimlendirmesiyle anılacaktır. UYPB, sahip olduğu özellikler açısından Kendiliğinden Yerleşen Beton (KYB), Yüksek Performanslı Beton ve Lifli Beton gibi üç ayrı beton teknolojisinin bir kombinasyonu olarak da tanımlanabilmektedir (Şekil 1.2).



Şekil 1.2 : Ultra yüksek performanslı beton özellikleri (Azme & Shafiq, 2018).

UYPB, yüksek miktarda ince tanecik ve süperakışkanlaştırıcı katkı içermesi sebebiyle reolojik olarak KYB’ye benzemektedir. Ancak ince taneciklerin paketlenmesinin en yüksek oranda optimize edilerek tasarlanması sebebiyle daha kohezif ve viskozdur. Çok daha yavaş akmasıyla birlikte, KYB’nin aksine sahip olduğu hava içeriğini de

kendiliğinden elimine edememektedir. Bu sebeple, normal betonlardan daha uzun süreli vibrasyon enerjisine ihtiyaç duyabilmektedir (Fehling ve diğ., 2014).

Kendisine özgü bir teknolojiye sahip, üretim yöntemi çelik ve benzeri diğer malzemelerden farklı olan bir yapı malzemesi olarak betonun, bir dizi işlemin sıralı olarak doğru yapılması durumunda istenilen sonucun alınabildiği bir üretim şekli olduğu iyi bilinmektedir. Malzeme seçimi, bileşenlerin miktarlarının belirlenmesi, karıştırılması, yerleştirilmesi, sıkıştırılması ve üretimden sonraki bakım işlemlerinin tamamının doğru şekilde yerine getirilmesi gerekmektedir (Baradan ve diğ., 2012). Üretim yöntemi ve kullanılan malzemeler geleneksel betonlara göre farklılık göstermekle birlikte, UYPB'den istenilen performansın elde edilebilmesi için tüm bu süreçlerin çok daha hassas şekilde yerine getirilmesi kritik öneme sahiptir. Örneğin, 90 °C sıcaklıkta en az 48 saat boyunca uygulanacak bir buhar kürü UYPB'lerin istenilen dayanımı kazanması için büyük önem taşımaktadır (Baby ve diğ., 2014; Dong ve diğ., 2020; Ipek ve diğ., 2011; Richard & Cheyrezy, 1995). Buhar kürünün uygulanmaması durumunda basınç dayanımı, sahip olabileceği dayanımın %65'ine kadar düşebilmektedir (Graybeal, 2007). Basınç dayanımları çok yüksek seviyelere çıkarılabiliyor olmasına rağmen, normal şartlarda sünekliklerinin geleneksel beton matrisinden çok daha iyi olduğunun söylenmesi mümkün değildir. Süneklikleri çelik lif ikamesi sayesinde artırılabilir (Richard & Cheyrezy, 1994). Bununla birlikte, süneklik haricinde UYPB'nin sahip olduğu birçok üstün özelliğinin elde edilmesinde çelik liflerin kullanımı büyük önem taşımaktadır. Ancak, kullanılan lif miktarına bağlı olarak değişmekle birlikte, toplam UYPB maliyetinin yaklaşık 1/3'ünü karışımdaki çelik lifler oluşturmaktadır (Yoo ve diğ., 2016b). Çelik liflerin yüksek maliyeti nedeniyle UYPB'ler, genel olarak normal dayanımlı betonlara göre oldukça yüksek maliyete sahiptir. Buna rağmen, UYPB'nin daha narin ve verimli yapıların inşa edilmesine olanak sağladığı da burada önemle ifade edilmelidir. Örneğin, geleneksel betondan üretilen bir kirişin sahip olduğu moment taşıma kapasitesi, yaklaşık dörtte biri ağırlığına sahip bir UYPB kiriş ile elde edilebilmektedir (Dauriac, 1997). Ayrıca toplam yapı ağırlığı da UYPB kullanımı sayesinde geleneksel betonarme yapıların üçte birine kadar düşebilmektedir (Tam ve diğ., 2012). UYPB-Geleneksel Beton karşılaştırmasının beton birim fiyatları üzerinden yapılması durumunda, UYPB'nin m³ fiyatının geleneksel betonun yaklaşık 4-5 katına ulaşabildiğini ifade etmek mümkündür (Fehling

ve diğ., 2014). Ancak karşılaştırmanın bu betonlar kullanılarak hayata geçirilen projelerin toplam maliyeti üzerinden yapılması gerektiği açıktır. Japonya’da bulunan Sakata Mirai yaya köprüsünün kendi ağırlığı, geleneksel betonla yapılacak benzer bir köprü’nün sadece %20’si kadardır ve bu sebeple projenin toplam maliyeti de %10 daha düşük olmuştur (Fehling ve diğ., 2014; Tanaka ve diğ., 2009). Bununla birlikte betonun kendisi daha maliyetli olmasına rağmen, yüksek durabilite ve daha az bakıma ihtiyaç duyması gibi özellikleri sebebiyle, iyi tasarlanmış bir UYPB yapısı geleneksel betondan üretilen benzer bir yapıdan daha uzun servis ömrüne sahip olacaktır. UYPB’yi bu yönüyle de uygun maliyetli bir tercih olarak değerlendirmek mümkündür (Piotrowski & Schmidt, 2012; Schmidt ve diğ., 2012). Tüm bunlara ek olarak, hacimce bakıldığında UYPB’lerin benzer dayanıma sahip olan çelikten daha pahalı olmadığını da söylemek mümkündür. Sahip olduğu özellikler ve maliyetiyle UYPB, inşaat sektöründe çelik malzemesiyle yarışmaya müsait durumdadır (Sadrekarimi, 2004). O’Neil ve Dowd (1995),

- Yüksek dayanımı sayesinde yapıdaki ölü yükün azalacağını,
- Çekme altında gösterdiği sünek davranış sebebiyle yapı elemanındaki doğrudan birincil çekme gerilmeleri hariç tüm gerilmeleri karşılayabileceğini, böylece kayma donatısının ve diğer ilave donatıların kaldırılabilmesini,
- Daha hafif yapıların üretimine imkan vererek yapının daha iyi bir deprem davranışına sahip olabileceğini ifade ederek UYPB kullanımının olası faydalarını özetlemiştir.

Tarihsel olarak bakıldığında, beton ve çimento esaslı malzemelerin kullanımının yalnızca basınç çalışan sistemlerde olduğu görülmesine rağmen, UYPB bu kısıtın ortadan kaldırılmasına imkan sağlayan ve özellikle önerilmeli beton tasarımına yeni bir yaklaşım getiren yeni nesil bir malzeme olarak görülmektedir (Sadrekarimi, 2004). Bununla birlikte, geleneksel betona kıyasla çok daha yüksek basınç dayanımına, çekme dayanımına, kırılma enerjisine, durabiliteye, yorulma, darbe ve aşınma direçlerine sahiptir (Voo ve diğ., 2006). Bu özellikleriyle UYPB’nin günümüzdeki uygulamaları genellikle önerilmeli yapılar üzerine olmuştur. Gerek önerilmeli gerek önerilmesiz olmak üzere, dünya üzerinde çeşitli ülkelerde UYPB kullanılarak yapımı tamamlanmış çeşitli yapılar bulunmaktadır (Azme & Shafiq, 2018; Wu ve diğ., 2018; Yoo & Yoon,

2016). Ancak, geleneksel betona göre birçok avantajına rağmen, ilgili tasarım kodlarının (standartların/kılavuzların) sınırlı olması ve sıcaklık/otoklav kürünün uygulamada gerçekleştirilmesinin zorluğu sebebiyle UYPB'nin mühendislik uygulamalarında kullanımı kısıtlı kalmıştır (Azme & Shafiq, 2018; Zhang ve diğ., 2018). Uygulamadaki zorluklara ek olarak, prekast sektörü tarafından sıklıkla ilave maliyet olarak görüldüğünden uzun süreli bir sıcaklık kürü uygulaması tercih edilmemektedir.

Bu çalışmada, UYPB'nin karışım optimizasyonu yapılarak, sıcaklık kürü uygulanmaksızın gerekli dayanım kriterlerini sağlamanın yanında, işlenebilir ve yapısal uygulamalarda kullanılabilir bir UYPB karışımı geliştirilmesi ve geliştirilen karışımın önerilmeli yapı elemanlarında kullanılarak eğilme taşıma kapasitesinin, günümüzdeki mühendislik uygulamalarında yaygın olarak kullanılan geleneksel betondan üretilen önerilmeli betonarme elemanlar ile karşılaştırılması amaçlanmıştır. Bu doğrultuda, öncelikle ön üretimlerden oluşan bir dizi deneysel çalışma gerçekleştirilerek, yapısal ölçekteki mühendislik uygulamalarında kullanılabilir bir optimum UYPB karışımı elde edilmiştir. Elde edilen UYPB karışımı, önerilmeli aşıklarının üretiminde kullanılmıştır. Geleneksel beton ve UYPB olmak üzere iki farklı türde beton kullanılarak üretilen ve farklı miktarda kayma donatısı içeren kiriş serileri eğilme altında yüklemeye tabi tutulmuş, taşıma kapasiteleri ve göçme davranışları karşılaştırılmıştır. Böylelikle, bu tez çalışmasından elde edilen sonuçlar ışığında, geleneksel betonlara göre sahip olduğu birçok üstün özelliğe rağmen kullanımı kısıtlı kalan UYPB'nin, günümüz mühendislik uygulamalarında kullanımının yaygınlaşmasına olanak sağlayacak optimum çözümler sunulmuştur.

BÖLÜM 2. ULTRA YÜKSEK PERFORMANSLI BETON

1970'lerin sonlarında “yüksek dayanımlı” olarak tanımlanan betonlar 90'lı yılların sonlarından itibaren “yüksek performanslı” olarak anılmaya başlanmıştır. Bu betonlar, yüksek dayanımlarının yanı sıra oldukça yüksek dayanıklılığa da sahiptir. Yüksek performanslı betonlar ve geleneksel betonlar arasındaki önemli farklılıklar O'Neil ve diğ. (1999) tarafından şu şekilde verilmiştir;

- Bileşenlerin boyutu ve bileşimi
- Su/çimento oranı
- Süneklik ve tokluk artışının sağlanması için çelik lif kullanımı
- Karıştırma enerjisinin miktarı
- Kür yöntemleri

2.1. UYPB'nin Tarihsel Gelişimi

Çimento ile üretilen kompozitlerin yüksek mekanik özelliklere sahip olması için birçok araştırma yapılmıştır. Bu çalışmalarda, Griffith'in iç çatlakların oluşumu sonucu gevrek malzemelerin kırılması hakkındaki teorisi de dikkate alınmıştır. Bu teoriye göre tanecik boyutunun küçülmesi dayanımı artırmaktadır (Griffith, 1921). İlk olarak 1930'lu yıllarda, taze betona sertleşme sırasında uygulanacak sıkıştırma basıncının betonun basınç dayanımını artıracağı belirlenmiş (Freyssinet, 1936), sonrasında 1960'lı yıllarda ise yüksek sıcaklık ve basınç altında uygulanan buhar kürünün dayanıma olumlu etkisi tespit edilmiştir (Roy & Gouda, 1973).

Roy ve diğ. (1972) ve Yudenfreund ve diğ. (1972) düşük poroziteli ultra yüksek dayanımlı çimento pastası üretmişlerdir. Roy ve diğ. (1972), neredeyse tamamen boşluksuz olarak ürettiği çimento pastası ile 500 MPa'ın üzerinde basınç dayanımına ulaşmıştır. Bu kadar yüksek basınç dayanımının elde edilmesinde, özel kür yönteminin

(250 °C sıcaklık) ve 50 MPa sıkıştırma basıncının etkisi oldukça yüksek bulunmuştur. Aynı zamanlarda, Yudenfreund ve diğ. (1972) tarafından normal kür uygulanarak yaklaşık 240 MPa basınç dayanımı elde edilmiştir. Bache (1981) ise, karışımda ultra-ince malzeme kullanarak çimento tanecikleri arası boşlukları doldurmuş, çok düşük s/ç oranı ve yüksek miktarda su azaltıcı katkı kullanmış, böylelikle 120-270 MPa aralığında basınç dayanımı elde edilebilmiştir.

Ultra yüksek performanslı betonların öncüsü olarak “Reaktif Pudra Betonu” (RPB) kavramını 1990’ların ortasında Richard & Cheyrezy (1995) ortaya çıkarmıştır. Richard & Cheyrezy (1995) tarafından yapılan çalışmada, paketlenme yoğunluğu teorisi ile karışımdaki tane boyutları optimize edilmiş, iri agregaya karışımından çıkarılmış, sıcaklık kürü ve sıkıştırma basıncı uygulanmıştır. %1,5-3 aralığında düz mikro lif ($L_f/D_f=13/0,15$) kullanılan bu beton 200-800 MPa basınç dayanımına ve 40 kJ/m²’ye kadar kırılma enerjisine sahip olmuştur.

2.2. UYPB Temel İlkeleri

Karışımında, çimentodan başlayarak iri agregaya kadar oldukça farklı tanecik boyutuna sahip olması ve dahi her biri farklı dayanım ve elastisite modülüne sahip bileşenlerden oluşması nedeniyle geleneksel beton heterojen bir malzeme olarak anılmaktadır. Yük etkileri altında bu bileşenlerin her biri farklı oranlarda deforme olduğundan, bileşen malzemeler arasında çekme kırılmasına sebep olacak birim şekildeğiştirmeler oluşabilmektedir. UYPB’lerin genellikle iri agregaya içermemesi, mikro yapı için kilit unsur olarak görülmekte olup, çimento matrisi-agrega arasındaki heterojenliği bu şekilde azalmaktadır. İri agreganın elimine edilmesi ve bileşen boyutlarının birbirine oldukça yakın olması nedeniyle beton malzemesinin homojenliği önemli ölçüde artırılabilir. Bu sebeple, farklı çekme birim şekildeğiştirmelerinin oluşumu en aza indirilmiş olduğundan malzemenin dayanımı da artmaktadır (Sadrekarimi, 2004).

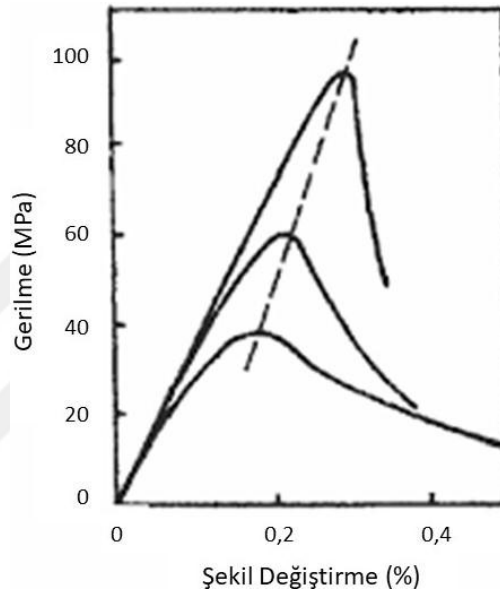
Yüksek yoğunluk ise, iri agregaların elimine edilmesinden sonra, dayanımı artırmak ve geçirgenliği azaltmak için kullanılan ikinci prensip durumundadır. Yüksek dayanımlı geleneksel betonlar ile kıyaslandığında UYPB, içyapısı itibarıyla çok daha sıkı tane dizilimine sahiptir. Sahip olduğu üstün özellikler, genel olarak mikroyapı mühendisliği yaklaşımıyla sağlanmaktadır. Bu doğrultuda, bileşen malzemelerin hacimce

miktarlarının seçiminde, beton birim hacmi başına düşen katı madde miktarının artırılması amacıyla parçacık paketleme (particle-packing) teknikleri kullanılmaktadır. Başka bir deyişle, taneciklerin hacimce miktarları doğru seçilerek karışım doluluğu artırılmaktadır. Doluluğun artırılmasında, oldukça ince tane boyutuna sahip silis dumanı gibi mineral katkıların kullanılıyor olmasının da önemli katkısı bulunmaktadır. Daha dolu (yoğun) karışım, daha küçük ve sayıca az boşluk anlamına geldiğinden daha düşük geçirimsizlik ve daha yüksek dayanım anlamına gelmektedir (O'Neil ve diğ., 1999; Topçu & Karakurt, 2005).

Normal şartlarda s/ç oranının yaklaşık 0,4 olması durumunda çimento taneciklerinin tamamının hidrate olabildiği, hidratasyon veya puzolanik reaksiyonda kullanılmayan fazla suyun ise çimento pastasını ve dolayısıyla beton dayanımını zayıflattığı bilinmektedir. UYPB'lerde ise s/ç oranı genellikle 0,15-0,25 aralığında değişmektedir (Fehling ve diğ., 2014; Shaikh ve diğ., 2020; Toutlemonde ve diğ., 2010; US Army Engineer Waterways Experiment Station, 1998). Buradaki amaç, hiçbir şekilde reaksiyona girmemiş fazla suyun kalmamasını garanti altına almaktır. Bu derece düşük bir s/ç oranının tercih edilmesiyle birlikte karışımdaki suyun tamamı C-S-H üretiminde kullanılmaktadır (O'Neil vd., 2001; Sadrekarimi, 2004). Ancak su miktarının bu denli azlığı, karışımın yeterli işlenebilirliğe sahip olmamasına neden olmaktadır. İstenen işlenebilirlik, süperakışkanlaştırıcı kimyasal katkıları kullanılarak sağlanmaktadır. Bu doğrultuda, genel olarak UYPB karışımlarının geleneksel betondan daha fazla çimento ve süperakışkanlaştırıcı katkıya, daha az suya ve daha küçük tane boyutuna sahip olduğunu söylemek mümkündür. Düşük s/ç oranı sebebiyle, 80-90 °C'de yoğun bir şekilde uygulanmış sıcaklık küründen sonra bile çimentonun yaklaşık %30'u hidrate olmadan kalabilmektedir. İnce malzemelerden oluşan karışımlardaki agrega tane boyutunun çimento boyutlarına yakın olması nedeniyle, hidrate olmayan çimento tanecikleri de tane iskeletine uyum göstererek karışımın agrega (örneğin kuvars pudrası) olarak görev yapmakta ve dayanıma katkı sağlamaktadır (Fehling ve diğ., 2014; Topçu & Karakurt, 2005).

UYPB, içeriğindeki ultra ince bileşenler ve reaktif pudra sayesinde üstün mekanik özellikler ve durabiliteye sahip yeni nesil bir çimento esaslı kompozit malzemedir. Ancak mekanik özelliklerin iyileşmesi, bir yandan gevreklik problemini de beraberinde getirmektedir. Bu durum Şekil 2.1'de verilen gerilme-birim deformasyon eğrilerinde

görülebilmektedir. Bilindiği üzere, gerilme-birim deformasyon eğrilerinde tepe noktasından sonraki azalan kısmın eğimi ne kadar düşükse, yani başka bir deyişle iniş ne kadar yumuşak olmuşsa davranış o kadar duktıl (sünek) olarak tarif edilmektedir. Süneklik özelliklerinin iyileştirilmesinde çelik lifler oldukça önemli rol oynamaktadır (Hassan ve diğ., 2012). Çelik lifler, UYPB’de sünekliğin yanında basınç dayanıma da önemli katkı vermektedir (İpek et al., 2011; Kazemi and Lubell, 2012; Pourbaba et al., 2018).



Şekil 2.1 : Farklı dayanımlara sahip betonlarda gerilme-şekil değiştirme davranışı (Jansen ve diğ., 1995)

Özetle, UYPB’nin sahip olduğu üstün özelliklerin, genel olarak iri agreganın elimine edilmesi, çelik lif takviyesi, CaO/SiO_2 oranının silis dumanı gibi mineral katkıların kullanılması sayesinde düşürülmesi ve yeni nesil süperakışkanlaştırıcı katkıların kullanılması ile birlikte s/ç oranının ciddi miktarda düşürülmesi gibi etkenlerden ileri geldiğini söylemek mümkündür (İpek ve diğ., 2011; Ma ve diğ., 2004; Richard & Cheyrezy, 1995; Topçu & Karakurt, 2005).

2.3. UYPB Karışım Bileşenleri

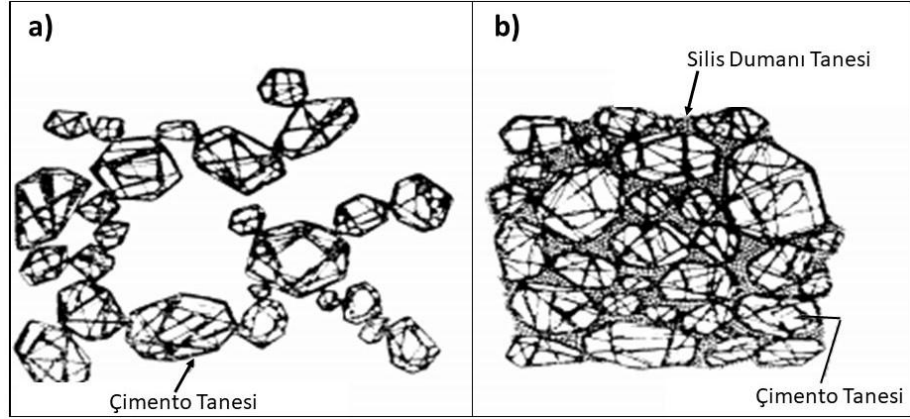
UYPB karışımları genel olarak, çimento, silis dumanı, su, agrega, çelik lif ve süperakışkanlaştırıcı katkıdan oluşmaktadır. Agregalar ise karışımda kum ve pudra olmak üzere iki farklı tipte bulunmaktadır. Kullanılan agregaların yüksek mukavemete ve iyi bir minerolojik yapıya sahip malzemeler olması gerekmele birlikte, UYPB

karışımlarında genel olarak kuvars, silis ve bazalt gibi agregalar (kıırma veya doğal) kullanılabilir (İpek, 2009; Nasrin & Ibrahim, 2021).

UYPB’de optimum paketlenme yoğunluğu oldukça büyük öneme sahiptir. Yüksek paketlenme yoğunluğu da ince malzemelerin kullanımı ile elde edilebilmektedir. Bununla birlikte, agrega ile çimento matrisi arasındaki termal ve mekanik özelliklerden kaynaklanan mikro çatlakların uzunluğunun agrega tane boyutu ile doğru orantılı olduğu da bilinmektedir. Bu sebeple agrega tane boyutu sınırlandırılmıştır. En büyük agrega tane boyutu 600 µm olacak şekilde üretilen UYPB’ler “Reaktif Pudra Betonu” özel isimlendirilmesiyle anılmaktadır (Ma ve diğ., 2004).

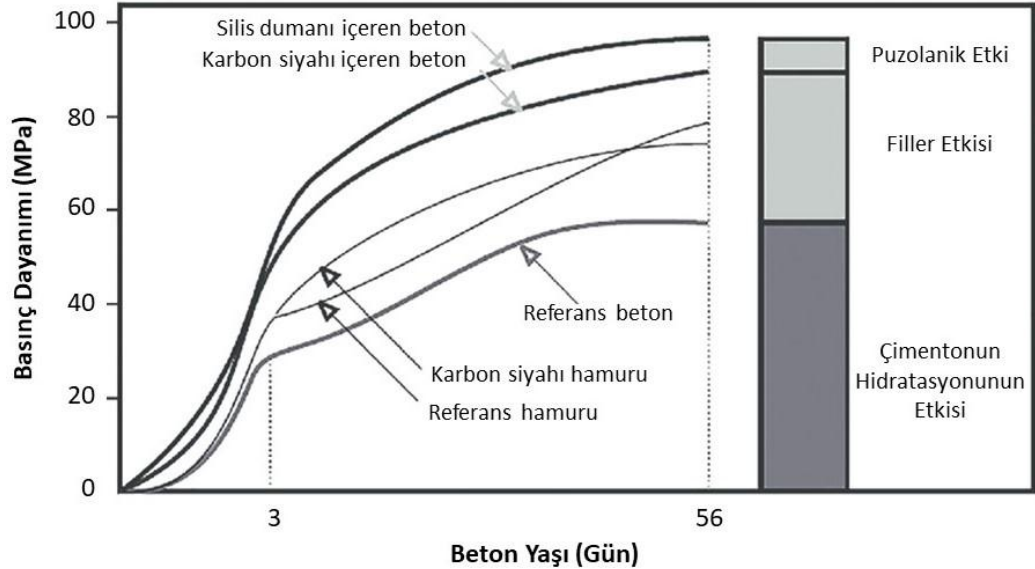
Çimento olarak, genellikle CEM I düşük alkali içeren 42,5 R veya 52,5 R dayanım sınıfında (tercihen yüksek sülfat dirençli ve düşük hidratasyon ısı) Portland Çimentosu kullanılmaktadır (Ashkezari ve diğ., 2020; Chen & Zheng, 2018; Tıbea & Bompa, 2020; Wu ve diğ., 2018). Bu çimentolar, yüksek dayanım potansiyeli ve ince taneli UYPB karışımının yüksek çimento dozajına rağmen, su ihtiyacı ve kimyasal rötreinin sınırlı olması ve de alkali silika reaksiyonu oluşma ihtimalinin elimine edilmesi açısından avantajlı görülmektedir (Fehling ve diğ., 2014). Ancak bununla birlikte, UYPB’nin akıcılık özellikleri ve gerekli süperakışkanlaştırıcı katkı miktarının da çimentonun su ihtiyacına bağlı olarak değişebildiği unutulmamalı, kullanılacak çimento seçiminde bu durum dikkate alınmalıdır.

Silis dumanı, 2000 m²/kg özgül yüzey alanı ile 300-400 m²/kg özgül yüzey alanına sahip Portland çimentosundan 50-60 kat daha ince bir malzemedir. Ortalama tane boyutu 2 µm’dur. Bu özelliğiyle, karışım içerisinde kendisinden bir büyük tane boyutuna sahip çimento taneciklerinin arasını doldurmaktadır. Böylece, silis dumanının özellikle mikro boşlukların azaltılmasında önemli etkiye sahip olduğunu söylemek mümkündür (Sadrekarimi, 2004; Topçu & Karakurt, 2005). Silis dumanı içeriğine sahip bir çimento pastasında Şekil 2.2’de gösterildiği gibi sıkı bir diziliş elde edilmektedir.



Şekil 2.2 : Silis dumanının etkisi a) Çimento pastası b) SD içeren çimento pastası (Hjorth,1983).

Silis dumanı, boşlukları doldurmanın yanı sıra pozolanik reaksiyonlar sayesinde serbest kireç ile birlikte ikincil hidratasyon ürünlerinin oluşmasını sağlamaktadır (Richard ve Cheyrezy, 1995). Sıcaklık kürü ile birlikte çimento ağırlığının %25-30'una varan oranlarda kullanımı C-S-H üretimini önemli ölçüde artırmaktadır (Tıbea & Bompa, 2020). Bununla birlikte, betonun dayanımının en büyük kısmının çimentonun hidratasyonundan ileri geldiğini, silis dumanının ise filler etkisinin pozolanik etkisine göre dayanım kazandırma açısından çok daha etkili olduğunu söylemek mümkündür (Şekil 2.3).



Şekil 2.3 : Silis dumanının dayanıma katkısı (Goldman & Bentur, 1993).

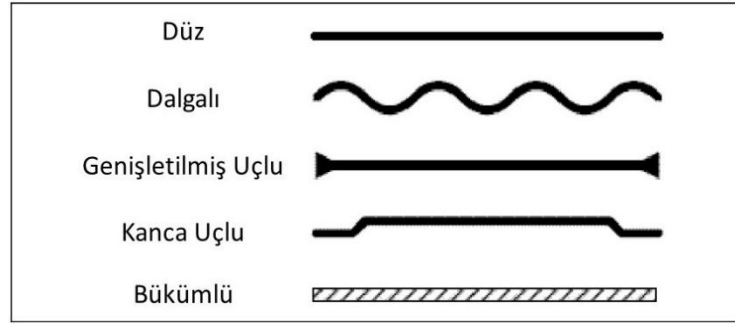
Silis dumanının bir başka katkısı da “yağlama etkisi” sayesinde reolojik özellikleri iyileştirmesidir. Yağlama etkisi sebebiyle küçük tanecikler arasındaki gömülü su serbest

kalarak tahliye olmaktadır. Bu sebeple, uygun miktarda silis dumanı içeriğinin karışımın akıcılığını artabildiğini ifade etmek mümkündür. Richard & Cheyrey (1995), optimum silis dumanı içeriğini çimento içeriğinin %25'i olarak önerirken, Chan & Chu (2004) ise %20-30 aralığında kullanımının uygun olduğunu belirtmiştir. Zhang ve diğ. (2018), silis dumanı içeriğinin %20'yi geçmesi durumunda yüzey alanının büyümesine bağlı olarak akıcılığın olumsuz etkilenebildiğini, ancak bu durumda da hidrasyon ürünlerinin çok hızlı şekilde oluştuğunu ve böylelikle boşluklu bir yapı meydana geldiğini belirtmiştir. Özetle, UYPB'de silis dumanı dozajının her durumda %20'den fazla olması gerektiğini söylemek mümkündür. UYPB'de çimento dozajının çok yüksek olması ($700-1000 \text{ kg/m}^3$), sadece maliyet açısından değil, hidrasyon ısısının artması ve rötreye sebep olması açısından da olumsuzluk oluşturmaktadır. Silis dumanı kullanımı, bu yönüyle de büyük önem taşımaktadır.

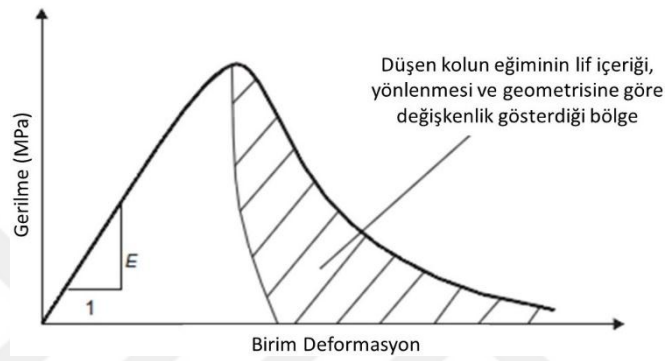
Silis dumanının ağırlıkça en az %96'sı amorf SiO_2 'den oluşmakla birlikte, saflığını bozan en önemli bileşenler karbon ve alkalilerdir (De Larrard, 1989; Nagataki, 1994). Genellikle renkleri gri olmasına rağmen, karbon içeriğine bağlı olarak açık renkten koyu renge doğru değişkenlik gösterebilmektedir. Karbon miktarının artması su ihtiyacının bir miktar artmasına sebep olmaktadır (Fehling ve diğ., 2014).

UYPB'de istenilen kıvam süperakışkanlaştırıcı katkıların kullanımıyla elde edilebilmektedir. UYPB karışımlarında genellikle polikarboksilat eter esaslı süperakışkanlaştırıcı katkıları kullanılmakta olup, bu katkıların UYPB için etkinliği çeşitli araştırmacılar (Schiebl ve diğ., 2010; Wu ve diğ., 2018) tarafından ifade edilmiştir.

UYPB karışımlarında çeşitli şekil (düz, kanca uçlu, dalgalı vb.) ve geometriye (boy, çap, narinlik) sahip çelik lifler kullanılabilmektedir (Tran & Kim, 2017; Yoo & Kim, 2019; Yoo & Yoon, 2015). Başlıca çelik lif şekilleri Şekil 2.4'te gösterilmiştir. Çimento matrisi içerisinde yoğun şekilde yayılan kısa lifler mikro çatlakların açılmasını ve ilerlemesini kontrol altına alırken, daha uzun makro boyuttaki lifler daha geniş çatlakları kontrol altına alıp, lifli betonların ve UYPB'lerin nihai dayanımına katkı sağlamaktadır (Brandt, 2008; Markovic, 2006). Karışımdaki çelik lifin, dayanımın yanı sıra enerji yutma kapasitesi açısından UYPB basınç davranışına etkisi Şekil 2.5'te gösterilmiştir.



Şekil 2.4 : Çelik lif çeşitleri (Dinh, 2009).



Şekil 2.5 : Çelik lifin UYPB basınç davranışına etkisi (Wu ve diğ., 2018).

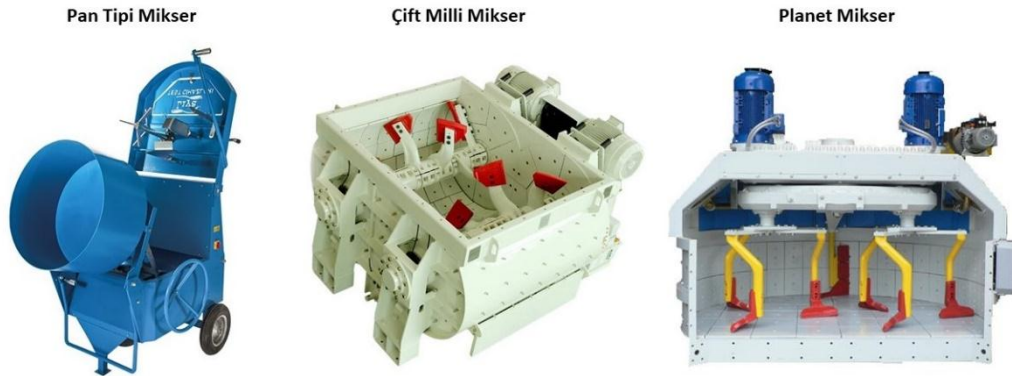
Geleneksel yöntemlerle üretilmiş normal lifli betonların lif hacmi %2 ile sınırlandırılmış olmasına rağmen, UYPB’de kullanılan lif hacimlerinin %6-10 seviyelerine ulaşabildiği görülmektedir (Ipek, ve diğ., 2011; Markovic, 2006; Nguyen ve diğ., 2013; Pourbaba ve diğ., 2018). Ancak, lif içeriğindeki artışın dayanımın yanı sıra maliyeti de ciddi ölçüde artırdığı bilinmektedir. Bununla birlikte, karışımdaki agregalara göre daha uzun şekle ve daha büyük yüzey alanına sahip olduklarından, akış sırasında akışa karşı bir içsel sürtünme ile karşı koymaya çalışmaktadırlar (Baradan ve diğ., 2012). Bu sebeple, lif içeriğinin kontrolsüz olarak artması betonun işlenebilirliğini de olumsuz etkileyebilmektedir. Bunlar dikkate alınarak, karışımdaki lif miktarının optimize edilmesi gerekmektedir.

Çelik liflerin oksidasyonu sebebiyle UYPB dış yüzeyinde bazı pas lekeleri gözlemlenmesi mümkün olmakla birlikte, dış yüzeydeki bu tür bir korozyon yapısal açıdan sorun oluşturmamaktadır. UYPB matrisinin geçirimsiz olmasına bağlı olarak (geleneksel betona göre yaklaşık 20 kat), agresif bir çevresel koşul altında bile, oksijen, nem ve klor iyonlarının beton içlerine girememesi sebebiyle çelik liflerdeki korozyonun 2 mm’den daha derine ulaşmayacağını söylemek mümkündür (Nematollahi, 2012).

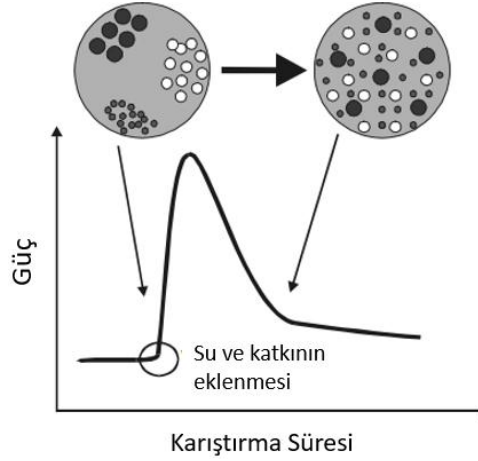
2.4. UYPB Karıştırma Yöntemi

Oldukça düşük s/ç oranına sahip olması nedeniyle, UYPB'nin karıştırma prosedürü geleneksel betonlardan farklıdır. Bununla birlikte, UYPB'lerin karıştırma yöntemleri kendi aralarında da değişkenlik gösterebilmekte, bileşenlerin karıştırılma sırası ve süreleri farklı olabilmektedir. Çeşitli araştırmacılar (Ashkezari ve diğ., 2020; Chen ve diğ., 2020; İpek ve diğ., 2011; Voo ve diğ., 2010; Wu ve diğ., 2017), UYPB karışımlarının hazırlanmasında farklı karıştırma yöntemleri kullanmışlardır. Buna göre, toplam karıştırma süresinin 10 ila 20 dk aralığında değişebildiğini söylemek mümkündür.

Pratikteki UYPB uygulamalarında genel olarak pan tipi, çift milli veya ekstra kanatlı planet karıştırıcılar kullanılmaktadır (Şekil 2.6). Burada en önemli husus, karışımda yüksek miktarda bulunan ultra ince taneciklerin su ve süperakışkanlaştırıcı katkı ile yeterince ıslatılabilmesini sağlayabilecek yüksek bir karıştırma enerjisidir. Gerekli olan karıştırma enerjisi, su ve kimyasal katkının katılmasından sonra aniden artmakta, belirli bir süre yüksek güç tüketilerek karıştırıldıktan ve süperakışkanlaştırıcı katkı etkisini gösterdikten sonra tekrardan azalmaktadır. Özellikle su ve kimyasal katkının karışıma katılmasından sonra gerekli olan karıştırma enerjisinin temin edilebilmesi büyük öneme sahiptir (Şekil 2.7). Tek milli karıştırıcılar genellikle istenilen karıştırma enerjisini sağlayamadığından tercih edilmemektedir. Özellikle pan tipi karıştırıcıların kullanılması durumunda karıştırıcı haznesinin yan duvarlarında ve tabanında ultra-ince taneciklerin birikmesinin önlenmesi karışım formülasyonunun değişmemesi açısından oldukça önemlidir. Karıştırma sırasında dönme hızının değiştirilebildiği karıştırıcılar ise avantaj sağlayabilmektedir.



Şekil 2.6 : UYPB karıştırıcı tipleri.



Şekil 2.7 : Karıştırma işlemi sırasında güç tüketimi (Ma ve diğ., 2004).

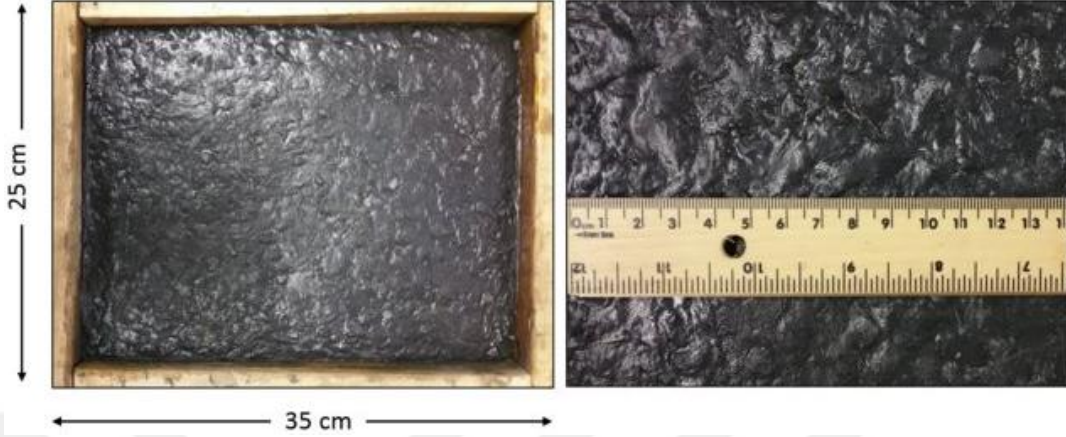
2.5. UYPB Yerleştirme ve Sıkıştırma Yöntemi

Kendiliğinden yerleşen beton özelliklerine sahip olan UYPB’lerde genellikle yerleştirme için ilave bir vibrasyon uygulamasına ihtiyaç duyulmaması mümkündür (AFGC Recommendations, 2013). Ancak yoğun şekilde uygulanan vibrasyondan sonra bile, viskoz davranışı sebebiyle UYPB’nin içeriğindeki havanın, normal dayanımlı veya kendiliğinden yerleşen betona göre çok daha yavaş şekilde uzaklaştırılabilmesi de söz konusu olabilmektedir. Bununla birlikte, sıkıştırma boşlukları UYPB’de basınç dayanımını önemli derecede etkilemektedir. Aynı UYPB karışımlarından kayda değer şekilde farklı dayanım değerleri elde edilmesi bunun göstergesidir (Schmidt & Fröhlich, 2010). Bu tür çok viskoz ve yüksek lif içeriğine sahip karışımlarda standart laboratuvar tipi vibrasyon tablalarında 5 dakikaya kadar sıkıştırma süreleri gerekli olabilmektedir. Bu durumda titreşimli tabla çalışır durumdayken sürekli akışla doldurma yapılması ideal sıkıştırma koşulunu sağlamaktadır (Fehling ve diğ., 2014).

2.6. UYPB Kür Yöntemi

UYPB’de kür işlemi neredeyse henüz üretim aşamasındayken başlamaktadır. Oldukça düşük s/ç oranının bir sonucu olarak beton yüzeyi hızlı şekilde kurumakta ve “fil derisi” olarak ifade edilen bir görünüm meydana gelebilmektedir (Şekil 2.8). Bu durum, yüzey düzeltmesini zorlaştırmakla birlikte hava boşluklarının alınmasını da engelleyebilmektedir. Fil derisi oluşumunun engellenmesi için üretimin hemen arkasından beton yüzeyinin örtülmesi gerekmektedir. Buna ek olarak, yüzeyde ince bir

film oluşturulması amacıyla tüm yüzeye hafif bir su püskürtme işlemi uygulanması da olumlu olmaktadır (Fehling ve diğ., 2014).

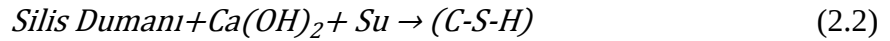
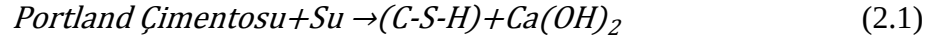


Şekil 2.8 : UYPB yüzey görünümü (“fil derisi” oluşumu) (Chen ve diğ., 2019).

Belirli bir sıcaklık altında yapılacak kürlleme, çimento esaslı malzemelerin mekanik özelliklerinin iyileştirilmesi için bilinen en geleneksel yöntemlerden biri olarak, hidrasyon ürünlerinin daha iyi kristalleşmesini ve puzolanik reaksiyonların aktivasyonunu sağlamaktadır. UYPB’nin istenilen dayanımı kazanması için genellikle 80-90 °C sıcaklıkta minimum 48 saat boyunca bir buhar kürü uygulaması yapılmaktadır (Dong ve diğ., 2020; Heinz ve diğ., 2012; Ipek ve diğ., 2011; Richard & Cheyrezy, 1995). Bu şekilde uygulanan bir kür işlemi, toplam rötrenin ve sünmenin kayda değer şekilde düşürülmesine imkan vermekte, nihai dayanımı artırmanın yanı sıra dayanım kazanma sürecini de kısaltarak toplam kür süresini düşürmektedir (Baby ve diğ., 2014; Schmidt ve diğ., 2017; Zhang ve diğ., 2018).

UYPB’lerde, betona dayanımını kazandıran kalsiyum silikat hidrate jeli (C-S-H) genellikle iki reaksiyon sonucu oluşmaktadır. Bunlardan birincisi doğrudan çimentonun hidrasyon reaksiyonları, diğeri ise silis dumanının suda çözünmesi sonucu açığa çıkan silis (Si) iyonları ile serbest kireçten (Ca(OH)_2) gelen kalsiyum (Ca) iyonlarının puzolanik reaksiyonlar olarak adlandırılan reaksiyonlarıdır (Philippot ve diğ., 1996). Sıcaklık kürü, özellikle ilave dayanım kazandırıcı puzolanik reaksiyonların oluşmasında önemli role sahiptir. Sıcaklık kürü uygulanmaması durumunda silis dumanının fiziksel filler (boşlukları doldurma) etkisi baskındır (Fehling ve diğ., 2014). Denklem 2.1 çimento içerisindeki kalsiyum silikatların (C_3S ve C_2S) hidrasyonunu (birincil

reaksiyon), Denklem 2.2 ise silis dumanının reaksiyonunu (ikincil reaksiyon) göstermektedir. Silis dumanı, çimentonun hidratasyonu sonucunda yan ürün olarak açığa çıkan serbest kireç (Ca(OH)_2) ile reaksiyona girerek, serbest kirecin C-S-H jeline dönüşmesini sağlamak ve böylece çimento matrisine ilave dayanım kazandırmaktadır. Hidratasyon ürünü olan C-S-H jelinin miktarının artması, dayanım ve çimento-agrega arası aderansı artırmaktadır.



Burada, hidratasyon ürünleri olan C-S-H ($3\text{CaO} \cdot 2\text{SiO}_2 \cdot 3\text{H}_2\text{O}$ yani kısaca $\text{C}_3\text{S}_2\text{H}_3$) “tobermorit”, Ca(OH)_2 ise “portlandit” olarak isimlendirilebilmektedir. Serbest kireç, mekanik dayanımı düşük olmakla birlikte, suda çözünebilen bir bileşen olması nedeniyle, özellikle suyla temas edecek yapılarda dezavantaj oluşturabilmektedir. Ancak, beton pH değerini yükseltmesi, başka bir deyişle yarattığı bazik ortam nedeniyle içerisindeki çelik donatının korozyona uğramasını engellediği de bilinmektedir (Baradan ve diğ., 2012). Bununla birlikte, normal betonlara göre çok daha yoğun bir mikro yapıya sahip olan UYPB’de, neredeyse hiç kılcal boşluk bulunmaması ve dolayısıyla oldukça geçirimsiz olması nedeniyle pratikte bir korozyon ihtimalinin neredeyse hiç bulunmadığını ifade etmek gerekmektedir (Sajna ve diğ., 2012).

Kür sıcaklığına bağlı olarak C-S-H yapısının kompozisyonunda değişkenlik görülebilmektedir. 200°C ’den küçük sıcaklıklarda tobermorit, 200°C ’den büyük sıcaklıklarda ise CaO/SiO_2 oranına bağlı olarak truscottite, gyrolite, xonotlite ve hillebrandite oluşmaktadır. Örneğin, UYPB karışımındaki silis dumanı (SiO_2) miktarı arttığında ve kür sıcaklığının 240°C olması durumunda daha fazla xonotlite ($\text{C}_6\text{S}_6\text{H}$) oluşabilmekte, hatta bu yeni ürünün tobermoritten daha hafif olması nedeniyle UYPB karışımının birim ağırlığı da bir miktar düşebilmektedir (Sadrekarimi, 2004). Kür sıcaklığının bu denli yükselmesi yalnızca hidratasyon hızını artırmakla kalmayıp, oluşan bu yeni ürünler ile birlikte betonda mikro yapının değişmesine sebep olmakta ve böylelikle çok daha yüksek dayanımlar elde edilebilmektedir (Fehling ve diğ., 2004). Bununla birlikte, sıcaklık altında uygulanan kür işleminden sonra beton numunelerinin

yavaşça soğumasına izin verilmesi ise mikro çatlakların oluşumunun engellenmesi açısından büyük önem taşımaktadır.

2.7. Sahip Olduğu Özellikler ve Sunduğu Avantajlar

Son yıllarda UYPB, geleneksel betonlara kıyasla sahip olduğu birçok üstün özelliği nedeniyle, gerek yapı sektöründe gerekse akademik çalışmalar açısından giderek daha da ilgi çeken bir yapı malzemesi durumuna gelmiştir. Hızla gelişen bir yüzyılda, düşük bakım gerektiren dayanıklı yapıların üretimi ile birlikte, inşaat ve yönetiminde verimliliğin sağlanması gibi görünüşte çelişen hedefler düşünüldüğünde bir yapı malzemesi olarak UYPB kullanımı ön plana çıkmaktadır. Bu açıdan düşünüldüğünde çelik lifli UYPB'ler, beton sektöründeki geleneksel teknolojiye yüksek teknolojili ve özellikle içerdiği lifler sayesinde çok daha sünek bir alternatif sunmaktadır.

Sahip olduğu üstün çekme ve eğilme performansının yanı sıra, oldukça yüksek basınç dayanımı (>150 MPa) ile UYPB, mühendislik yapılarında kullanımı durumunda yük taşıma kapasitesi, enerji yutma kapasitesi ve durabilite özelliklerinde belirgin artışı garanti etmektedir (Yoo ve diğ., 2016b). Bununla birlikte, kesitlerin küçülmesine, pasif donatının ortadan kaldırılmasına ek olarak, taşıyıcı kirişlerin aşırı deplasmanı ve gövde betonunun kesme kırılmasına uğraması gibi geleneksel betonarme yapılarda görülebilen bazı sorunların çözülmesine, hatta geleneksel beton ile mümkün olamayacak bazı yapıların tasarımına imkan sağlamaktadır (NPCA, 2011; Qi ve diğ., 2016). Ultra yüksek basınç dayanımı sayesinde yüksek oranlarda öngerilme uygulanabilmekte ve bu da daha narin yapıların yapılabilmesine imkan sağlamakta, böylelikle ölü yük ciddi şekilde azalmaktadır (Hegger & Bertram, 2008).

UYPB, geleneksel betona kıyasla çok daha yüksek kırılma enerjisine, basınç dayanımına, çekme dayanımına, durabiliteye, yorulma, darbe ve aşınma direçlerine sahiptir (Voo ve diğ., 2006). RPB özel isimlendirmesiyle anılan UYPB'lerin basınç dayanımları, özel üretim teknikleriyle 200-800 MPa aralığında yer alabilmektedir (Dugat ve diğ., 1996). Basınç yüklemesi altında dayanımının %80-95'ine kadar, yani neredeyse kırılma anına kadar lineer davranabilmektedir (Graybeal, 2007; Tıbea & Bompa, 2020). Russel & Graybeal (2013) tarafından 150 MPa'dan fazla basınç dayanımına, 5 MPa'dan fazla çekme dayanımına sahip yeni nesil bir çimento esaslı

kompozit malzeme olarak tanımlanmıştır. Resplendino & Toulemonde (2011) tarafından ise, 150-250 MPa aralığında basınç dayanımına sahip olan, sünek davranışın elde edilmesi ve mümkünse pasif donatının elimine edilmesi amacıyla çelik lif içeren çimento matrisli malzeme olarak ifade edilmiştir.

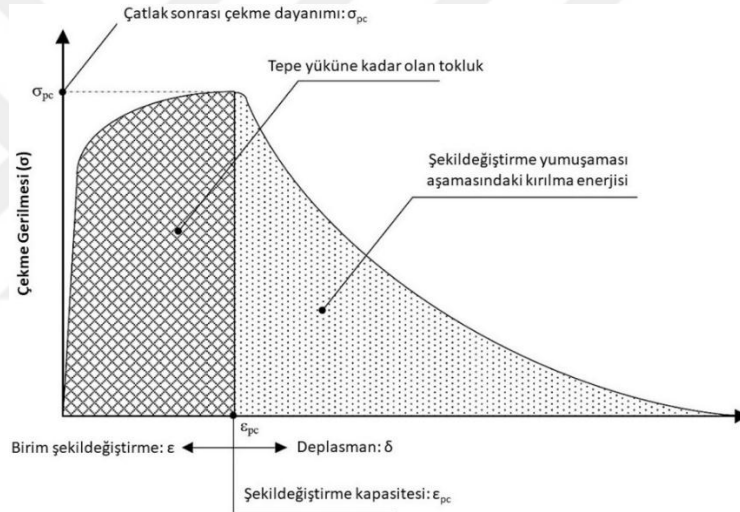
Bilindiği üzere, 20-50 MPa basınç dayanımına sahip olan normal dayanımlı betonlarda eğilme dayanımı 4-8 MPa aralığında iken, 60-80 MPa basınç dayanımına sahip yüksek dayanımlı betonlarda ise eğilme dayanımı en fazla 10 MPa seviyelerine ulaşabilmektedir (Dugat ve diğ., 1996). UYPB ise, yüksek miktarda lif içermesi durumunda 8-11 MPa çekme dayanımına sahip olmanın yanı sıra, eğilme dayanımları da 25-40 MPa'a kadar ulaşabilmektedir (Resplendino & Toulemonde, 2011). Bununla birlikte, gerek çekme gerekse basınç dayanımları lif yönlenmesine göre bir miktar değişkenlik gösterebilmekte, bahsedilen anizotropi durumu artan lif içeriğine bağlı olarak artabilmektedir (Bft International, 2020; Leutbecher & Rebling, 2019). Ayrıca, UYPB elemanların yapısal tasarımı için çatlak sonrası çekme davranışı da temel bir malzeme parametresi olarak görülmekte ve bu özellik çoğunlukla lif hacmi, dağılımı ve yönlenmesinden etkilenmektedir. Özellikle lif yönlenmesi ve dağılımı, farklı yapı elemanlarında taze betonun kıvamı ve döküm/sıkıştırma yöntemine bağlı olarak değişkenlik gösterebilmektedir (Yoo ve diğ., 2017; Zhou & Uchida, 2017).

UYPB'ler için maksimum agrega tane boyutu 10 mm ile sınırlandırılmakla birlikte, özgül ağırlıklarının 2200-2800 kg/m³, çekme altında 28 günlük numunenin elastik limitinin ($f_{ctk,el}$) ise minimum 6 MPa olduğunu söylemek mümkündür (Toutlemonde ve diğ., 2016). Sıcaklık kürü uygulanmaması durumunda UYPB'de çok az bir miktar (~150 µm/m) sünme görülebilmesine rağmen, belirli bir sıcaklık altında kür edildiğinde neredeyse hiç sünme yapmamaktadır. Sıcaklık kürü uygulanmamış UYPB için "uzun süre sonundaki sünme katsayısı" (c_{cu}) 0,8-1 aralığında yer almaktadır. Bu değerler, silis dumanı içeren yüksek performanslı betonlarınkine benzerdir. UYPB'lerde geleneksel betonlardan farklı olarak, çok düşük s/ç oranı nedeniyle, oldukça yüksek miktarda otojen rötre (~550 µm/m) görülebiliyor olması ise nadir dezavantajlarından. Yüksek performanslı betonlardan farkları ise genel olarak şu şekilde ifade edilmiştir (Resplendino & Toulemonde, 2011):

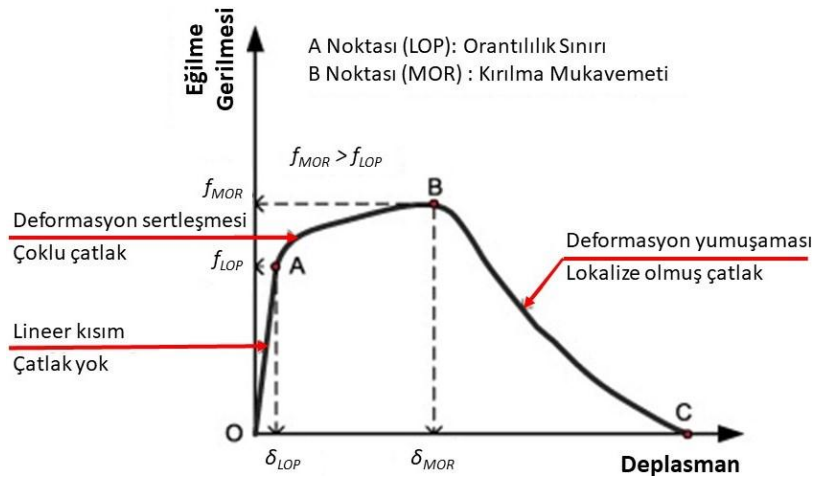
- Genellikle 150 MPa'dan fazla basınç dayanımına sahiptir.

- Herhangi bir kapiler boşluk içermeyecek kadar yüksek bağlayıcı içeriğine sahiptir.
- 7 MPa'dan fazla çekme dayanımına sahiptir.
- Liflerin sistematik şekilde kullanımı sayesinde, gevrek davranış sergilememenin yanı sıra, geleneksel aktif veya pasif donatının kaldırılmasına imkan sağlayabilecek durumdadır.

Çekme altında gösterdiği şekildeğiştirme sertleşmesi, çatlak öncesi ve sonrası çekme dayanımı ve liflerin çatlak köprüleme etkisi UYPB'nin başlıca önemli özelliklerindendir. Çekme ve eğilme altındaki tipik UYPB malzeme davranışları Şekil 2.9 ve Şekil 2.10'da gösterilmiştir.



Şekil 2.9 : Tipik bir UYPB çekme davranışı (Tran & Kim, 2017).



Şekil 2.10 : Tipik bir UYPB eğilme davranışı (Nguyen ve diğ., 2013).

UYPB'nin çekme altındaki davranışı genellikle üç aşamada tarif edilmektedir (Savino ve diğ., 2018).

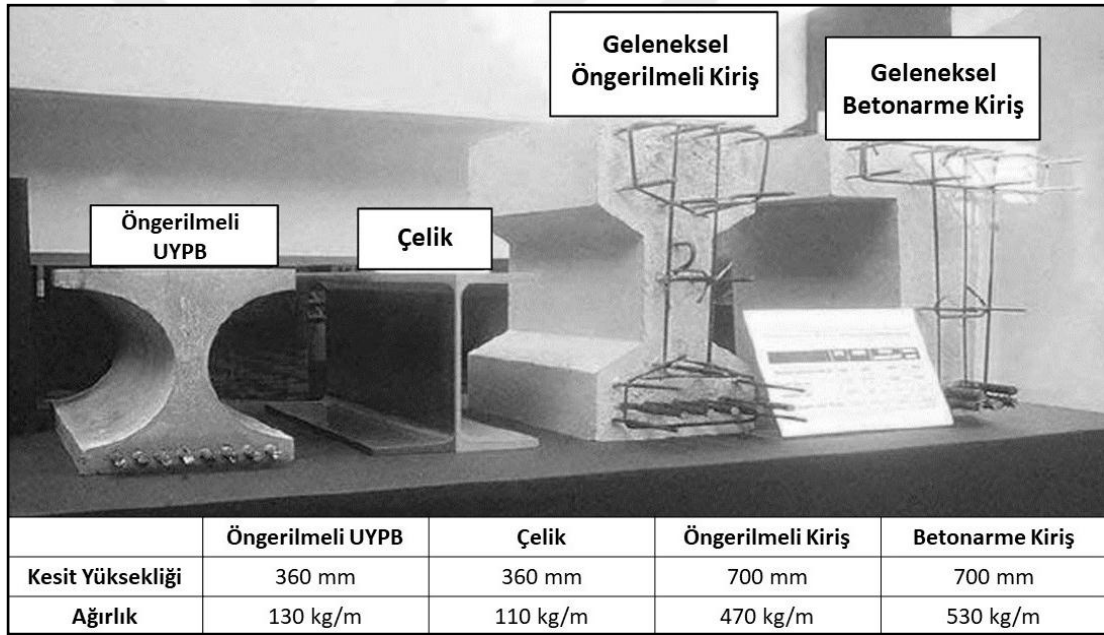
- I. Kısım: Neredeyse ilk çatlağın görüldüğü ana kadar devam eden lineer elastik davranışın görüldüğü kısımdır. Bu kısımda genellikle malzemenin davranışı liflerden ziyade matris tarafından yönetilmektedir.
- II. Kısım: İlk çatlağın görülmesinden sonra liflerin katkısıyla birlikte çoklu çatlak oluşumu ve şekildeğiştirme sertleşmesi görülmektedir.
- III. Kısım: Liflerin çatlamış matristen sıyrıldığı bölgedir. Görünür düzeyde makro boyutta çatlak oluşumu ve şekildeğiştirme yumuşaması meydana gelmektedir.

UYPB karışımındaki çelik liflerin başlıca etkisi çatlak sonrası davranışta görülmekteyken, ilk çatlak davranışı liflerin çatlak köprülemesinden ziyade matrisin dayanımıyla ilişkilidir (Çotur ve diğ., 2019; Yoo ve diğ., 2016b). Rastgele dağılmış olan çelik lifler çatlak köprülemesi yaparak çatlağın ilerlemesini önlemekte, genişlemesini geciktirmektedir. Çatlak köprülemesi, çoklu mikro çatlakların oluşmasını sağlamakta, ilk çatlak oluşumundan sonra artan çekme gerilmelerinin şiddetini azaltmaktadır. Betonun kompasitesi yüksek bir matrise sahip olması ve liflerin çatlakları sınırlaması sonucunda elde edilen yüksek durabilite özellikleri, çok daha uzun ömürlü yapı elemanları üretilebilmesine imkan sağlamaktadır (Birol ve diğ., 2019). Çoklu mikro çatlak oluşumuna bağlı olarak, sahip olduğu üstün çatlak-sonrası çekme performansı nedeniyle, özellikle geniş açıklıklı ve eğilmeye maruz kalacak yapı elemanları için oldukça uygun bir malzemedir (Yoo & Yoon, 2016). Bununla birlikte UYPB, darbe ve patlama dayanımının öncelikli olduğu yapılar için de büyük önem taşıyan malzemelerin başında anılmaktadır (Astarlioglu & Krauthammer 2014; Choi ve diğ., 2014).

UYPB, tüm bu benzersiz özellikleri sayesinde kesit ölçülerinin küçülmesine, buna bağlı olarak yapı ağırlıklarının ve dahi altyapı ve montaj giderlerinin önemli ölçüde düşürülmesine imkan sağlayacak bir yapı malzemesi olarak görülmüştür (Gilbert ve diğ., 2000). Yüksek basınç dayanımı ve sünekliği sayesinde daha yüksek miktarda öngerme uygulanması ve daha narin yapı elemanlarının tasarlanması mümkün olmaktadır. Daha küçük kesitler sayesinde azalan yapı ağırlığı, bilindiği üzere beraberinde yapıya etkiyecek deprem kuvvetlerinin de azalmasına neden olacaktır.

Ayrıca, “yüksek performans” ifadesinin işaret ettiği üzere, üstün durabilite özellikleri, ince yapısal elemanların üretilmesine de imkan vermektedir. Üstyapı ve altyapı boyutlarının küçülmesi malzeme tüketimini düşürürken, nakliye giderlerinin düşürülmesi, taşıma kolaylığı, doğal kaynakların verimli kullanılması, enerji ve sera gazı emisyonu tüketiminin düşmesi gibi birçok sürdürülebilir fayda da sağlamaktadır (Voo ve diğ., 2010).

Şekil 2.11’de eşit moment taşıma kapasitesine (675 kN.m) sahip çeşitli kiriş elemanları gösterilmiştir. Buna göre, geleneksel betondan üretilen bir kirişin sahip olduğu moment taşıma kapasitesinin, yaklaşık dörtte biri ağırlığına sahip bir UYPB kiriş ile elde edilebileceğini söylemek mümkündür. Buna ek olarak, UYPB ile yapımı tamamlanan bir yapının ağırlığı, geleneksel betonarme bir yapının ağırlığının 1/3’üne kadar düşebilmektedir (Tam ve diğ., 2012; Wang ve diğ., 2015).



Şekil 2.11 : Eşit moment taşıma kapasitesine sahip kirişlerin karşılaştırılması (Dauriac, 1997).

2.8. Kullanım Alanları

Gerek dayanım gerekse durabilite açısından yüksek performansa sahip olan UYPB’lerin geleneksel betonlar gibi şantiye şartlarında üretilmesi oldukça zordur. Bu sebeple, UYPB’den yapılan ürünlerin genel olarak prefabrik olarak üretildiğini ve bu ürünlerin de genellikle ön dökümlü köprü kirişleri olduğunu söylemek mümkündür.

Gökdelenler ve geniş açıklı köprülerin yanı sıra, yüksek darbe dayanımına sahip olması nedeniyle nükleer enerji santralleri ve askeri yapılar için de oldukça uygun bir yapı malzemesidir (Ngo ve diğ., 2018). Bununla birlikte UYPB'nin, ince cidarlı yüksek basınç su ve buhar borularında, ince taşıyıcı duvarlarda, tünellerde ve dahi yüksek dayanım-dayanıklılık gerektiren her türlü projede kullanılması mümkündür (Topçu ve Karakurt, 2005).

Geçtiğimiz 20 yıllık süreçte yapı elemanları, köprüler, onarım ve güçlendirme işleri, yel değirmeni kuleleri, kıyı yapıları ve gaz endüstrisi uygulamaları gibi çeşitli alanlarda taşıyıcı sistem unsuru olarak ya da kaplama malzemesi olarak çeşitli ülkelerde kullanım örnekleri bulunmaktadır (Azme & Shafiq, 2018; Voo ve diğ., 2017). Fransa'da, agresif çevre koşullarına karşı dayanıklı olması sebebiyle deniz bölgesinde bulunan birçok yel değirmenininde (Sobek ve diğ., 2013; Sritharan & Schmitz, 2013) ve nükleer reaktör duvarlarının güçlendirilmesinde (Corvez & Masson, 2013) kullanılmıştır. Duktıl (sünek) davranışı UYPB'lerin sismik bölgelerdeki yapılarda kullanımını makul kılmaktadır (Bindiganavile, 2002; Long ve diğ., 2014). Avustralya, Avusturya, Kanada, Çin, Çekya, Fransa, Almanya, İtalya, Japonya, Malezya, Hollanda, Yeni Zelanda, Slovenya, Güney Kore, İsviçre ve ABD gibi ülkelerde köprü yapılarında kullanım örnekleri görülmektedir (Voo ve diğ., 2017). Güney Kore'de 2007 yılında Kore Yapı Teknolojisi Enstitüsü tarafından gergi askılı köprülerde UYPB kullanımının araştırılması için 11 milyon \$ değerinde bütçe ayrılmıştır (Kim ve diğ., 2012). Malezya'da ise UYPB'nin tanınması, 2006 yılında Dura Teknoloji (DURA) firmasının kuruluşu ve 2010 yılında ilk köprü uygulamasının gerçekleştirilmesiyle olmuştur. Sonuç olarak, Malezya'da 2010 yılından itibaren UYPB kullanılarak yapımı tamamlanan 70'in üzerinde köprü bulunmaktadır (Maher & Voo, 2016). FHWA'nın 2013'te yayımladığı rapora göre (Russell & Graybeal, 2013), ABD ve Kanada'da kiriş, döşeme, koruyucu tabaka veya sahada dökülen birleşim elemanı gibi çeşitli görevler için bir şekilde UYPB kullanılmış olan toplamda 55 köprü mevcuttur. Bu rakamın Avrupa'da 22, Asya ve Avustralya'da ise 27 olduğu bildirilmiştir.

En eski UYPB uygulamalarından biri, Cattenom/Fransa'daki enerji santralinde gerçekleşmiştir. Burada bulunan soğutma kulesindeki çelik kirişler, 1996-1998 yılları arasında üretimi yapılan UYPB kirişler ile değiştirilmiştir. Kirişlerin üretiminde hacimce %2 oranında lif içeriğine sahip bir UYPB karışımı kullanılmıştır. Bu projede,

yüksek dayanımından ziyade, kiriş elemanlarının maruz kaldığı agresif ortam koşullarına karşı UYPB'nin sahip olduğu üstün durabilite özellikleri bu malzemenin tercih edilmesinde etkili olmuştur (Toutlemonde, 2010). Bununla birlikte, dünya üzerinde UYPB kullanılarak yapımı tamamlanan ilk proje, 1997 yılında Kanada'da öngerilmeli olarak inşa edilen Sherbrooke yaya köprüsü (Şekil 2.12) olarak bilinmektedir (Blais & Couture, 1999). UYPB kullanımı sayesinde 60 metrenin tek açıklıkla geçilebilmesi mümkün olmuştur. Sherbrooke köprüsünde kullanılan ve basınç dayanımı yaklaşık 200 MPa olan betonun karışım oranları Tablo 2.1'de verilmiştir.



Şekil 2.12 : Sherbrooke yaya köprüsü (Blais & Couture, 1999).

Tablo 2.1 : Sherbrooke yaya köprüsü 1 m³ UYPB bileşimi (Blais & Couture, 1999).

Bileşen	Miktar (kg)
Çimento	710
Silis Dumanı	230
Öğütülmüş Kuvars	210
Silis Kumu	1010
Çelik Lif	190
Kimyasal Katkı	19
Toplam Su	200

2001 yılında Fransa'da yapılan Bourg-lès-Valence köprüsü, dünya üzerinde UYPB'den üretilen ilk karayolu köprüsü olmuştur (Hajar vd., 2004). 20 metrelik iki açıklık ile oluşturulan köprü kirişleri pi kesitli, öndökümlü, öngermeli ve aynı zamanda enine donatısız olarak üretilmiştir. Güney Kore'nin başkenti Seul'de, yapımı 2002'de

tamamlanan Seonyu yaya köprüsü ise, 120 metrelik tek açıklığı ile UYPB'den üretilmiş en uzun yaya köprüsü olmuştur (Şekil 2.13). Köprü yapımında, Lafarge firmasının Ductal ticari ismiyle piyasaya sunduğu UYPB sistemi kullanılmıştır. Seonyu köprüsü, 30 mm kalınlığındaki döşemeyi destekleyen pi şeklindeki kemerden oluşmaktadır. Eşdeğer yük taşıma kapasitesi göz önünde bulundurulduğunda, UYPB sayesinde bu tip bir yapı için geleneksel betonun yarısı kadar malzemeye ihtiyaç duyulmuştur (Voo vd., 2014). Öngerilmeli sistemle UYPB kullanılarak prekast olarak inşa edilmiş köprü yapılarına başka bir örnek olarak Avustralya'da 2005 yılında yapımı tamamlanan Shepherds Köprüsünü de vermek mümkündür (Şekil 2.14). 15 metre açıklığa ve 20,8 metre genişliğe sahip araç köprüsü için I kesitli UYPB kirişler kullanılmıştır. 4,2 ton ağırlığa sahip I kirişler ile çözülen bu sistemin geleneksel betonla yapılmak istenmesi durumunda kiriş ağırlığının 9 tona çıkacağı hesap edilmiştir (Cavill ve Chirgwin, 2004). UYPB'den üretilen ilk otoyol köprüsü ise ABD'nin Iowa eyaletinde 2006 yılında, öngerilmeli, öndökümlü, 33,5 metre tek açıklığa sahip kirişlerden inşa edilen, etriye içermeyen, 47 adet 15,2 mm çapında öngerme toronuna sahip Mars Hill köprüsüdür (Russell ve Graybeal, 2013).



Şekil 2.13 : Seonyu yaya köprüsü (Bayard ve diğ., 2004).



Şekil 2.14 : Shepherds ırmağı köprüsü (Rebentrost ve Wight, 2009).

UYPB tüm bunlara ek olarak, yüksek kompasitesi ve ince tanelerden oluşması sayesinde mimari kalitesi yüksek, estetik yüzeylerin elde edilmesine de imkan vermektedir (Şekil 2.15) Özellikle Fransa’da UYPB’nin Stade Jean Bouin (Jean Bouin Stadyumu) ve MuCEM (Avrupa ve Akdeniz Uygarlıkları Müzesi) gibi yapılarda mimari amaçlı kullanım örnekleri bulunmaktadır (NPCA, 2011). Jean Bouin Stadyumu, öndökümlü olarak üretilen UYPB’nin dünya üzerindeki ilk cephe sistemi uygulamasıdır. MuCEM ise aynı zamanda, N ve Y şekilli narin kolonları ve 78 m uzunluğundaki yaya geçidi ile birden çok öndökümlü yapısal UYPB elemana sahip bir yapıdır.



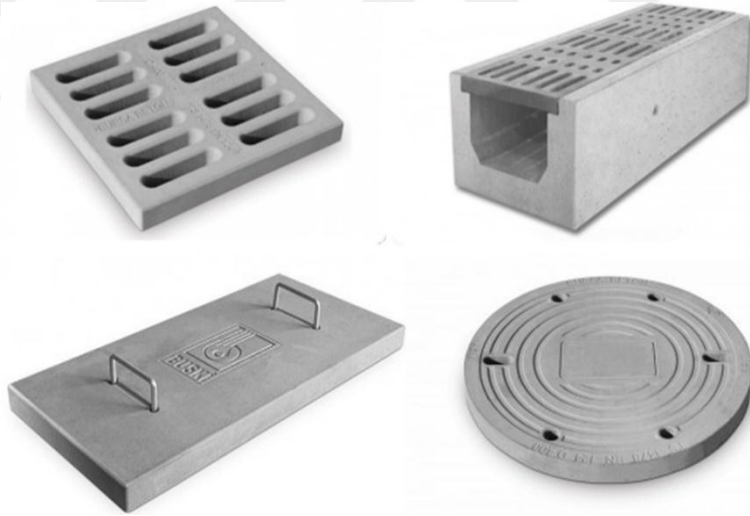
Şekil 2.15 : Mimari UYPB uygulamaları.

UYPB uygulamalarına bir başka örnek olarak Fransa’nın Montpellier şehrinde 2010 yılında yapımı tamamlanan “La République Köprüsü”nün verilmesi mümkündür (Şekil 2.16). Bu projenin en önemli özelliklerinden birisi, yapısal açıdan yüksek dayanım ve dayanıklılığa sahip olmanın yanı sıra aynı zamanda mimari ve estetik açıdan oldukça zarif bir görünüme sahip olmasıdır (Ricciotti ve diğ., 2017). Le Lez nehrinde yılın belli zamanlarında su seviyesinin aniden ve aşırı artışına bağlı olarak nehir kıyısında meydana gelen ciddi hasar dikkate alınarak köprü yapımında önerilmeli UYPB kullanılmıştır. 17 metre genişliğe ve 75 metre toplam açıklığa sahip köprü 3 açıklıktan oluşmaktadır ve su içerisinde ayakları bulunmamaktadır. Yapımı 4 aylık bir sürede tamamlanmıştır. I kesitli giriş elemanlarında hacimce %2,5, köprü ayaklarında ise %1,25 çelik lif kullanılmıştır. Beton basınç dayanımı 150-165 MPa, elastisite modülü ise 52-57 GPa aralığındadır.



Şekil 2.16 : La République Köprüsü (Ricciotti ve diğ., 2017).

UYPB'nin yapısal açıdan olduğu gibi başka alanlarda da çeliğe alternatif bir malzeme olduğunu söylemek mümkündür. Birçok alanda pratik ve uzun ömürlü çözümler sunabilmektedir. Bu doğrultuda, dökme demir yerine UYPB kullanılarak, prefabrik olarak üretime uygun yağmur suyu ızgarası, yağmur suyu kanalı, parsel baca kapağı ve rögar kapağı gibi ürünler de üretilebilmektedir (Şekil 2.17). Ülkemizde çeşitli şehirlerde bu ürünlerin kullanım örnekleri mevcuttur.



Şekil 2.17 : Çeşitli UYPB ürünleri (Url-1).

2.9. Dünya Genelindeki UYPB Standartları ve Standardizasyon Çalışmaları

1990'lı yılların sonu itibariyle literatürde yerini aldıktan sonra, kısa süre içerisinde dünya genelinde bulunan çeşitli ölçekteki bazı mühendislik projelerinde kullanılmaya başlanmasına rağmen, UYPB'nin gerçek yapılarda kullanım örnekleri sınırlı kalmış, hızlı şekilde yaygınlaşamamıştır. Sayısız birçok avantajına rağmen, malzeme maliyeti

ve üretim yöntemlerindeki bazı farklılıklara ek olarak, tasarım ve analiz tekniklerinin mevcut olmaması veya sınırlı olması bu durum üzerinde etkili olmuştur. İlgili tasarım yönetmeliklerinin nicelik ve kapsam bakımından gelişmesi ile birlikte kullanımı gün geçtikçe artmaktadır.

Dünya üzerindeki ilk UYPB tasarım kılavuzu, Ductal ticari ismiyle piyasada yer alan RPB'den üretilen öngerilmeli kirişlerin tasarım esasları üzerine Gowripalan & Gilbert (2000) tarafından Avustralya'da yayımlanmıştır. Bu tasarım kılavuzunun oluşturulmasında, malzeme özellikleri ve davranışı için mevcut olan RPB literatürünün yanı sıra, betonarme yapıların tasarımı için kullanılan Avustralya standardı AS3600 (1994)'ten yararlanıldığı ifade edilmiştir.

UYPB'lerin gerek malzeme özellikleri gerekse yapısal tasarımı için kapsamlı olarak yayımlanan ilk tasarım kılavuzu ise Fransa'da yayımlanan AGFC-Setra (2002)'dir. Sonrasında yine malzeme ve tasarım ilkeleri üzerine Almanya'da 2003 yılında bir rapor yayımlanmıştır (DAfStB, 2003). 2004 yılında Japon İnşaat Mühendisleri Topluluğu (JSCE) tarafından tasarım önerileri yayımlanmıştır (JSCE, 2004). 2012 yılında Güney Kore'de Beton Enstitüsü (KCI) tarafından geliştirilen ve bir çeşit UYPB olan K-UHPC ismi verilen beton için, Fransa ve Japonya'dakine benzer bir tasarım yönetmeliği yayımlanmıştır (KCI, 2012).

Fransa'da 2002 yılında ilk yayımlanan kılavuz 2013 yılında güncellenmiş (AFGC, 2013), sonrasında 2016 yılında ise AFGC kılavuzları temel alınarak AFNOR (Fransız Standardizasyon Birliği) tarafından standart haline getirilmiştir. Bu doğrultuda Fransa'da, UYPB malzeme özellikleri üzerine NF P18-470 (2016) ve UYPB'den üretilen betonarme yapıların tasarımı için NF P18-710 (2016) olmak üzere iki ayrı standart bulunmaktadır.

İlk tasarım kılavuzlarının yayımlanmaya başladığı günden başlayarak günümüze kadar, çeşitli ülkelerde UYPB üzerine standardizasyon çalışmaları yürütülmüştür. Gün geçtikçe farklı araştırma grupları tarafından yeni tasarım kılavuzları/yönetmelikler sunulmakta, gerek akademik çalışmalarda gerekse mühendislik uygulamalarında bu esaslara göre tasarımlar yapılmaktadır. Bu doğrultuda, dünya genelinde yayımlanmış belli başlı tasarım kılavuz ve standartları Tablo 2.2'de listelenmiştir.

Tablo 2.2 : Dünya genelindeki başlıca UYPB tasarım kılavuz ve standartları.

Yayımlayıcı	Kılavuz/Yönetmeliğin İsmi	Yılı	Ülke
Gowripalan & Gilbert	Design Guidelines for Ductal Prestressed Concrete Beams	2000	Avustralya
AFGC-S��tra	UHPRFC-Interim recommendations	2002	Fransa
JSCE	Recommendations for Design and Construction of UHSFRC Structures	2008	Japonya
KCI	Design Recommendations for UHPC (K-UHPC)	2012	Kore
AFGC	UHPRFC-Recommendations	2013	Fransa
SIA	SIA 2052 (UHPRFC: Materials, Design and Application)	2014	��svi��re
SAC	GB/T 31387-2015 (Reactive Powder Concrete)	2015	��in
AFNOR	NF P18-470 (UHPRFC Specifications, Performance, Production & Conformity)	2016	Fransa
AFNOR	NF P18-710 (Design of Concrete Structures: Specific Rules for UHPRFC)	2016	Fransa
DAfStb	Guideline – ‘UHPC’ (Draft)	2017	Almanya
ASTM	ASTM C1856-17 Stand. Practice for Fabricating and Testing Spc. of UHPC	2017	ABD
ACI	ACI 239C-ETR on the Structural Design of Ultra-High Perf. Concrete.	2017	ABD
ACI	ACI PRC-239-18: Ultra-High Perf. Concr.: An Emerging Technology Report	2018	ABD
CSA	CSA-A23.1 Annex U (Ultra-High-Performance Concrete)	2019	Kanada

Günümüze kadar dünya genelinde, farklı karışım oranı, lif türü ve içeriği, akıcılık, basınç dayananımı, çekme davranışı ve k  r koşullarına sahip birçok UYPB geliştirilmiştir. Güncel standartlara göre ise UYPB tanımının genel olarak şu şekilde yapılması mümkündür:

Minimum 120-130 MPa karakteristik basınç dayanımına sahip, çekme etkisi altında sünek davranış gösteren, yoğun tanecik diziliimli, yüksek durabilit  ye ve belirli bir akıcılığa sahip   imento esaslı kompozit malzemeler (AFGC, 2013; ASTM C1856, 2017; NF P18-470, 2016; SIA 2052, 2014).

UYPB'nin minimum basınç dayanımı genellikle 150 MPa olarak ifade edilmesine ragmen, UYPB uygulamalarının geliştirilmesi ve rekabet gücünün garanti altına alınması için bazı araştırma grupları tarafından minimum basınç dayanımının 120-130 MPa olarak anıldığı görülmektedir (ASTM C1856, 2017; CSA-A23.1-Annex U, 2019; SIA 2052, 2014; Walraven, 2012). Dahası, Çin Standardizasyon İdaresi (SAC) tarafından RPB   zerine yayımlanan yönetmelikte (GB/T 31387, 2015) minimum basınç dayanımı 100 MPa olarak belirtilmiştir. Ancak, Fransız yönetmeliğinde bu durum farklı şekilde ele alınmıştır.

NF P 18-470 (2016)'ya göre beton sınıfları Tablo 2.3'te verilmiştir. Yönetmelik, çelik lif içeren, minimum 150 MPa basınç dayanıma sahip UYPB'leri "S Tipi" ("UHFPFRC-Type S") olarak adlandırmaktadır. S tipi UYPB'lerin yapısal tasarımda kullanımları ise NF P 18-710 (2016)'da mevcuttur. Bununla birlikte, gevrek olmayan davranışın elde edilebildiği farklı türden liflerin kullanıldığı, minimum 130 MPa basınç dayanımına sahip UYPB'ler ise "A tipi UYPB" olarak adlandırılmaktadır. Metalik liflerin kullanıldığı ancak dayanımı 130-150 MPa aralığında olanlar ise "Z tipi" olarak adlandırılmış olup, A ve Z tipi UYPB'lerin mimari uygulamalar veya yapısal olmayan elemanlarda kullanılabilir olduğu belirtilmektedir. Şimdilik çelik haricinde bir tür lif içeriğine ve/veya 150 MPa'nın altında basınç dayanımına sahip UYPB'lerin kullanıldığı yapısal tasarımlar gelenekselin dışında olarak değerlendirilmektedir. Bu tip UYPB'ler, NF P 18-710 (2016) standardının kapsamı dışında tutulduğundan özel teknik onay gerektirmektedir (Toutlemonde ve diğ., 2016). Bu yönetmelikte bahsedilen basınç dayanımları 11/22 cm silindir numunelerde 28 gün için verilen karakteristik dayanımlardır. Deneyler için küp numune tercih edilecekse standartta numune boyutlarının 10x10x10 cm olması gerektiği belirtilmiştir.

Tablo 2.3 : UYPB basınç dayanım sınıfları (NF P 18-470).

Tipi	Beton Sınıfı	Min. Karakteristik Silindir Dayanımı (MPa) (f_{ck-sil})	Min. Karakteristik Küp Dayanımı (MPa) ($f_{ck-küp}$)
UYPB-Tip Z	BFUP 130/145	130	145
UYPB-Tip S	BFUP 150/165	150	165
UYPB-Tip S	BFUP 175/190	175	190
UYPB-Tip S	BFUP 200/215	200	215
UYPB-Tip S	BFUP 225/240	225	240
UYPB-Tip S	BFUP 250/265	250	265

*BFUP (Bétons Fibrés à Ultra-hautes Performances): UYPB

Bununla birlikte, söz konusu standartta (NF P 18-470, 2016) malzemenin çekme davranışı, uygulanan termal kür, geliştirilmiş potansiyel durabilite özellikleri ve hidrolik aşınmaya karşı direnç özelliklerine göre çeşitli sınıflandırmalar mevcuttur. Bunlardan çekme davranışına göre UYPB sınıflandırması Tablo 2.4'te, termal kür durumlarına göre UYPB sınıflandırması ise Tablo 2.5'te verilmiştir. Çekme davranışı, doğrudan çekme deneyi sonucunda elde edilen elastiklik limiti (ortalama ve karakteristik) ($f_{ctm,el}$

ve $f_{ctk,el}$) ve çatlak-sonrası dayanım değerlerine (ortalama ve karakteristik) (f_{ctfm} ve f_{ctfk}) göre belirlenmektedir.

Tablo 2.4 : Çekme davranışına göre UYPB sınıfları (NF P 18-470).

Sınıf İsmi	Açıklama
T1	Şekildeğiştirme yumuşaması gösteren ($f_{ctfm}/1,25 < f_{ctm,el}$ ve $f_{ctfk}/1,25 < f_{ctk,el}$)
T2	Sınırlı şekildeğiştirme sertleşmesi gösteren ($f_{ctfm}/1,25 \geq f_{ctm,el}$ ve $f_{ctfk}/1,25 < f_{ctk,el}$)
T3	Belirgin şekildeğiştirme sertleşmesi gösteren ($f_{ctfm}/1,25 \geq f_{ctm,el}$ ve $f_{ctfk}/1,25 \geq f_{ctk,el}$)

Tablo 2.5 : Kür durumuna göre UYPB sınıfları (NF P 18-470).

Sınıf İsmi	Açıklama
STT	Herhangi bir termal kür işlemi uygulanmamış.
TT1	Kalıp içerisinde ısıtma uygulayarak, prizın daha erken başlaması için betonun hidrasyonu termal olarak hızlandırılmış.
TT2	Beton sertleştikten birkaç saat sonra yaklaşık 90 °C sıcaklıkta ve %90'ın üzerinde nem ortamında birkaç on saat boyunca termal olarak kür uygulanmış.
TT1+2	TT1 ve TT2 olarak tanımlanmış kür koşulları birlikte uygulanmış.

RPB üzerine yayımlanan Çin Standardı GB/T 31387 (2015)'te belirtilen dayanıma göre UYPB sınıfları ise Tablo 2.6'da verilmiştir. Tablo 2.6'da verilen basınç dayanımı değerleri 10x10x10 cm küp numuneden, eğilme dayanımı değerleri ise 10x10x40 cm prizmatik numuneden elde edilen değerlerdir. Söz konusu standartta taze karışımın vibrasyon uygulanarak kalıba doldurulması ve yüzeyin en son spatula yardımıyla düzeltilmesi önerilmiştir. Bununla birlikte, eğer uygulanacaksa buhar küründe sıcaklık artışının 12 °C/saat'ten yüksek olmaması gerektiği ifade edilmiştir.

Tablo 2.6 : UYPB dayanım sınıfları (GB/T 31387).

Dayanım Sınıfı	Basınç Dayanımı (MPa)	Eğilme Dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)
RPB 100	≥ 100	≥ 12	≥ 40
RPB 120	≥ 120	≥ 14	≥ 40
RPB 140	≥ 140	≥ 18	≥ 40
RPB 160	≥ 160	≥ 22	≥ 40
RPB 180	≥ 180	≥ 24	≥ 40

Alman kılavuzunda (DAfStb, 2017) C130, C150, C175 olmak üzere üç değişik UYPB sınıfı tanımlanmaktadır. Uygulamada halihazırda UYPB ile kazanılan deneyime dayanarak, en yüksek mukavemet sınıfı şu anda uygulamaların çoğunluğu için engelleyici olmayacak şekilde C175 ile sınırlı tutulmuştur. C130'un, yüksek dayanımlı betonlar (YDB) ve tipik UYPB (genellikle en az 150 MPa basınç dayanımına sahip olarak tanımlanan) arasında bağlantı oluşturduğu kabul edilmektedir (Schmidt ve diğ., 2017).

UYPB kullanımının teşvik edilmesi ve yaygınlaştırılması amacıyla İspanya'da da 2015 yılında ACHE (Technical Spanish Association of Concrete) tarafından bir çalışma grubu oluşturulmuş ve İspanya'daki ilk UYPB kılavuzunun hazırlanması hedeflenmiştir. İspanyol çalışma grubu, UYPB proje parametreleri olarak basınç dayanımı, çevresel etki ve işlenebilirliği almanın uygun olacağını, ancak maksimum agrega çapı için aynı durumun söz konusu olmayabileceğini ifade etmiştir (Lopez ve diğ., 2017).

CSA-A23.1 (2019)'a göre UYPB, çatlama sonrası süneklik için lif içerebilen, minimum 120 MPa basınç dayanımına sahip, çapı 0,6 mm'den küçük (daha büyüğü de kullanılabilir) inorganik malzemelerin uygun tane dizilimiyle formüle edilmiş, yüksek dayanımlı betonlardan daha yüksek dayanım, durabilite ve süneklik özelliklerine sahip çimento esaslı malzemeler olarak tarif edilmiştir. CSA dokümanı kapsam olarak, UYPB'lerin basınç-eğilme dayanımı, aşınma, su emme, klor iyon geçirirmliliği ve sülfata dayanıklılık gibi dayanım ve durabilite özelliklerini karakterize etmenin yanı sıra kıvam, numunelerin kalıba yerleştirilmesi, kür ve sünme-rötre-termal katsayı gibi zamana bağlı özellikler konularında da tanımlamalar yapmaktadır.

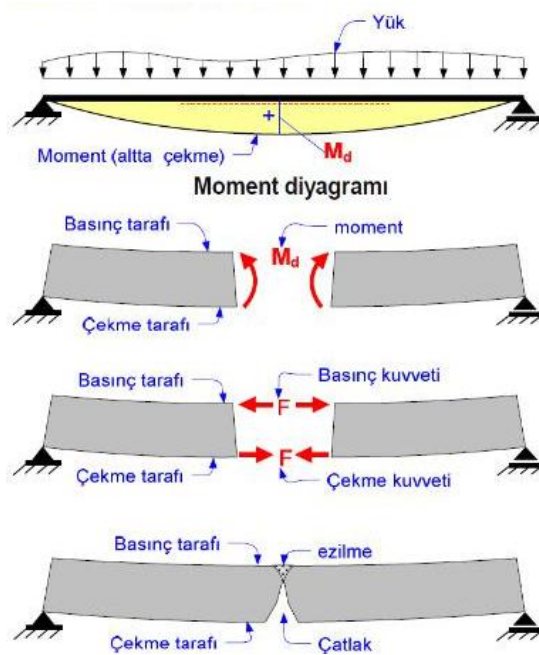
Amerikan Test ve Materyalleri Topluluğu (ASTM C1856, 2017), UYPB için gerekli minimum basınç dayanımını 120 MPa olarak tanımlarken, maksimum agrega tane boyutunu da 5 mm ile sınırlandırmıştır. Basınç testleri için 75/150 mm boyutlu silindir numuneler uygun görülmüş ve uygun yükleme hızı $1 \pm 0,05$ MPa/s olarak verilmiştir. Akıcılık testinin ASTM C1437 (2015)'e göre yapılması ve yayılma tablasında 200-250 mm yayılma miktarına sahip olması gerektiği ifade edilmiştir. Bununla birlikte, termal kütleme yapılacaksa çelik lifli betonların 48 saat 90 °C sıcaklıkta %95 nemde, farklı tipte metal dışı lif içerenlerin ise 72 saat 60 °C sıcaklıkta %95 nemde bekletilmesi

önerilmektedir. Amerikan Beton Enstitüsü ise (ACI 239C, 2017), UYPB'yi diğer standartlarla benzer şekilde tanımlamakla birlikte, UYPB minimum basınç dayanımını 150 MPa olarak belirtmiştir.



BÖLÜM 3. ÖNGERİLMELİ BETON

Yapı malzemeleri arasında en yaygın kullanılanı olan beton, birçok üstün özelliğine rağmen, gevrek davranışı ve özellikle çekme mukavemetinin basınç mukavemetine göre oldukça düşük olması gibi önemli dezavantajlara da sahiptir. Öyle ki, geleneksel betonların çekme dayanımlarının basınç dayanımlarının yaklaşık 1/10'u kadar olduğu bilinmektedir. Bununla birlikte, basınç altında kısılma ve çekme etkisi altında uzama kapasiteleri arasında da benzer bir oran mevcuttur (Ünal & Kürklü, 2007). Geleneksel “betonarme” yaklaşımında betonun sahip olduğu bu dezavantajın giderilerek çekme gerilmelerinin karşılanması maksadıyla çelik donatı çubukları kullanılmaktadır. Betonarme bir elemanda çelik donatı, yük altında meydana gelen eğilme momentlerini karşılamakta ve büyük çatlakları engellemektedir. Bununla birlikte, basınç donatısı olarak betonun sünme ve rötre şekil değiştirmelerini de küçültmekte önemli rol oynamaktadır. Şekil 3.1’de basit bir kirişte meydana gelen iç kuvvetler görülmektedir.

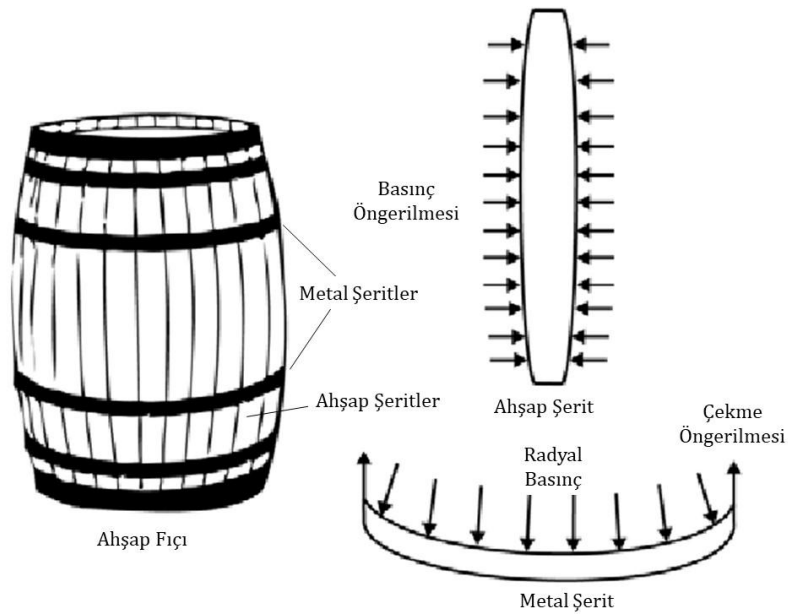


Şekil 3.1 : Basit mesnetli betonarme kirişte kuvvet çiftleri (Ünal & Kürklü, 2007).

Şekil 3.1’de eğilme etkisi altında oluşan M_d momenti, F ile gösterilen kuvvet çiftine eş değerdir ve şekilde de görüldüğü üzere kirişin üst kısmı basınç, alt kısmı ise çekme bölgesi olarak ifade edilmektedir. F kuvvet çiftlerinden basınç olanını yüksek basınç dayanımına sahip beton kendiliğinden karşılayabilirken, çekme kuvvetinin beton tarafından taşınması mümkün olamamaktadır. Kiriş alt kısmına bu çekme kuvvetinin karşılanması için nervürlü donatı çubukları yerleştiriliyor olmasına rağmen açıklığın artması ile birlikte geleneksel betonarme kirişler kendi ağırlığı sebebiyle ekonomik çözümler olmaktan çıkmaktadır. Özellikle geniş açıklıklarda, oluşan çatlaklar kabul edilebilir sınırlar içinde kalsalar bile donatı korozyonu riski böylelikle artmakta, yapı ömrü buna bağlı olarak azalmaktadır. Yapıya etkiyecek deprem yükünün de yapı ağırlığıyla doğru orantılı bir şekilde arttığı düşünüldüğünde, günümüz inşaat mühendisliği uygulamalarında öngerilmeli beton tekniğine ciddi bir ihtiyaç duyulmaktadır.

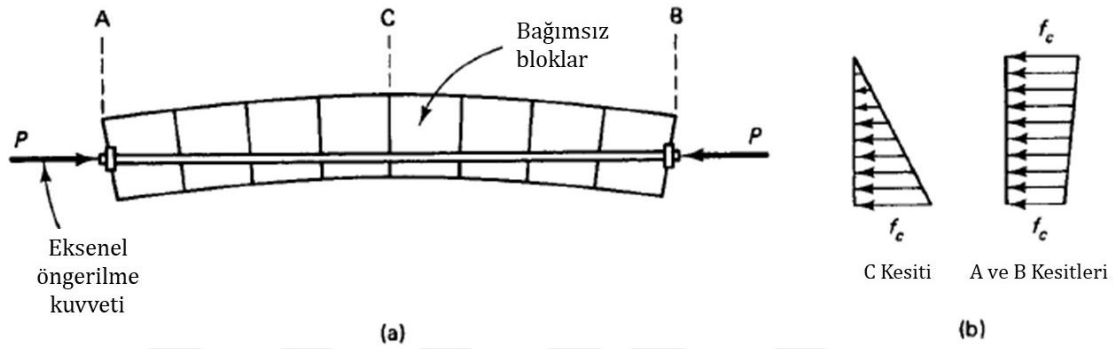
3.1. Öngerilmeli Betonun Tarihsel Gelişimi

Günümüzde halen yaygın olarak kullanılmasına rağmen “öngerilmeli beton” kavramı çok yeni bir kavram değildir. İlk çağlardan beri uygulanan bir yöntem olarak, ahşap şeritlerin gerilmiş metal veya ahşap şeritler ile bir arada tutulduğu ahşap fıçılar (Şekil 3.2) bilinen en eski öngerilme uygulaması olarak kabul edilmektedir (Nieto, 2014).



Şekil 3.2 : İlk çağlarda öngerilme uygulaması (Nieto, 2014).

1872’de ilk olarak Kaliforniyalı mühendis P. H. Jackson, çelik gergi çubuğu kullanıp içlerinden geçirerek birbirinden bağımsız bloklardan kemer ve kirişler yapmış (Şekil 3.3) ve bu uygulamanın patentini almıştır (Dinges, 2009). 1888’de C. W. Doehring Almanya’da ürettiği öngerilmeli beton döşemeler için patent almış, ancak bu ürün zaman içindeki öngerilme kayıpları nedeniyle beklenen başarıya ulaşamamıştır. Öngerilme kayıplarının üstesinden gelmek için yüksek mukavemetli çeliğin bulunamaması nedeniyle, sonrasında uzun bir süre boyunca öngerilme teknolojisinde önemli bir gelişme kaydedilememiştir (Nawy, 2009).



Şekil 3.3 : İlk doğrusal öngerilme uygulaması (Nawy, 2009).

1920’lerin ilk başlarında W. H. Hewett dairesel öngerilme ilkesini geliştirmiş, beton tankların duvarlarının etrafına öngerilmeli çelik bantlar sararak bir çevresel gerilme oluşturmuş, çelik bantların sayı ve dizilişlerini ise deponun dolu olduğu durumda bile duvarların basınca çalışmasını sağlayacak şekilde hesaplamıştır. Böylece bu tankların geleneksel betonarme tanklara göre, çatlama ve dolayısıyla sızdırmazlık açısından daha ideal bir sistem olduğu görülmüştür. Doğrusal öngerilme ise özellikle Fransız Mühendis Eugene Freyssinet’in çalışmalarıyla 1926-1928 yılları arasında Avrupa ve Fransa’da önemli gelişim göstermiştir. Freyssinet, yüksek mukavemet ve sünekliğe sahip çeliklerin kullanılması yoluyla öngerilme kayıplarının önüne geçmek için yöntemler önermiştir. 1940 yılında aynı araştırmacı tarafından bugün iyi bilinen ve tellerin gerilmesi ve sabitlenmesinde kullanılan cinsten konik kamalar ve özel hidrolik pistonlar tasarlanmış, Freyssinet böylece öngerilmeli betonlar ile ilgili patent sahibi olmuştur. Belçika’dan G. Magnel ve Fransa’dan Y. Guyon, II. Dünya Savaşı sırasında ve sonrasında savaş faaliyetleri nedeniyle Batı ve Orta Avrupa’da yıkılan köprülerin

birçoğunun yeniden inşasında öngerme kavramını kapsamlı şekilde geliştirmiş ve kullanmıştır (Nawy, 2009).

Bugün günümüzde öngerilmeli beton, binalarda, yeraltı yapılarında, televizyon kulelerinde, nükleer reaktör gemilerinde, elektrik santrallerinde ve köprüler başta olmak üzere çok sayıda alanda yaygın olarak kullanılmaktadır.

3.2. Öngerilmeli Betonun Sağladığı Avantajlar

Özden ve diğ. (1998) öngerilmeli betonun sağladığı avantajları temel olarak üç ana başlık altında toplamıştır.

- Yüksek kaliteli çelik ve betonun birlikte kullanılması ile yapı ağırlığının azaltılması ve böylelikle büyük açıklıkların ekonomik olarak geçilebilmesi,
- Kesit yüksekliğinin tamamının çalışmasının sağlanması ve bu sayede narin ve cazip elemanların üretimine imkan vermesi,
- İç kuvvetlerin kontrol edilebilmesi sayesinde sehimlerin istenilen seviyelerde tutulabilmesi ve böylelikle çatlama durumuna da hakim olunabilmesi.

Öngerilmeli beton elemanlar, asal çekme gerilmelerini azaltan basınç öngerilmesinin etkisi nedeniyle kesme kuvvetlerine karşı daha yüksek dayanıma sahip olabilmektedir. Bunun yanında, eğilme altında önemli ölçüde sehim yapabildiklerinden, göçme durumundan önce yeterli bir uyarı vermeleri de önemli avantajlarından birisidir. Betona uygulanan öngerilme, malzemenin darbe yükleri altındaki enerji sönümleme yeteneğini de artırmaktadır. Bununla birlikte, öngerilmeli öndökümlü elemanların üretiminde kullanılacak beton için minimum beton sınıfı EN 13369 (2018) yönetmeliğinde C30/37 olarak belirtilmiştir. IS 1343 (2012)'de de benzer şekilde, öngerilmeli elemanlarda kullanılacak betonun 28 günlük küp numune karakteristik basınç dayanımının 40 MPa'dan yüksek olması gerektiği ifade edilmiştir. Buradan da anlaşılabacağı üzere öngerilmeli beton elemanlar, gerek erken yaşta gerek sonrasında yüksek dayanıma sahip beton gerektirmektedir. Yüksek dayanımlı betonların kullanılması ile birlikte çatlakların da önemli ölçüde sınırlandırılması sayesinde agresif çevresel koşullara karşı durabilite açısından da cazip yapı elemanları elde edilebilmektedir (Raju, 2018).

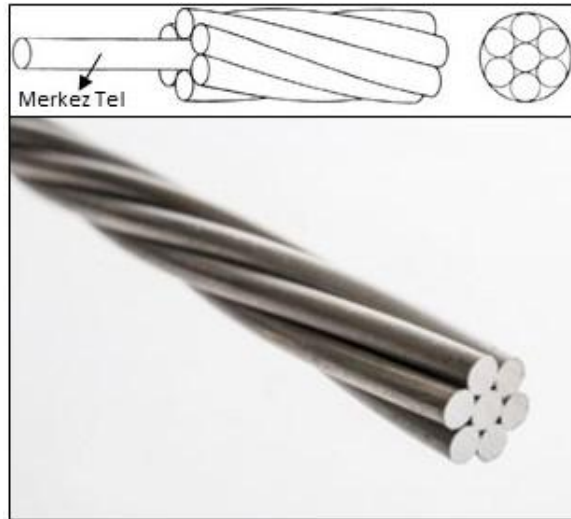
Öngerilmeli betonların günümüzde genel olarak prefabrike olarak üretildiği ve bu şekilde bir üretim yönteminin de önemli avantajlar getirdiğini söylemek mümkündür (Elliott, 2017). Öndökümlü öngerilmeli elemanlar, fabrika ortamında üretimlerinin tamamlanmasından sonra sahaya getirilmekte ve montajları yapılmaktadır. Böylelikle, inşaat sahasında gereken süre önemli derecede azalabilmekte, yapının inşası başladıktan sonra oldukça hızlı şekilde tamamlanmaktadır. Hazır üretilmiş olarak geldiğinden kalıp maliyeti ve işçiliğinden de tasarruf edilebilmektedir. Bununla birlikte, hava şartlarından kaynaklanan gecikmeler de minimize edilebilmektedir (Aşıkoğlu, 2011). Bunların yanı sıra, üretilen yapı elemanlarının kullanımdan önce test edilebilir olmaları da önemli bir avantaj olarak düşünülmektedir. Deneyim gerektiren bir alan olması ve bu alanda deneyim sahibi teknik personelin azlığı ve de bu iş için gerekli ekipmanların başlangıç maliyetinin yüksek olması ise öngerilmeli betonların başlıca dezavantajlarındandır.

3.3. Öngerilme Çeliklerinin Malzeme Özellikleri

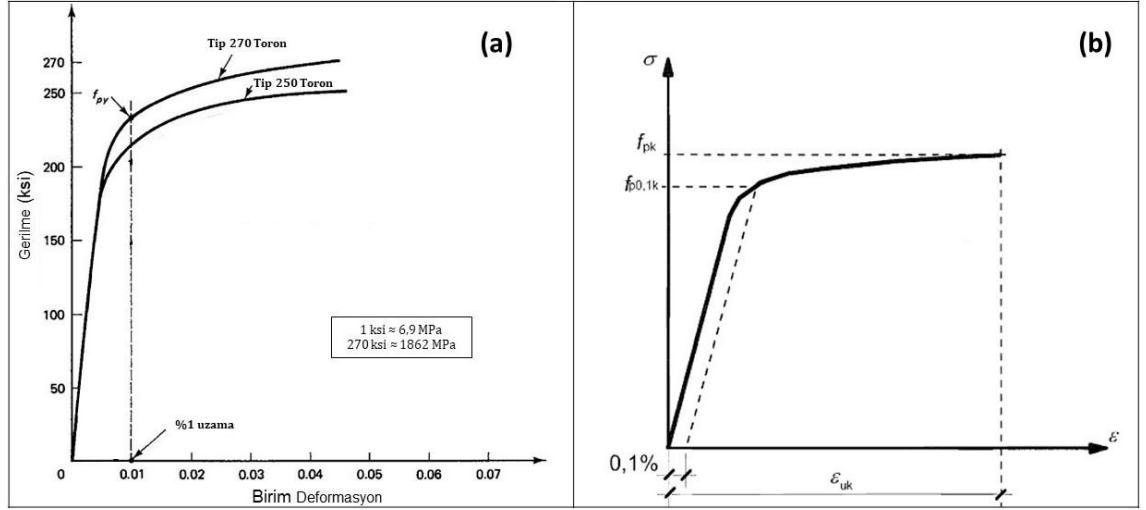
Öngerilmeli betonlarda özellikle sünme ve rötre olaylarından dolayı öngerme çeliklerinde bir müddet sonra gerilme kayıpları oluşmaktadır. Bu sebeple öngerilme sektöründe oldukça yüksek dayanımlı (1860 MPa veya daha yüksek dayanıma sahip) çelikler kullanılmaktadır. Öngerilme işlemi sırasında yüksek gerilme değerleri uygulanan bu denli yüksek dayanımlı çelikler, kendisini saran betondaki kayıpları dengeleyebilmekte ve yapısal olarak gerekli görülen öngerilme kuvvetini koruyarak sürdürebilmektedir. Bunun yanında, öngerme çeliklerinin üretiminde, nihai gerilme değerinin %70'ine kadar gerilen çelik 20-100 °C'de uzun süre bekletilerek kalıcı deformasyon oluşturulmaktadır. Stabilizasyon olarak da adlandırılan bu işlem sonucunda “düşük gevşemeli öngerme çelikleri” elde edilmektedir. Düşük gevşemeli öngerme çelikleri, normal gevşemeli öngerme çeliklerinin sadece %25'i kadar röleksasyon (gevşeme) kaynaklı gerilme kaybına uğramaktadır (Nawy, 2009). Genel olarak tipik bir öngerme çeliğinde ortalama 240-410 MPa aralığında bir gerilme kaybı görülebilmektedir. Bu sebeple, uygulanan ilk öngerilmenin de oldukça yüksek (1200-1500 MPa) olması gerekmektedir (Nawy, 2009).

TS 3233'e göre öngerme veya ardgerme işlemlerinde kullanılacak öngerilme donatısı form olarak, tel, toron, çubuk veya bunların bir araya getirilmesi ile oluşturulan kablolar

şeklinde olabilmektedir. Öngerme telleri, 1,5-7 mm aralığında değişen çaplarda olabilmekle birlikte, bunlardan çapı çok küçük olanların dışındakiler nervürlü veya profilli şekilde de üretilebilmektedir. Öngerme toronları ise iki veya daha fazla telin helis şeklinde üst üste sarılması ile üretilmektedir. Bunlardan en yaygın kullanılan 7 telli toronlarda 6 adet tel, merkezdeki iç tel üzerine fabrika ortamında sıkıca sarılmakta ve Şekil 3.4'teki görünüm elde edilmektedir. ASTM A416'ya göre farklı çaplarda öngerme toronları piyasada bulunmakla birlikte, 0,5" ve 0,6" (12,7 ve 15,2 mm) çaplarındaki ~1860 MPa çekme dayanımına sahip (Tip 270) toronlar öngerilmeli kiriş elemanlarında en sık tercih edilen öngerilme donatıları olarak piyasada yer almaktadır. Bu toronların kopmada minimum birim uzama değerleri %3,5 olarak verilmektedir (ASTM A416, 2016; TS 3233, 1979). Minimum akma limiti TS 3233'te kopma dayanımının yaklaşık %85'i olarak belirtilirken, ASTM A416'da ise akma dayanımının yaklaşık kopma anındaki dayanımın %90'ından fazla olması gerektiği ifade edilmiştir. Akma dayanımı (f_{py}) ASTM A416'da yük altında %1'lik uzamada ölçülen gerilme değeri olarak tarif edilirken (Şekil 3.5.a), Eurocode 2 (EN 1992-1-1)'de tipik öngerme çeliği gerilme-birim deformasyon grafiği Şekil 3.5.b'deki gibi gösterilmiştir. Öngerme toronlarının elastisite modülü değerleri 185-205 GPa aralığında değişmekle birlikte ortalama 195 GPa olarak kabul edilebilmektedir.



Şekil 3.4 : Öngerme toronu.



Şekil 3.5 : Tipik öngerme çeliğinin gerilme-birim def. eğrisi a) NAWY (2009) b) EN 1992-1-1 (2009).

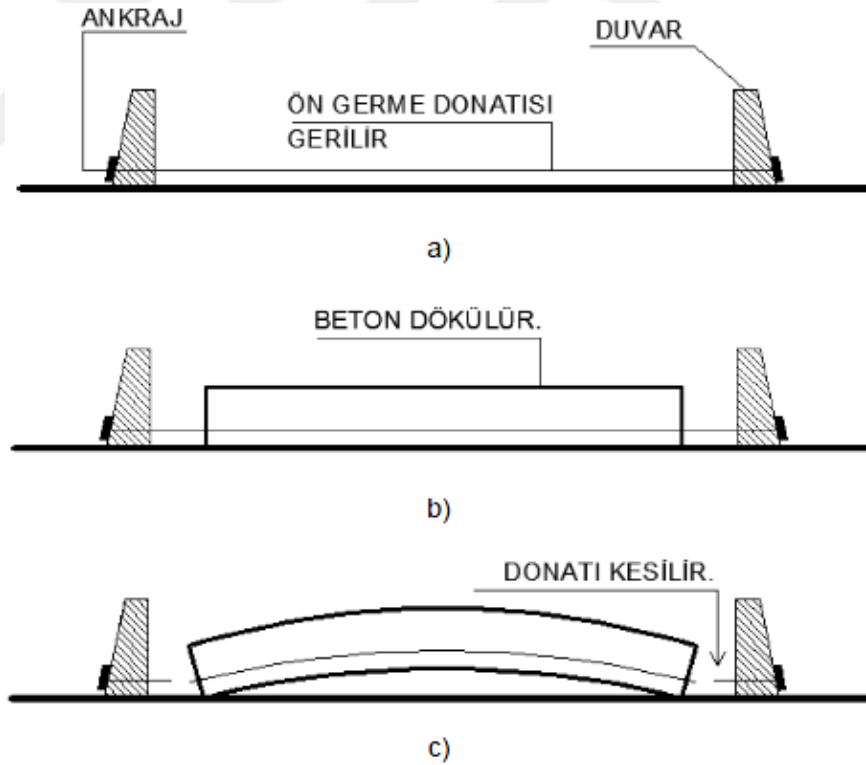
Öngerme çubukları ise, 7-32 mm arasında değişken çaplarda üretilen ve sıcakta çekilmiş özel alaşımlı tek parçadan oluşan öngerme donatılarından. Minimum kopma dayanımları 1000 MPa, akma limitleri 800 MPa kadardır (Özden ve diğ., 1998). Elastisite modülü değerleri tel ve çubuklarda 195-210 GPa aralığında değişebilmektedir (EN 1992-1-1, 2009). Tel, toron veya çubuk gruplarından meydana gelen öngerme kablolarının ise mekanik özellikleri değişken olmakla birlikte, teknik özellikleri üretici firmalar tarafından sunulmaktadır.

3.4. Öngerilmeli Beton Temel Prensipleri

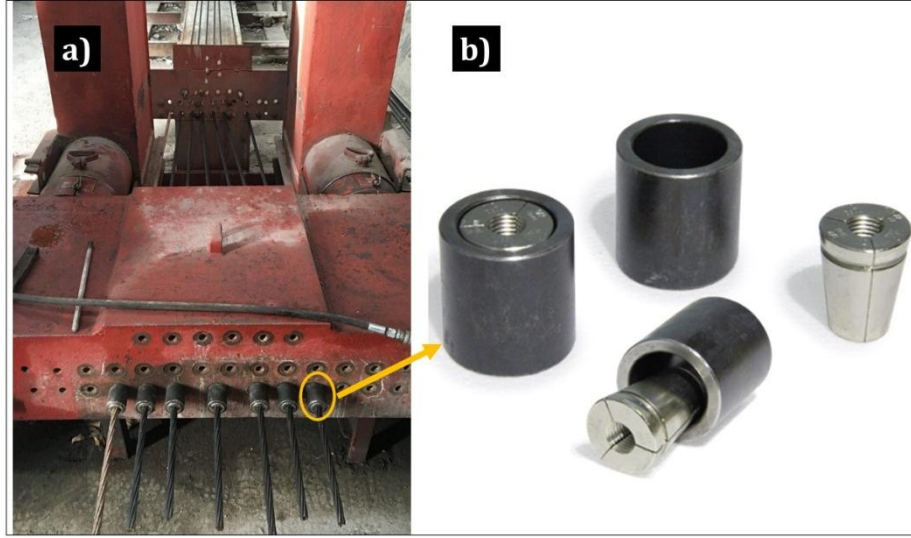
Geleneksel betonarme bir elemanın sahip olduğu dezavantajların temelinde betonun çekme mukavemetinin ve çekme kopma uzamasının düşük olması yatmaktadır. Genel olarak mesnet açıklığının ve yapı boyutlarının büyümesi ile birlikte betonarme yapıların güvenlik, ekonomi ve estetik açıdan bazı sakıncaları bulunmaktadır. Bu durumda, işletme sırasında görülebilecek her türlü yükleme durumunda elemanın hiçbir kesitinde çekme gerilmesi oluşmamasını, ya da bu çekme gerilmesinin çatlamaya sebep olmayacak kadar küçük kalmasını ya da en azından çatlak genişliğinin istenilen değeri aşmamasını sağlayan bir gerilme durumunun yapay olarak elemanda oluşturulması çözüm olarak görülmektedir. Öngerilme işlemi dolayısıyla, “*kesitte oluşan gerilmeleri yönlendirme sanatı*” olarak da tarif edilmektedir (Özden ve diğ., 1998). Öngerilmeli Beton Yapıların Hesap ve Yapım Kuralları Yönetmeliği’nde (TS 3233) ise öngerilmeli

beton, “*elemana gelecek yüklerin etkilerinin çeliğin gerilmesi ile istenilen şekilde dengelenmesi*” olarak tarif edilmektedir.

Öngerilme işlemi, yüksek dayanımlı öngerme çeliğinin belirli bir kuvvetle çekilmesi ve çelik üzerindeki bu kuvvetin belirli bir süre sonra betona aktarılması şeklinde uygulanmaktadır. Çeliğin gerilmesinin beton dökümünden önce yapılması durumunda yapılan işlem önçekme (öngerme), beton dökülüp belirli bir dayanıma ulaştıktan sonra yapılması durumunda ise ardçekme (ardgerme) olarak isimlendirilmektedir. Şekil 3.6’da tipik bir öngermeli kirişin üretimi şematik olarak gösterilmiştir. Öngerme işleminde bir taraf sabit tutulmak kaydıyla torona tek taraftan çekme kuvveti uygulanmakta ve kuvvetin uygulandığı uç “aktif uç”, toronun sabitlendiği uç ise “pasif uç” olarak adlandırılmaktadır. Gerilmenin torona verilmesinden sonra toronların yan duvarlar vasıtasıyla sabitlenmesi Şekil 3.7.b’deki sabitleme ekipmanları (kama ve kovanlar) yardımıyla Şekil 3.7.a’da gösterildiği gibi yapılmaktadır.



Şekil 3.6 : Öngermeli elemanların üretim aşamaları a) öngerme işlemi b) beton dökümü c) öngerme kuvvetinin betona aktarılması (Aşıkoğlu, 2011).



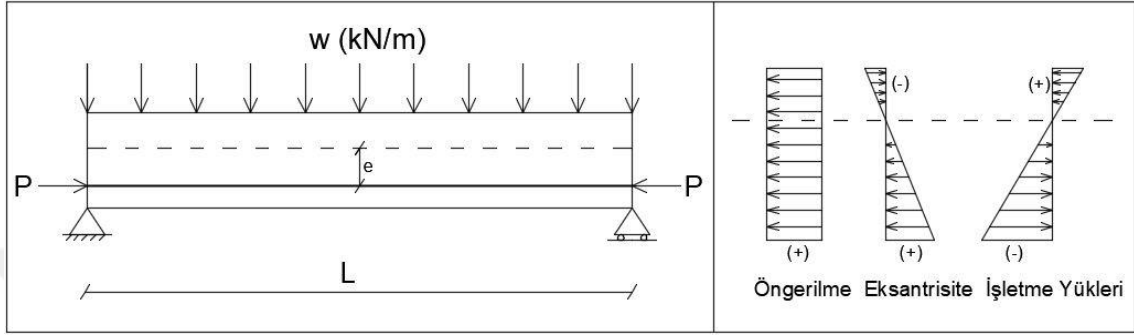
Şekil 3.7 : Öngermeli eleman üretimi a) çekme-sabitleme işlemi b) kama ve kovanlar.

Öngermeli bir kiriş elemanının üretiminde betonun sertleşip belirli bir dayanıma ulaşmasından sonra öngerme çeliği kesilmektedir. Elastik sınırlar içerisinde çekilmiş olan çelik kesildikten sonra eski haline dönmek istemekte ve böylelikle üzerindeki yük betona aktarılmaktadır (Şekil 3.6). Yükün betona aktarılmasından sonra ise kirişte bir ters sehim meydana gelmektedir. Öngerilme işlemi ile amaçlanan da, moment diyagramının ve işletme yükü altında meydana gelecek sehimin tersinin oluşturulmasıdır. Bu sebeple, kablo ağırlık merkezinin mümkün olduğunca alt bölgeye yakın olması, başka bir deyişle öngerilme kablosunun kesit ağırlık merkezine “e” olarak anılacak mesafe ile bir dış merkezliğe sahip olacak şekilde konumlandırılması daha uygun olmaktadır. Öngerilme tekniği doğru uygulandığında, özellikle geniş açıklıklarda büyük fayda sağlayarak elemana ilave sehim yapabilme alanı sunmakta, servis yükleri altında dahi kesitin bütünüyle basınca çalışabilmesine imkan vermekte ve erken çatlak oluşumunu geciktirmektedir (Koh ve diğ., 2016).

3.5. Öngerilmeli Betonun Yapısal Davranışı

Öngerme işlemi, betona önceden bir basınç gerilmesi verilerek işletme yükleri altındaki betonda çekme gerilmesinin yok edilmesi ya da minimize edilmesi düşüncesi ile ortaya çıkmış bir tekniktir. Öngerilmeli bir eleman kesitlerinde oluşan gerilmeler, öngerme işleminin meydana getirdiği basınç kuvveti ve bu kuvvete verilen kesit ağırlık merkezine göre eksantrisiteden (e) ileri gelmektedir. Şekil 3.8’de örnek bir öngerilmeli

kiriş ve açıklık ortasındaki bir kesitte görülen gerilme dağılımı verilmiştir. Şekil 3.8’de görüldüğü üzere bu kuvvet ve momentten dolayı oluşan gerilmeler, servis yüklerinden dolayı oluşacak gerilmelere zıt yöndedir. Gösterilen gerilme dağılımlarına göre öngerilmeli bir kirişte en üst ve en alt liflerde oluşacak gerilmeler ise Denklem 3.1 ve Denklem 3.2’de verilmiştir.



Şekil 3.8 : Öngerilmeli bir kirişte yük ve gerilme dağılımları.

$$\sigma_2 = \frac{P}{A} - \frac{P \cdot e}{W_2} + \frac{M_t}{W_2} \quad (3.1)$$

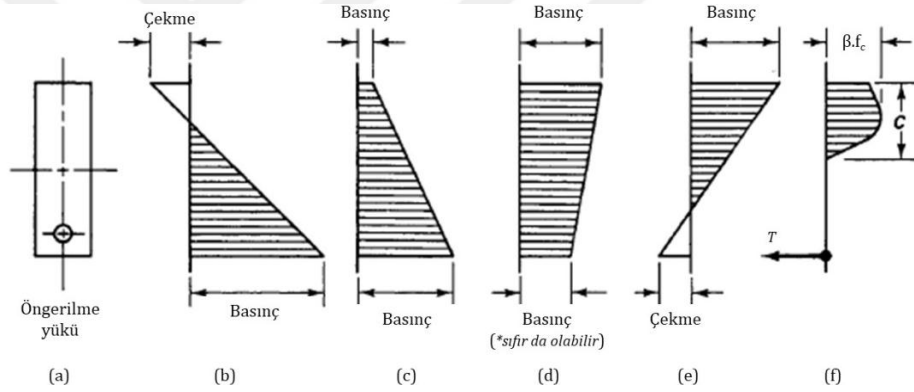
$$\sigma_1 = \frac{P}{A} + \frac{P \cdot e}{W_1} - \frac{M_t}{W_1} \quad (3.2)$$

Burada σ_2 kiriş kesitinin en üst lifinde oluşacak gerilmeyi, σ_1 kiriş kesitinin en alt lifinde oluşacak gerilmeyi, P öngerilme yükünü, A kiriş kesit alanını, e öngerilme kablounun eksantrisitesini, M_t kirişe etkiyen yüke bağlı toplam moment değerini, W_1 alt life göre mukavemet momentini, W_2 üst life göre mukavemet momentini göstermektedir. Ayrıca, Denklem 3.1 ve Denklem 3.2’de verilen M_t değerinin işletme yüklemeleri altında Denklem 3.3’te verildiği gibi olacağını söylemek mümkündür.

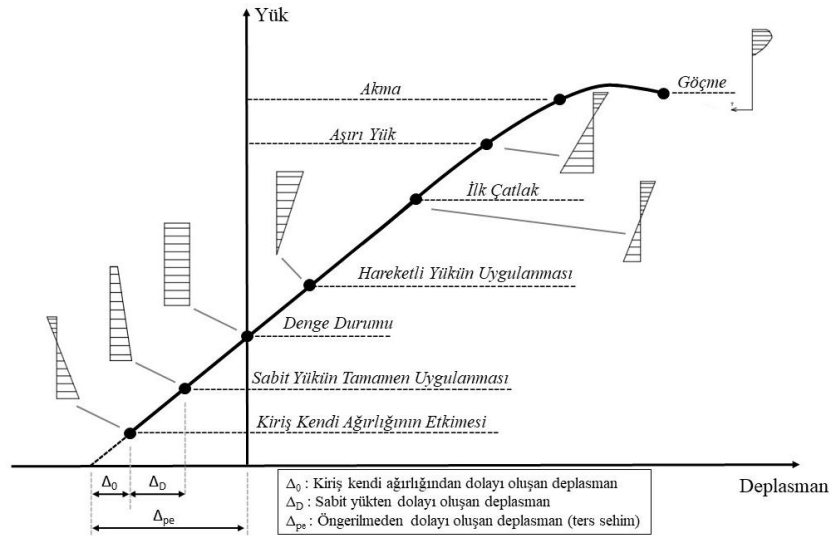
$$M_t = M_s + M_q \quad (3.3)$$

Burada M_t kirişe etkiyen yüke bağlı toplam moment değerini, M_s kirişin kendi ağırlığından kaynaklı moment değerini, M_q ise dış yüklere bağlı oluşan moment değerini göstermektedir. Boş durumda iken ise, kiriş elemanı yalnızca kendi ağırlığını taşıyacağından, M_t ’nin yalnızca M_s kadar olacağı unutulmamalıdır. Öngerilmeli beton kesitleri genel olarak işletme yükleri altında oldukça değişken gerilmelere maruz

kalabilmektedir. Öngerilmeli betonlarda yükleme durumuna göre gerilme dağılımlarının aşama aşama değişimi Şekil 3.9’da, tipik bir öngerilmeli kirişte görülebilen örnek yük-deformasyon eğrisi ise Şekil 3.10’da gösterilmiştir. Buna göre Şekil 3.9’da, (a) kiriş kesitini, (b) öngerilme uygulama aşamasını, (c) kiriş kendi ağırlığı ve efektif öngerilme etkisindeki durumu, (d) ölü yükler ve efektif öngerilme etkisindeki durumu, (e) işletme yükleri ve efektif öngerilme etkisindeki durumu, (f) ise nihai yükte gerilmenin limit durumunu ifade etmektedir. Bununla birlikte, öngerilmenin meydana getirdiği ters sehmin tamamen sıfırlanarak elemanın sıfır pozisyonuna geldiği duruma “denge” durumu adı verilmektedir (Şekil 3.10). Denge durumunda kesitin tamamı basınç çalışmakla birlikte, etkiyen yükün artması ile alt bölgede çekme gerilmeleri oluşmakta, bu gerilmelerin betonun çekme mukavemetini aşması durumunda ise ilk çatlak meydana gelmektedir.



Şekil 3.9 : Öngerilmeli bir beton kesitinde yükleme durumuna göre gerilme dağılımları (Nawy, 2009).



Şekil 3.10 : Tipik bir öngerilmeli kiriş yük-deplasman grafiği (Nawy, 2009).

3.6. Emniyet Gerilmeleri

Öngerme donatısının normal donatıya göre çok daha kolay bir şekilde korozyona uğraması ve basit mesnetli bir kirişte bile işletme yükleri altında kesitin değişken gerilmelere maruz kalabilmesi nedeniyle öngerilmeli betonlarda limit durumlarının, geleneksel betonarme elemanlara göre daha kritik öneme sahip olduğunu söylemek mümkündür (Özden ve diğ., 1998). Aktarma ve kullanım aşamalarında betonda izin verilen basınç ve çekme gerilmeleri, betonun ilgili andaki basınç dayanımına ($f_{cj,k}$ ve f_{ck}) bağlı şekilde ifade edilmektedir. TS 3233'te beton için uygun görülen emniyet gerilmeleri Tablo 3.1'de görüldüğü gibi belirtilmiştir.

Tablo 3.1 : Beton için emniyet gerilmeleri.

Aktarma Aşaması		Kullanım Aşaması	
Basınç Emn. Gerilmesi	Çekme Emn. Gerilmesi	Basınç Emn. Gerilmesi	Çekme Emn. Gerilmesi
Prefabrik elemanlarda $0,60.f_{cj,k}$	Kenar çekme gerilmesi $0,25\sqrt{f_{cj,k}}$ (MPa)	Köprülerde	$0,40f_{ck}$
Şantiyede dökülen elemanlarda $0,55.f_{cj,k}$	Mesnet bölgelerinde $0,50\sqrt{f_{cj,k}}$ (MPa)	Diğer yapılarda	$0,45f_{ck}$
		Anolu elemanlarda	0

TS 3233'te öngerme çeliği için emniyet gerilmeleri germe esnasında $0,80.f_{pk}$, aktarmadan sonra ise $0,70.f_{pk}$ olarak belirtilmiştir. Burada f_{pk} ile gösterilen, çeliğin kopma karakteristik değeridir. Belirtilen emniyet gerilmelerinden de anlaşılacağı üzere aksi belirtilmedikçe kopma mukavemetinin %80'inden daha yüksek öngerme uygulanması uygun görülmemektedir. Öngerme çeliğine verilebilecek öngerilme miktarı Eurocode 2 (EN 1992-1-1)'de ise Denklem 3.4'te gösterildiği gibi verilmiştir.

$$\sigma_{p,max} = \min\{0,8.f_{pk}; 0,9.f_{p0,1k}\} \quad (3.4)$$

Burada $\sigma_{p,max}$ öngerme çeliğine uygulanan en büyük gerilmeyi, f_{pk} öngerme çeliğinin karakteristik çekme dayanımını, $f_{p0,1k}$ öngerme çeliğinin akma dayanımını göstermektedir. Bununla birlikte, ilgili yönetmelikte kriko kuvvetinin $\pm$ %5 doğrulukla ölçülebilmesi halinde öngerme nihai değerinin aşılmasına izin verilebileceği, böylelikle uygulanan gerilmenin ($\sigma_{p,max}$) akma dayanımının %95'i kadar ($0,95.f_{p0,1k}$) kadar

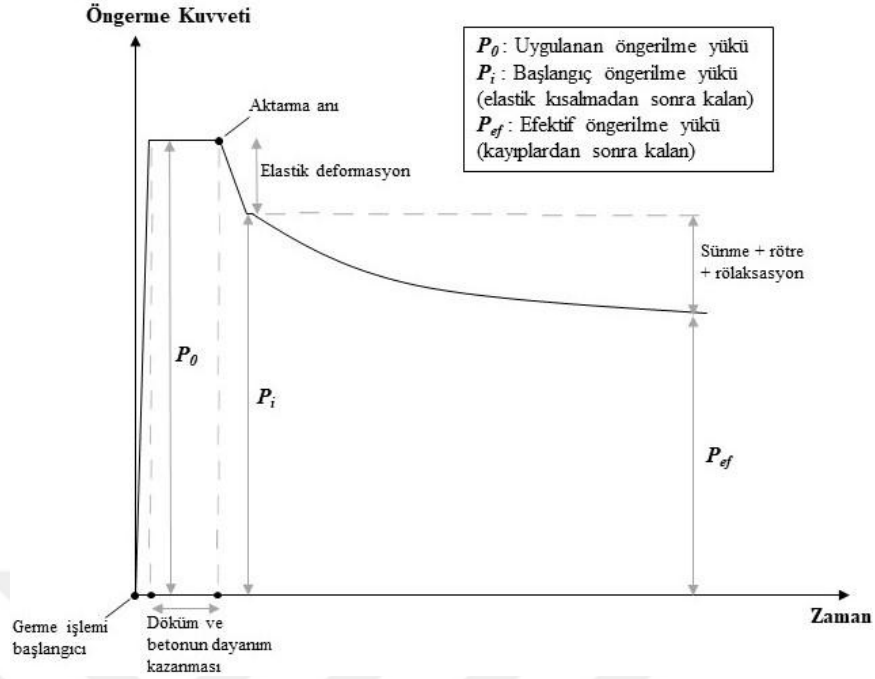
olabileceği ifade edilmiştir. Buna bağlı olarak öngerme donatısına uygulanabilecek en büyük kuvvet ise Denklem 3.5'teki gibi hesaplanmaktadır.

$$P_{max} = A_{ps} \cdot \sigma_{p,max} \quad (3.5)$$

Burada $\sigma_{p,max}$ öngerme çeliğine uygulanan en büyük gerilmeyi, P_{max} öngerme esnasında aktif uca uygulanacak maksimum kuvveti, A_{ps} öngerme donatısı kesit alanını göstermektedir.

3.7. Gerilme Kayıpları

Beton elemana uygulanan ilk öngerme kuvveti yaklaşık beş yıllık bir süre boyunca aşamalı bir azalma sürecinden geçmektedir. Öngerilme donatısında bulunan öngerme kuvvetindeki bu azalmalar gerilme kaybı olarak isimlendirilmekte ve “zamandan bağımsız (ani)” ve “zamana bağlı” olmak üzere iki başlık altında incelenmektedir. Toplam gerilme kayıpları uygulanan öngerilme kuvvetine bağlı olarak artabilmekte, önçekmeli elemanlarda %25'e, ardçekmeli elemanlarda ise %20'ye ulaşabilmektedir (TS 3233, 1978). Öngerme çeliğinde kayıplardan sonra kalan gerilme ise etkin (efektif) öngerilme olarak ifade edilmektedir. Gerilme kayıpları genel olarak, beton ve çeliğin özellikleri, uygulanan kür yöntemi, öngerme miktarı ve öngerme yöntemi gibi birçok etkene bağlı olarak değişmektedir. Şekil 3.11'de, öngermeli bir kirişte, uygulanan öngerme kuvvetinin zaman içindeki değişimi gösterilmiştir.



Şekil 3.11 : Öngerme kuvvetinin zaman içindeki değişimi.

3.7.1. Ani gerilme kayıpları

Öngermeli elemanlarda beton prizini aldıktan sonra öngerme donatısının kesilmesi ile birlikte donatı kısalma ve ilk haline dönmek istemektedir. Kısalmaya çalışırken betona uyguladığı basınç kuvveti sebebiyle betonda bir miktar elastik kısalma olmaktadır. Betondaki kısalma ile birlikte içerisine gömülü olan öngerme donatısında da bir miktar gerilme kaybı oluşmakta ve bu kayıp “betondaki elastik kısalmadan kaynaklanan kayıp” olarak isimlendirilmektedir. Elastik kısalmadan kaynaklı öngerilme kaybı Denklem 3.6 yardımıyla hesaplanmaktadır. Bununla birlikte ardgermeli sistemlerde, ankrajda oluşabilecek muhtemel bir kaymadan kaynaklı kayıplar da gözlemlenebilmektedir.

$$\Delta\sigma_{p,el} = \sigma_{ci} \cdot \frac{E_p}{E_c} \quad (3.6)$$

Burada $\Delta\sigma_{p,el}$ elastik kısalmadan kaynaklı gerilme kaybını, σ_{ci} öngerme donatısı ağırlık merkezi seviyesindeki beton gerilmesini, E_p ve E_c ise öngerilme donatısı ve betonun elastisite modülü değerlerini göstermektedir.

3.7.2. Zamana bağılı gerilme kayıpları

Zamana bağılı gerilme kayıpları, meydana gelen gerilme kayıplarının önemli kısmını oluşturmaktadır. Betonun sünmesinden, rötresinden ve de çeliğin gevşemesinden (rölaksasyon) kaynaklanan kayıplar olmak üzere üç ana başlık altında incelenmektedir.

3.7.2.1. Sünmeden kaynaklanan kayıp

Öngerilmeli elemanlarda, öngerilme yükünün betona aktarılması ile birlikte betonda sabit basınç altında zamana bağılı olarak boy kısalması şeklinde sünme olayı başlamaktadır. Sünme sonucunda, elemandaki boyca kısalma nedeniyle öngerilme donatısındaki çekme gerilmesi de azalmaktadır. Dolayısıyla betondaki basınç gerilmeleri de kayba uğramaktadır. Betonun sünmesinden dolayı oluşan kayıp Denklem 3.7 yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$\Delta\sigma_{p,sünme} = E_p \cdot \varepsilon_{sünme} \quad (3.7)$$

Burada $\Delta\sigma_{p,sünme}$ sünmeden dolayı oluşan gerilme kaybını, E_p öngerme donatısının elastisite modülünü, $\varepsilon_{sünme}$ ise betonun sünme birim deformasyonunu ifade etmektedir. Sünme birim deformasyonu Denklem 3.8 yardımıyla hesaplanabilmektedir.

$$\varepsilon_{sünme} = \delta_{cu} \cdot \sigma_{ci} \quad (3.8)$$

Burada δ_{cu} özgül sünme değerini (1 MPa'lık birim gerilme için sünme birim deformasyonunu), σ_{ci} öngerme donatısı ağırlık merkezi seviyesindeki beton gerilmesini göstermektedir. TS 3233'e göre özgül sünme değeri (δ_{cu}), kesin bir hesaba ihtiyaç duyulmadığı takdirde öngermeli (önçekmeli) elemanlarda $480 \cdot 10^{-7}$ olarak alınabilmektedir. Bunun dışındaki durumlarda δ_{cu} Denklem 3.9 yardımıyla hesaplanabilmektedir.

$$\delta_{cu} = \frac{C_{cu}}{E_c} \quad (3.9)$$

Burada C_{cu} betonun sünme katsayısını, E_c ise betonun elastisite modülünü ifade etmektedir. AFGC (2013)'e göre UYPB'lerde sünme katsayısı, herhangi bir sıcaklık

kürü uygulanmaması (STT) durumunda 0,8 olarak, sıcaklık kürünün uygulandığı TT1 ve TT2 kür koşullarında ise sırasıyla 0,4 ve 0,2 olarak alınabilmektedir.

3.7.2.2. Rötreden kaynaklanan kayıp

Betonda, uygulanan yükten bağımsız olarak, zaman içinde betonun su kaybetmesinden kaynaklı bir rötre (büzülme) olayı olduğu bilinmektedir. Bu olay zamanla büyüme yönünde gelişmekte, ilk etapta daha hızlı oluşup sonrasında yavaşlamaktadır. Rötre nedeniyle oluşan birim deformasyon (ϵ_r) sonucunda öngerme donatısındaki çekme gerilmesi ve betondaki basınç gerilmesi azalmaktadır. Betonun rötresinden kaynaklanan gerilme kaybı Denklem 3.10 yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$\Delta\sigma_{p,rötre} = E_p \cdot \epsilon_{rötre} \quad (3.10)$$

Burada $\Delta\sigma_{p,rötre}$ betonun rötresinden dolayı oluşan gerilme kaybını, E_p öngerme donatısının elastisite modülünü, $\epsilon_{rötre}$ ise betonun rötre birim deformasyonunu ifade etmektedir. Geleneksel betonlardan üretilen öngermeli (önçekmeli) elemanlarda, kuru, normal ve nemli ortam koşullarında alınabilecek ortalama $\epsilon_{rötre}$ değerleri TS 3233'te sırasıyla $500 \cdot 10^{-6}$, $300 \cdot 10^{-6}$, $100 \cdot 10^{-6}$ olarak belirtilmiştir.

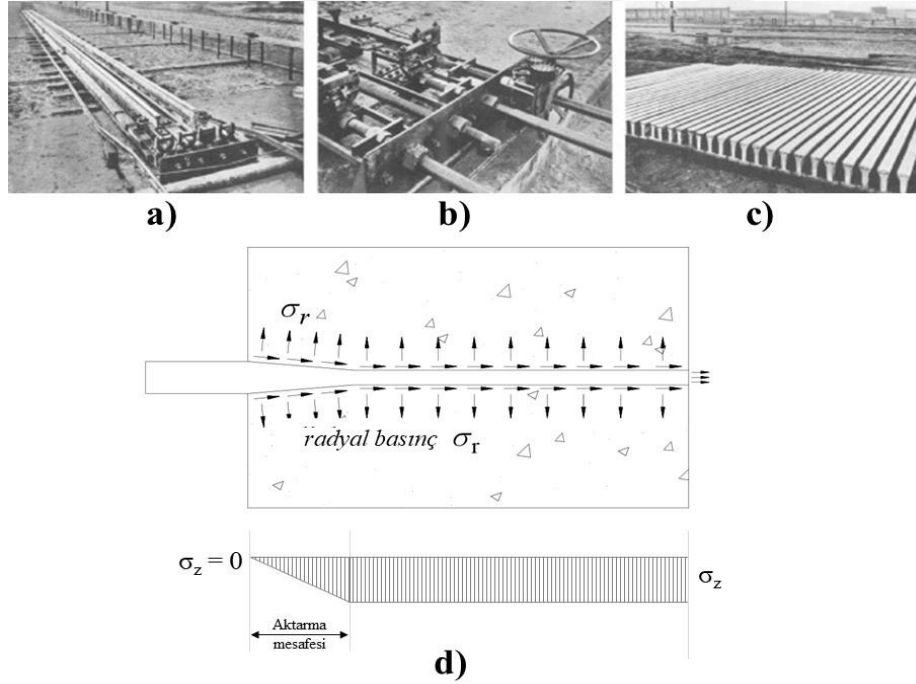
3.7.2.3. Gevşemeden kaynaklanan kayıp

Şekil değişiminin öngerme donatıları gibi sabit tutulduğu çelik malzemelerinde zamana bağlı olarak gevşeme meydana gelmekte ve böylelikle öngerme donatısında gerilme kaybı oluşmaktadır. Öngerme çeliğinin gevşeme özelliği, dolayısıyla gevşeme kaynaklı oluşacak gerilme kayıpları ($\Delta\sigma_{p,gevşeme}$) üretici firmalar tarafından sunulmaktadır. Düşük gevşemeli öngerme çeliklerinin kullanıma girmesiyle birlikte gevşeme kaynaklı kayıplar önemli ölçüde azaltılabilmektedir.

3.8. Hoyer Etkisi ve Aktarma Mesafesi

Öngermeli sistemlerde beton dökümünden önce gerilmiş olan öngerme donatıları, betonun gerekli dayanıma erişmesinden sonra kesilmektedir. Çekme sırasında donatı çapı daralmasına rağmen, donatı kesilip gerilmenin elemana aktarılmasından sonra

beton dışında kalan kısım tekrar büyüyüp kama gibi şişerek aderansı artırmaktadır. Bu durum “Hoyer Etkisi” olarak adlandırılmaktadır (Şekil 3.12). Öngermeli betonlarda öngerme toronu ile etrafını saran beton arasındaki aderans, çeliğin yüzeyi ile beton arasındaki “adezyon”, helis şeklinde yönlendirilmiş toron ile beton arası “mekanik kenetlenme” ve toronun serbest bırakılmasını takiben meydana gelen genişlemeden kaynaklanan “sürtünme ve kama etkisi” gibi üç faktöre dayanmaktadır (Brearley Jr & Johnston, 1990). Hoyer etkisi olarak adlandırılan elastik genişleme, radyal kuvvetlerin (σ_r) oluşmasına neden olmakta (Şekil 3.12.d), sürtünme ve kama etkisini olduğu gibi, pekiştirilmiş mekanik kenetlenmeyi de beraberinde getirmektedir. Bununla birlikte öngerme kuvvetinin aktarılmasına da katkı sağlamaktadır (Briere ve diğ., 2013).

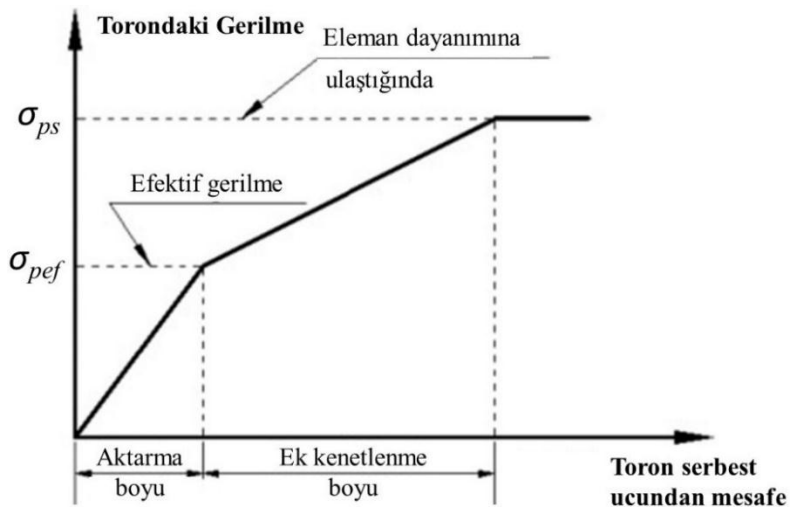


Şekil 3.12 : Hoyer etkisi ve aktarma mesafesi a) Hoyer’in öngerme üretim yatağı b) öngerme mekanizması c) kesilen kirişler d) aktarmadan sonra oluşan kama etkisi (Briere ve diğ., 2013; Burgueño & Sun, 2011).

Hoyer etkisi kavramı, ilk olarak öngermeli betonun öncüsü olarak anılan Alman araştırmacı Ewald Hoyer tarafından literatüre kazandırılmıştır (Hoyer, 1939). E. Hoyer, 1930’lu yıllarda uzun öngerme yataklarında sürekli kirişler üretmiş (Şekil 3.12.a), sonrasında uzun elemanları keserek istenen boyda birçok kiriş elde etmiştir (Şekil 3.12.c). İnce-düz kabloların gerilmeyi kaybetmediğini, ancak her kesimde elastik olarak genişleyip, günümüzde aktarma mesafesi (L_t) olarak adlandırılan uzunluk boyunca

kendilerini yeniden ankre ettiğini gözlemlemiştir. Öngerme donatısının şişerek genişleyen ucunda gerilme sıfır olmakta ($\sigma_z = 0$), belirli bir uzunluk (aktarma mesafesi) boyunca artarak sabit bir gerilme değerine ($\sigma_z = \sigma_{pef}$) ulaşmaktadır (Şekil 3.12.d). Sıfırdan σ_{pef} gerilmesine yükselen gerilmenin lineer olarak arttığı kabul edilmekte ve ilerleyen kısımlarda σ_{pef} olarak sabit kalmaktadır (Arandelovic & Nikolic, 2014; Özden ve diğ., 1998). Aktarma mesafesi TS 3233’te genel bir yaklaşımla öngerme donatısının çapına (d_b) bağlı şekilde toronlar için $75d_b$ olarak ifade edilse de, öngerme donatısının kesit alanı, beton kesit alanı, öngerme miktarı, beton dayanımı ve öngerme kuvvetlerinin elemana aktarılma şekli gibi birçok faktöre bağlı değişkenlik göstermektedir (Arandelovic & Nikolic, 2014; Carroll ve diğ., 2017; EN 1992-1-1, 2009).

Eleman ucunda sıfırdan başlayarak lineer bir şekilde efektif gerilmeye kadar artış gösteren toron gerilmesi, yük altında ilave artış göstermektedir. Elemanın moment kapasitesine ulaşması durumunda toron üzerinde o andaki gerilme değeri σ_{ps} olarak isimlendirilmektedir. Efektif gerilme değerinin (σ_{pef}) artarak toron nihai gerilmesi olan σ_{ps} değerine ulaşması için de ilave bir mesafe gerekmekte ve bu mesafe “ek kenetlenme mesafesi” (L_b) olarak isimlendirilmektedir (Şekil 3.13). Ek kenetlenme mesafesi, aktarma mesafesinin bitiminde başlayıp, toronun nihai dayanımına ulaştığı yere kadar devam etmektedir (Ramirez-Garcia, 2016). ACI 318-19’a göre, geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerde aktarma ve ek kenetlenme mesafelerinin hesaplanması için Denklem 3.11 ve Denklem 3.12’de verilen eşitlikler kullanılabilir.



Şekil 3.13 : Torondaki gerilmenin uzunluk boyunca değişimi (Ramirez-Garcia, 2016).

$$L_t = \frac{\sigma_{pef}}{20,7} \cdot d_b \quad (3.11)$$

$$L_b = \frac{\sigma_{ps} - \sigma_{pef}}{6,9} \cdot d_b \quad (3.12)$$

Burada L_t aktarma mesafesini, L_b ek kenetlenme mesafesini, σ_{pef} efektif gerilmeyi, σ_{ps} eleman moment kapasitesine ulaştığı anda toron üzerindeki gerilmeyi göstermektedir.



BÖLÜM 4. LİTERATÜR ÖZETİ

Literatürde gerek Ultra-Yüksek Performanslı Beton (UYPB) malzeme özellikleri, gerekse geleneksel betondan üretilmiş öngerilmeli kirişler üzerine birçok çalışma bulunmaktadır. Öngerilmeli kirişler ve UYPB üzerine yapılmış birçok çalışmaya rağmen, daha önceki bölümlerde ifade edilen bazı nedenlerden dolayı UYPB'nin gerçek mühendislik yapılarında kullanım örnekleri kısıtlı kalmıştır.

Yapısal ölçekte kolay uygulanabilirlik açısından, ultra-yüksek dayanımın yanı sıra UYPB karışımlarının işlenebilirlik özelliklerinin de dikkate alınması gerekmektedir. Literatürde UYPB malzeme özelliklerinin araştırıldığı çalışmaların önemli bir kısmında ultra-yüksek dayanımın elde edilmesine odaklanılmış, işlenebilirlik özellikleri ikinci planda kalmıştır. Yapılan bazı çalışmalarda da iyi işlenebilir özellikte karışımların istenilen düzeyde dayanıma sahip olamadığı görülmüştür. Bununla birlikte, UYPB'den üretilmiş yapı elemanları ile ilgili çalışmaların büyük çoğunluğunun geleneksel betonarme kirişler üzerine olduğu, öngerilmeli UYPB kirişler üzerine yapılan çalışma sayısının ise sınırlı olduğu tespit edilmiştir.

Bu tez çalışması kapsamına giren çalışmalara iki ayrı başlık altında değinilmiştir. Bu doğrultuda, UYPB malzeme özelliklerini inceleyen çalışmalar ve UYPB'nin yapısal boyutta kullanımını inceleyen çalışmalar aşağıdaki şekliyle ayrıntılı olarak anlatılmıştır.

4.1. UYPB Malzeme Özellikleri Üzerine Yapılan Çalışmalar

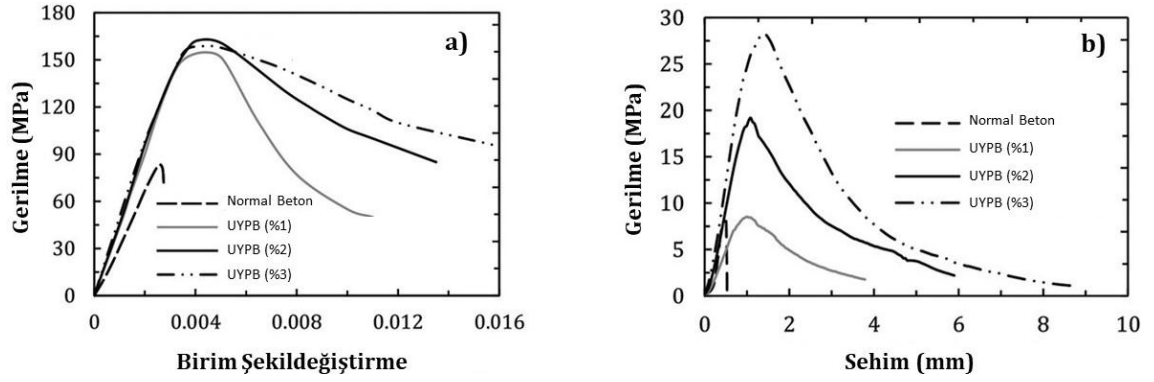
Çeşitli araştırmacılar, UYPB özelliklerinin incelenmesi ve geliştirilmesi üzerine birçok çalışma yürütmüştür. Bu bağlamda, lif miktarı arttıkça mekanik özelliklerin iyileştiğini gösteren çok sayıda çalışma bulunmaktadır (Ashkezari ve diğ., 2020; İpek ve diğ., 2011; Pourbaba ve diğ., 2018). Bununla birlikte, literatürde lif miktarının yanı sıra türüne, yönlenmesine, kür tipine ve üretim yöntemlerine (sıkıştırma/yerleştirme) bağlı olarak mekanik özelliklerin değiştiğini gösteren de birçok çalışma mevcuttur (Baby ve

diğ., 2014; Huang ve diğ., 2021; Kazemi & Lubell, 2012; Markovic, 2006; Larsen & Thorstensen, 2020; Leutbecher & Rebling, 2019)

Richard & Cheyreyzy (1995), RPB olarak adlandırılan UYPB karışımında 13 mm uzunluğa ve 0,15 mm çapa sahip düz liflerden hacimce %1,5-3 aralığında kullanmıştır. Çalışma sonucunda, %2-2,5 oranında kısa lif kullanımının UYPB'ye sünek davranışı kazandırabildiğini ifade etmiştir. Bununla birlikte, çelik agrega kullanımı, sertleşme sırasında uygulanacak ön sıkıştırma basıncı ve 250 °C'den yüksek sıcaklıklarda yapılacak sıcaklık kürü ile basınç dayanımının ciddi ölçüde artırılabilirdiği ve 6 cm çapındaki silindir numunelerde yaklaşık 800 MPa dayanıma ulaşılabilirdiği belirtilmiştir. Richard & Cheyreyzy (1995)'e göre, kür sıcaklığının 90 °C'nin altında olması ve sertleşme sırasında ön sıkıştırma basıncı uygulanmaması durumunda ise basınç dayanımı 170-230 MPa aralığında değişmektedir.

Shafieifar ve diğ. (2017), %2 mikro çelik lifli UYPB ve normal dayanımlı geleneksel betonun basınç dayanımı, elastisite modülü, eğilme dayanımı, çekme dayanımı ve yarmada çekme dayanımı gibi mekanik özelliklerini karşılaştırmıştır. Silindir numunede (75x150 mm) 138 MPa basınç dayanımına sahip UYPB'nin elastisite modülü 60 GPa olarak bildirilmiştir. 75x75x75 mm boyutlu küp numunenin basınç dayanımı silindir numuneden önemli bir farklılık göstermezken, küçük boyutlu küp numunede (50x50x50 mm) yaklaşık %28 daha yüksek basınç dayanımı elde edilmiştir.

Othman & Marzouk (2016), UYPB döşemelerin çarpma davranışının belirlenmesi amacıyla yaptığı çalışmada, beton türündeki ve lif miktarındaki değişimin mekanik özelliklere etkisini de incelemiştir. Çalışma kapsamında tek tip kısa düz lif ($D_f=0,2$ mm ve $L_f=13$ mm) kullanılmış ve karışımlara %1-2-3 oranlarında ikame edilmiştir. Farklı miktarda lif içeriğine sahip UYPB karışımlarının ve lif içermeyen geleneksel yüksek dayanımlı betonun basınç ve eğilme davranışları Şekil 4.1'de gösterildiği gibi verilmiştir. Buna göre, UYPB karışımlarının lifsiz yüksek dayanımlı betona göre daha sünek basınç ve eğilme davranışına sahip olduğu, ve bununla birlikte, lif miktarının artmasına bağlı olarak tepe noktası sonrası sünekliğin de kayda değer şekilde arttığı belirtilmiştir.



Şekil 4.1 : Lif hacmine göre UYPB davranışı a) basınç b) eğilme (Othman & Marzouk, 2016).

İpek ve diğ. (2011), %2 artışlarla %0-10 aralığında lif içeriğine sahip UYPB karışımları üretmiş ve lif içeriği, kür tipi ve ön-sıkıştırma basıncının basınç dayanımına etkisini incelemiştir. Çalışmada tek tip 6 mm uzunluğunda düz kısa lif kullanılmıştır. Farklı termal kürleme yöntemlerinin uygulandığı çalışmada en düşük dayanım standart su kürü uygulanmış seriden elde edilmiştir. %10 lif içeriğine sahip numunede, basınç dayanımı 125,63 MPa olan lifsiz karışıma göre yaklaşık %83 daha büyük basınç dayanımı elde edilmiştir. Lif içeriğinin artması ile birlikte dayanımda da sürekli artış görülmüş olmasına rağmen, optimum lif içeriği çalışmadan elde edilen bulgulara göre %4 olarak belirlenmiştir.

Ashkezari ve diğ. (2020) tarafından, %0,5 artışlarla %0-3 aralığında lif içeriğine sahip 7 farklı UYPB serisinin basınç dayanımı, yarmada çekme dayanımı ve eğilme dayanımı gibi mekanik özellikleri incelenmiştir. Tüm numuneler 4 gün boyunca 80 °C sıcaklıktaki su içerisinde kür edilmiştir. Çalışmada yalnızca 12 mm uzunluğunda düz kısa lif kullanılmış, küp ve silindir numunelerin dayanımları arasındaki ilişki incelenerek dönüşüm katsayıları önerilmiştir. Çalışma sonucunda mekanik özellikler açısından en iyi performansın %3 lif içeriğinden alındığı bildirilmiştir.

Pourbaba ve diğ. (2018), %0-6 aralığında düz kısa lif ($L_f = 13$ mm) içeren UYPB karışımlarından küp ve silindir numuneler üreterek gerilme-birim şekildeğiştirme davranışlarını incelemiştir. Lif içeriği arttıkça basınç dayanımının arttığı ifade edilmiştir. Ayrıca, literatürdeki çeşitli denklemler ile deneysel çalışma sonucunda elde edilen elastisite modülü değerleri kıyaslanmış ve elde edilen sonuçların Graybeal (2007) tarafından önerilen denklemle uyumluluk gösterdiği belirtilmiştir.

Kim ve diğ., (2011), farklı türden makro çelik liflerin karma lifli UYPB'nin eğilme davranışına etkisini incelemiştir. Çalışma sonucunda, kanca uçlu ve bükümlü liflerin, lif boyunun da büyümesi ile birlikte, düz liflere göre eğilme performansı açısından (eğilme dayanımı, deformasyon kapasitesi ve enerji emme kapasiteleri açısından) çok daha iyi sonuç verdiği belirtilmiştir.

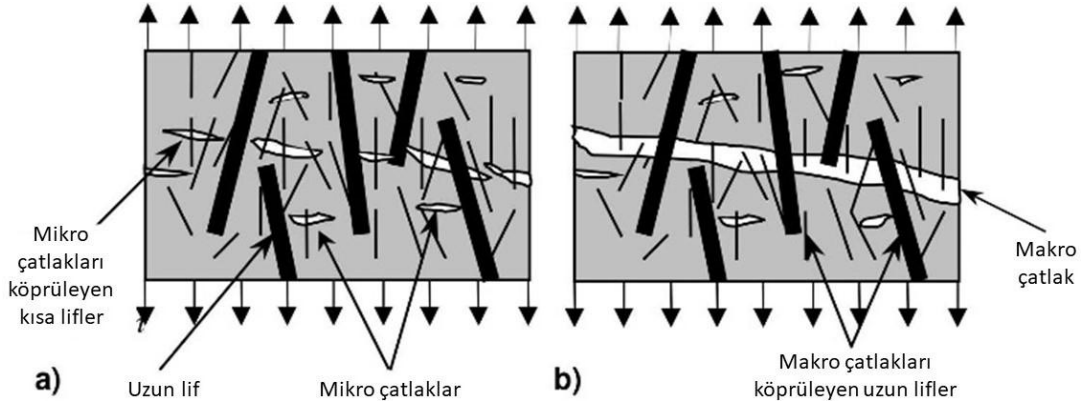
Yoo & Yoon (2015) tarafından yapılan çalışmaya göre, hangi tip olursa olsun lif ikamesi basınç dayanımını artırmıştır. %2 lif içeriğine sahip UYPB karışımlarının, lifsiz karışımlara göre yaklaşık %15 daha yüksek basınç dayanımına sahip olduğu belirtilmiştir. Farklı uzunluklara sahip (13-19,5-30 mm) düz liflerin ve 30 mm uzunluğa sahip bükümlü liflerin ayrı ayrı karışımlarda kullanıldığı ve 3 gün boyunca buhar kürünün uygulandığı çalışmada, basınç altında tüm silindir numunelerin neredeyse kırılma anına kadar lineer davrandığı ve sonrasında gevrek şekilde kırılarak yükün boşaldığı ancak nihai dayanımın lif uzunluğu ve türünden belirgin şekilde etkilenmediği ifade edilmiştir. Eğilme dayanımının ise, basınç dayanımının aksine lif uzunluğu arttıkça (yüksek narinlik oranına sahip liflerde lif-matris arası tutunma alanının artışıyla bağlı olarak) artış gösterdiği sonucuna varılmış olup, tepe yükü sonrası süneklik açısından değerlendirildiğinde düz uzun liflerin aynı boydaki bükümlü liflerden daha etkili olduğu belirtilmiştir.

Yoo ve diğ. (2016), UYPB'lerde lif uzunluğuna göre eğilme performansı ve lif dağılım özelliklerinin değişimini incelemiştir. Bu amaçla, hacimce %2 oranında üç farklı uzunlukta ($L_f=13-16,3-19,5$ mm) düz çelik lif kullanarak 10x10x40 cm boyutlu prizmatik numuneler üretmiş ve üretilen numunelere dört noktalı eğilme testi uygulamıştır. Tüm numuneler ilk çatlaktan sonra daha fazla yük taşınmasına imkan sağlayan "deformasyon sertleşmesi" davranışını sergilemiş olup, ilk çatlak oluşumunun tam olarak orantılılık sınırına (LOP) denk geldiği görülmüştür. Çalışma sonucunda, lif uzunluğu arttıkça eğilme dayanımı ve enerji yutma kapasitesinin arttığı ifade edilmiştir. Ancak, uzun lifler ile daha yüksek dayanım ve deplasman kapasitesi elde edilmiş olmasına rağmen, tepe yükü sonrası sünekliğin lif uzunluğundan çok az etkilendiği görülmüştür. Bununla birlikte, lif uzunluğunun ilk çatlak dayanımına ve lif dağılımına belirgin bir etkisi görülmezken, lif yönlendirmesinin lif uzunluğundan bir miktar etkilendiği tespit edilmiştir. Tek bir uçtan kalıp içine dökülüp akışa müsaade edilerek kalıplara yerleştirilen numunelerde akış mesafesinin artmasıyla birlikte, liflerin akış

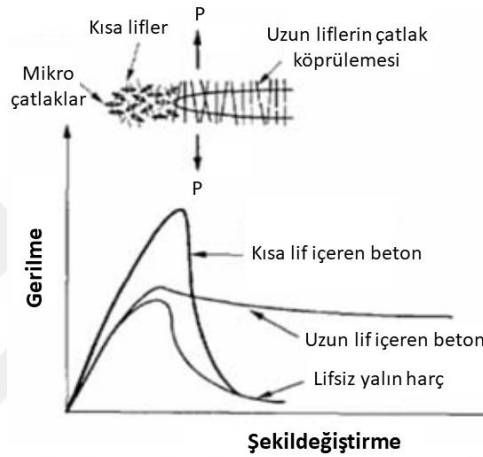
yönüne paralel yönlenmeye eğilimli olduğu ve kısa liflerin kullanılması durumunda lif yönlenme katsayısının arttığı görülmüştür.

Huang ve diğ. (2021), üç farklı uzunlukta ($L_f=6$, $L_f=13$ ve $L_f=20$ mm) düz çelik lifi hacimce %2 oranında kullanarak lif hizalanması ve lif uzunluğunun UYPB eğilme özelliklerine etkisini incelemiştir. Yerleştirme sırasında akışı teşvik edici bir döküm aparatının kullanılması sayesinde lif dağılımının ve yönlenmesinin iyileştiği, buna bağlı olarak eğilme dayanımının ve tokluğun önemli ölçüde arttığı ifade edilmiştir. Ayrıca, lif uzunluğunun artırılmasının eğilme dayanımı ve tokluğa ek olarak liflerin çekip-çıkarma davranışını kayda değer şekilde iyileştirdiği, çekip-çıkarma yükü ve enerjisinde sırasıyla 5 ve 27 kat artışa neden olabildiği belirtilmiştir.

Markovic (2006), %1-5 lif hacmi aralığında çeşitli UYPB karışımlarının eğilme dayanımlarını karşılaştırmıştır. Çalışma kapsamında, 6-13 mm uzunluğa sahip kısa düz liflerin yanı sıra 30-60 mm uzunlukta kanca uçlu uzun lifler kullanılmıştır. Çalışma sonucunda, toplam lif hacmiyle birlikte farklı uzunluktaki liflerin beraber kullanımının da eğilme dayanımına olumlu etkisinin bulunduğu tespit edilmiştir. Kendiliğinden yerleşebilirliğin sağlanabilmesi için kısa liflerin %4'lere kadar katılması mümkün iken, uzun liflerin uygulanabilir miktarının yaklaşık %1'lerde olduğu belirtilmiştir. Bununla birlikte, kısa liflerin genel olarak yüklemenin ilk aşamalarında oluşan mikro çatlakları ve bununla birlikte dayanımı, uzun liflerin ise genişleyen ve makro boyuta ulaşan çatlakları köprüleyerek sünekliği artırdığı ifade edilmiştir (Şekil 4.2). Bununla birlikte, farklı lif boylarının çatlak köprülemesine ve çekme davranışına etkisi Qian ve diğ. (2000) tarafından ise Şekil 4.3'te gösterildiği gibi ifade edilmiştir. Buna göre, kısa ve uzun liflerin birlikte kullanılması hem dayanım hem de süneklik özelliklerini geliştirmektedir.



Şekil 4.2 : Hibrit lifli betonun temel prensibi (Markovic, 2006).



Şekil 4.3 : Farklı lif boylarının çatlak köprülemesi ve beton davranışına etkisi (Qian ve diğ., 2000).

Ryu ve diğ. (2011) de, UYPB'de 3 farklı boyda lif kullanmış ve Markovic (2006)'ya benzer şekilde hibrit lif kullanımının tek tip lif kullanımına göre mekanik özellikler açısından daha iyi sonuç verdiğini ifade etmiştir. Çalışma sonucunda, toplam lif hacmi sabit kalmasına rağmen (%2), hibrit lif takviyeli karışımdan (%1+%1), tek tip lif takviyeli karışıma göre %27 daha yüksek eğilme dayanımı elde edilmiştir.

Nguyen ve diğ. (2013), kısa ve uzun liflerin kombine edildiği UYPB karışımlarının eğilme davranışlarını farklı boyuttaki numuneler üzerinde inceleyerek karşılaştırmıştır. Normal şartlarda, belirgin derecede şekildeğiştirme sertleşmesinin görülebilmesi ve buna benzer birçok istenilen özelliğin elde edilebilmesi için %4-6 gibi oldukça yüksek oranda lif içeriği gerekebilmesine rağmen, hibrit lif kullanımı sayesinde %1,5-2 toplam lif hacmi ile de eğilme altında deformasyon sertleşmesi elde edilebildiği ifade edilmiştir. Buna ek olarak, numune boyutunun küçülmesi ile birlikte eğilme dayanımı, deplasman ve enerji yutma kapasiteleri de artış göstermiştir.

Wu ve diğ., (2017), hibrit lif takviyeli UYPB'lerin statik ve dinamik basınç dayanımlarının araştırıldığı çalışmada 6 mm ve 13 mm uzunluklara sahip iki ayrı çelik lif kullanmıştır. Çalışma kapsamında, statik basınç ve eğilme deneylerine ek olarak dinamik basınç yüklemesi de yapılmıştır. Toplam lif hacmi tüm karışımlarda %2 olarak sabit tutulmuş, yalnızca kısa ve uzun liflerin katılım oranı değiştirilmiş ve elde edilen sonuçlar lifsiz karışımla karşılaştırılmıştır. Çalışma sonucunda, karışımda tek tip lif kullanılması durumunda basınç ve eğilme dayanımları ve hatta tokluk açısından uzun liflerin kısa liflere göre çok daha iyi performans sergilediği, ancak yine de en iyi sonucun çatlağın gelişim sürecinde iki aşamada birden sınırlandırılabilir oluşu nedeniyle kısa ve uzun liflerin birlikte kullanılması durumunda elde edildiği belirtilmiştir. Bununla birlikte, lif ikamesi beklendiği üzere işlenebilirliği bir miktar olumsuz etkilemiş, ancak toplam lif hacmi aynı (%2) olmasına rağmen, hibrit lif içeren karışımların akıcılığının tek tip lif içerenlerden daha iyi olduğu sonucuna varılmıştır.

Graybeal (2007), büyük ölçekli yapı elemanının karşılaşılabileceği muhtemel durumu simule edebilmek için buhar kürü uygulanmamış numuneler üretmiş, buhar kürü uygulanmış ve uygulanmamış numunelerin basınç altındaki davranışlarını karşılaştırmıştır. Çalışmanın sonucunda, buhar kürü uygulanmış numunelerin gerilme-birim şekildeğiştirme grafiklerinde basınç dayanımlarının %80-90'ına kadar lineer davrandığı, buhar kürü uygulanmamış numunelerde ise lineerliğin daha erken kaybedildiği belirtilmiştir. Ayrıca, buhar kürü uygulanmaması durumunda basınç dayanımının %35 düşebildiği gösterilmiştir. Fehling ve diğ. (2014) de buna benzer şekilde, sıcaklık kürü uygulanmış UYPB'nin, genellikle suda kür edilen aynı karışımdan yaklaşık 20-30 MPa daha yüksek basınç dayanımına sahip olduğunu ifade etmiştir.

Literatürde standart su kürü uygulanarak üretilen UYPB karışımlarının geliştirilmesini amaçlayan çeşitli optimizasyon çalışmaları da bulunmaktadır.

Chen & Zheng (2018) tarafından RPB'de optimum karışım oranının bulunması için deneysel bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Bu doğrultuda, su/bağlayıcı oranının (0,16-0,26 aralığında), çimento tipinin (42,5 ve 52,5 dayanım sınıfında), lif hacminin (%1-2-3) ve farklı kür koşullarının basınç dayanımına etkisini incelenmiştir. Tek tip mikro lif (13/0,2) kullanılan çalışma kapsamında standart su kürü, buhar kürü ve otoklav kürü

olmak üzere üç farklı kür tipi incelenmiştir. Beklendiği üzere, buhar kürü uygulanması durumunda beton basınç dayanımında artış görülmüş olmakla birlikte standart su kürü altında elde edilen maksimum basınç dayanımı küp numunede 129 MPa olmuştur. Su/bağlayıcı oranındaki 0,01 artışa bağlı olarak basınç dayanımında %8'e kadar düşüş gözlemlenmiştir. Ancak su/bağlayıcı oranının düşürülmesi sebebiyle karışımların oldukça düşük akıcılığa sahip olduğu ve bu sebeple kalıba dökmenin zorlaştığı ifade edilmiştir.

Zhang ve diğ. (2018) standart su kürü koşullarında UYPB dayanımının artırılabilirliği üzerine bir çalışma yürütmüştür. UYPB karışımında, maksimum tane boyutu 3 mm olan iri agregası kullanılmıştır. Lif türü olarak yalnızca düz kısa lif ($L_f = 13$ mm) kullanılmış ve lif içeriği tüm serilerde sabit tutulmuştur ($V_f = \%3$). Çalışma sonucunda, 0,194 su/bağlayıcı oranı ile küp numunede 152,4 MPa basınç dayanımına sahip bir UYPB elde edildiği ve geleneksel slump deneyine göre çökme miktarının 120 mm olduğu bildirilmiştir.

Farklı kür koşullarının etkisini araştıran başka bir çalışmada (Yigiter ve diğ., 2012) standart su kürü ile 200 MPa'a kadar basınç dayanımına ulaşılmış olsa da, taze beton kıvamının döküm ve sıkıştırma için vibratör hatta elle müdahale gibi ilave işlemler gerektirecek kadar düşük olduğu belirtilmiştir.

Shi ve diğ. (2021), performans ve çevresel etki arasında makul bir dengeye ulaşmak için farklı kürleme rejimleri altında UYPB'nin optimum tasarım parametreleri aralığını bulmak amacıyla bir çalışma gerçekleştirmiştir. Yapılan çalışmada, UYPB bağlayıcı sisteminin optimize edilmesi ile birlikte düşük karbondioksit indeksine sahip bir UYPB karışımının elde edildiği ve otoklav kür koşulunda 201 MPa basınç dayanımına sahip karışımın standart kür altında basınç dayanımının ancak 150 MPa olduğu bildirilmiştir.

Dong ve diğ. (2020), standart kür ve sıcaklık kürü uygulanmış UYPB numunelerinde farklı miktarda uçucu kül içeriklerinin mekanik özelliklere etkilerini incelemiştir. Çalışma sonucunda, uçucu kül üçeren UYPB'lerin en az 2 gün boyunca 90 °C sıcaklıkta kür edilmesi durumunda 28 günlük dayanımlarına neredeyse 3 günde ulaşabildiği ifade edilmiştir. Bununla birlikte, standart kür koşullarında elde edilebilen en yüksek basınç dayanımı 149 MPa olmuş ve çalışma sonunda sıcaklık kürünün önemi vurgulanmıştır.

Kazemi & Lubell (2012) tarafından yapılan çalışmada %0-5 aralığında lif içeriği denenmiş, geleneksel nem kürü uygulanmış ve tüm numuneler $23 \pm 2^{\circ}\text{C}$ sıcaklığa ve %100 bağıl nem oranına sahip kür odasında bekletilmiştir. Lif içeriği arttıkça basınç ve eğilme dayanımlarına ek olarak, tepe yükü sonrası sünekliğin de arttığı belirtilmiştir. Bu doğrultuda, eğilme deneyinde lifsiz UYPB'nin tek bir çatlak oluşması sebebiyle az bir sehim yaparak gevrek şekilde göçmeye uğradığı, lif takviyesi yapılması durumunda ise belirleyici makro çatlığa ek olarak çoklu ince çatlakların oluştuğu vurgulanmıştır. Çalışma sonucunda, sıcaklık kürü uygulanmayan, %2 lif içeriğine sahip UYPB'den küp numunede yaklaşık 140 MPa basınç dayanımı elde edilebildiği ve %5 lifli seri haricinde diğer karışımların kendiliğinden yerleşebilir beton özelliği taşıdığı ifade edilmiştir. Silindir ve küp geometrisinde ve çeşitli boyutlarda numunelerin üretildiği bu çalışmada, numune boyutu büyüdükçe dayanımın düştüğü bildirilmiştir. Aynı çalışmada sıkıştırma yönteminin etkisi de incelenmiş, vibrasyon uygulanmış ve uygulanmamış karışımların 28 günlük basınç dayanımları arasında %13'lük bir farklılık bulunduğu görülmüştür.

Niu ve diğ. (2019) da, Kazemi & Lubell (2012)'ye benzer şekilde, eğilme altındaki göçme türünün lif içeriğindeki artışla birlikte “tek çatlak” oluşumundan “düzensiz çoklu çatlak” oluşumuna doğru evrildiğini ifade etmiştir. İlk çatlakın oluştuğu gerilmenin genellikle liflerden ziyade matris dayanımı tarafından belirlendiği belirtilen bu çalışmada, eğilme dayanımının ve maksimum yük anındaki deplasman değerlerinin ise lif içeriğindeki artışla birlikte arttığı ifade edilmiştir. Çalışma sonucunda ayrıca, liflerin gerilmeleri daha geniş alana yaydığı, böylece gerilme yığılmasının azaldığı tespit edilmiştir.

Nasrin & Ibrahim (2021), ince agrega olarak temini kolay yerel malzeme kullanarak UYPB mekanik özelliklerini incelemiştir. Uygun agrega seçimi ile basınç dayanımının %55'e kadar artırılabilirdiği bildirilmiştir. Bazalt esaslı agrega kullanıldığında, içerik olarak %99'dan fazlası SiO_2 'den oluşan kuma göre daha yüksek dayanım elde edilmesi, bazaltın yaklaşık %10 oranında CaO içermesi sebebiyle daha fazla Kalsiyum Silikat Hidrate (C-S-H) üretimine imkan vermesine dayandırılmıştır. Ayrıca, herhangi bir şekilde termal kürlenme uygulamaksızın 140 MPa basınç dayanıma ulaşılabilirdiği ifade edilmiştir.

4.2. UYPB'nin Yapısal Boyutta Kullanımı Üzerine Yapılan Çalışmalar

UYPB malzemesinin yapısal ölçekte, özellikle de geleneksel betonarme kirişlerde kullanımı üzerine birçok çalışma bulunmaktadır. Bunun yanında, öngerilmeli kirişlerde kullanımıyla ilgili çalışmalar da bulunmakla birlikte, daha sınırlı sayıda olduğu görülmüştür. Bu bölümde, UYPB'nin yapısal boyutta, öngerilmesiz veya öngerilmeli elemanlarda kullanımı üzerine yapılan çalışmalara değinilecektir.

Fehling ve Thiemicke (2012) tarafından, lifsiz ve %1 lif takviyeli ($L_f = 13$ mm) UYPB'den üretilmiş kesme donatısı içeren ve içermeyen, öngerilmesiz betonarme kirişlerin kesme davranışı araştırılmıştır. Kirişlerin üretilmesinde, lifsiz ve lifli karışımlar için sırasıyla 7,4 MPa ve 23,2 MPa eğilme dayanımına ve 185-224 MPa aralığında basınç dayanımına sahip UYPB karışımları kullanılmıştır. Kesme kırılmasına zorlamak için kirişler, araştırma yapılan kısımda gövde genişliği 3 cm olacak şekilde I kesitli olarak üretilmiş ve çekme bölgesine 4 ϕ 25 boy donatısı yerleştirilmiştir. Lif içeriğine sahip kirişlerde kesme çatlakları fazla sayıda, daha dar ve birbirlerine yakın şekilde oluşurken, lifsiz kirişlerde daha geniş ve birbirlerinden uzak çatlaklar oluşmuştur. Tüm kirişlerde gövdede kesme kırılması gözlemlenmiştir. Genel olarak lif takviyesi kesme kapasitesini ve çatlak yönlenmesinin açısını artırmıştır. Bununla birlikte, lifli numunede ve kesme donatılı numunelerde sırasıyla 90 kN ve 110 kN olarak elde edilen maksimum kesme kuvveti, ikisinin kombine edilmesi ile 145 kN seviyesine yükselmiştir.

Pansuk ve diğ. (2017), UYPB kullanılarak üretilen 40 cm yüksekliğinde I kesitli kesme donatısı içeren ve içermeyen betonarme kirişlerin kesme davranışlarını incelemiştir. Kirişlerin üretildiği UYPB'nin ortalama basınç dayanımı 144 MPa'dır. Düz kısa çelik lifler (13 mm/0,16 mm) %0-0,8-1,6 oranlarında kullanılmış, çekme bölgesine 2 ϕ 25 boy donatısı yerleştirilmiştir. Kesme donatısı kullanılmayan tüm kirişler kesme hasarı alarak göçmeye uğramıştır. Kesme donatısı kullanılması durumunda ise öncelikle orta bölgede eğilme çatlağı ve sonrasında kesme açıklığı içerisinde diyagonal kesme çatlakları oluştuğundan sonra ana eğilme çatlağının gözlenmesinin ardından çekme donatısı akmaya uğramış ve deney o şekilde kesme göçmesi olmaksızın sona ermiştir. Ancak bununla birlikte, oluşan çatlak sayısının benzer lif içeriğine sahip kesme donatısız kirişlerden daha az olduğu vurgulanarak, kesme donatısının yüksek miktarda lif içeriği ile birlikte

kullanımının olumsuz etkiye de sahip olabileceği ifade edilmiştir. Çalışma sonucunda, çelik lif takviyesinin özellikle kesme donatısına sahip olmayan kirişlerin kesme davranışına kayda değer etki yaptığı tespit edilmiştir. Lif içeriğinin artması ile birlikte çoklu çatlak oluşumu görülmüş ve de taşıma kapasitesi önemli miktarda artmıştır. Lif takviyesi bulunmaması durumunda 91 kN'da göçmeye uğrayan deney elemanı, %0,8 ve %1,6 lif içeriği sayesinde sırasıyla 340 kN ve 531 kN göçme yüklerine sahip olmuştur. Kesme yüklemesi altındaki göçme yükleri Sato ve diğ. (2008) tarafından teorik yöntemlerle de belirlenmiş, teorik olarak bulunan değerlerin deneysel olarak elde edilenlerle yakınlık gösterdiği görülmüştür. Teorik hesaplamalar için çatlak sonrası çekme dayanımı (σ_{pf}), başka bir deyişle liflerin etkinliği, eksenel çekme testi yapılarak %0,8 lif içeriği için 5,6 MPa, %1,6 lif içeriği için ise 9 MPa olarak belirlenmiştir. 1-3 aralığında değer alması beklenen $\cot \theta$ değeri ise deney sonuçlarının doğrulanması için 3 alınarak hesaba katılmıştır. Bununla birlikte, hesaplarda faydalı yükseklik (d) yerine kiriş toplam yüksekliği (h) kullanılmış ve bunun sebebi, kesme kapasitesine boy donatısının altındaki liflerin de katkı vermesinin beklenmesi olarak ifade edilmiştir.

Yoo & Yoon (2015) tarafından yapılan çalışmada, UYPB'den üretilmiş betonarme kirişler üzerinde farklı donatı oranı ($\rho = \%0,94$ ve $\%1,50$) ve çelik lif tipinin etkisi deneysel olarak incelenmiştir. Çalışmada, 30 mm uzunluğunda bükümlü lifler ve 13-19,5-30 mm uzunluklarında olmak üzere 3 farklı düz lif hacimce %2 oranında kullanılmıştır. Çelik liflerin genel olarak yük taşıma kapasitesini, çatlak sonrası rijitliği ve çatlama davranışını kayda değer şekilde iyileştirdiği, ancak sünekliği ise düşürdüğü ifade edilmiştir. Öyle ki, %2 lif takviyesi ile %27-54 daha fazla yük taşıma kapasitesi, %13-73 daha düşük süneklik elde edilmiştir. Lif ikamesi sonucu süneklikteki düşüş miktarı, düşük donatı oranına sahip kirişlerde daha büyük olmuştur. Bununla birlikte, yük taşıma kapasitesi, çatlak sonrası rijitlik ve çatlama davranışı gibi özellikler (malzeme ölçeğindeki numunelerden farklı olarak) lif uzunluğu ve tipine bağlı olarak kayda değer şekilde değişmezken, düz liflerde lif uzunluğunun artması veya bükümlü liflerin kullanılması durumunda tepe noktası sonrası davranış ve süneklik olumlu etkilenmiştir. Malzeme ölçeğindeki ve yapısal ölçekteki numuneler arasındaki farklılıklar ise, çelik liflerin çatlama sonrası eğilme davranışına etkisinin donatılı kirişlerde bu defa boy donatısı tarafından karşılanması ve ayrıca etriye ve boy donatılarının engel teşkil etmesi sebebiyle liflerin dağılımının uzun mesafelerde (büyük

elemanlarda) daha kötü olması ile açıklanmıştır. Çalışma sonucunda, çelik lif içeren tüm kirişlerde eğilme göçmesinin gözlemlendiği ve deneylerin donatı kopması ile sonlandığı ifade edilmiştir. Bununla birlikte, şekildeğiştirme sertleşmesi özelliği iyi olan bir UYPB'nin, üstün çatlak köprüleme yeteneği sayesinde betonarme elemanlarda eğilme taşıma kapasitesinin artırılmasına önemli katkı sağlayabildiği belirtilmiştir.

Çotur ve diğ. (2019), iki farklı beton tipi (normal dayanımlı geleneksel beton ve UYPB) ve iki farklı donatı oranına ($\rho = 0,005$ ve $0,012$) sahip, 200×300 mm dikdörtgen kesitli betonarme kirişlerin dört noktalı eğilme yüklemesi yardımıyla eğilme altındaki performanslarını karşılaştırmıştır. Kesme donatıları ($\phi 8$) sıklaştırma bölgesinde 75 mm, kiriş orta bölgesinde ise 150 mm aralıklarla yerleştirilmiştir. UYPB karışımında, düz (13/0,16) ve kancu uçlu ($L_f=30$ mm) olmak üzere iki ayrı türde çelik lif kombine edilerek toplam lif hacmi %2 olacak şekilde kullanılmıştır. UYPB'den üretilen kirişlerde göçme, boy donatısının kopması ile meydana gelmiştir. Yüksek donatı oranına sahip UYPB kirişte yalnızca çekme donatısı kopmaya uğrarken, düşük donatı oranına sahip UYPB kirişte çekme donatısının kopmasından çok kısa bir süre sonra basınç donatısı da kopmuştur. İlk eğilme çatlağı geleneksel betonda yaklaşık 15-17 kN yük değerlerinde görülürken, UYPB'den üretilen elemanlarda ilk çatlak 41-42 kN yüke ulaşıldığında meydana gelmiştir. Geleneksel beton yerine UYPB kullanılması durumunda taşıma kapasitesi yüksek ve düşük donatı oranları için sırasıyla %31 ve %46 oranında, enerji yutma kapasitesi ise %65 ve %32 oranında artış göstermiştir. Çalışma sonucunda, UYPB kirişlerde basınç bölgesinde betonun ezilmediği, böylelikle enerjinin çatlak genişliklerinin artması ile sönmüldüğü ifade edilmiştir.

Birol ve diğ. (2019) tarafından yapılan çalışmada, I en kesitli UYPB betonarme kirişler lifli-lifsiz, etriyeli-etriyesiz ve düşük-yüksek donatı oranlarında üretilmiştir. 13 mm uzunluğundaki düz lifler UYPB karışımlarına hacimce %0-1,5 ve %2,5 oranlarında dahil edilmiş ve kiriş elemanlarının üretildiği UYPB karışımlarından sırasıyla 142,5-154,5 ve 166,5 MPa basınç dayanımları elde edilmiştir. Kesme donatısı bulunmayan kirişlerde bile kesme göçmesi görülmemiş olması nedeniyle, çelik liflerin UYPB'den üretilen betonarme kirişlerde kesme donatısı yerine kullanılabileceği sonucu çıkarılmıştır. Çelif lif ve kesme donatısı içermeyen kirişlerde ise asal çekme gerilmelerinin neden olduğu gevrek kesme kırılması gözlemlenmiştir. Çalışma sonucunda, UYPB'nin yüksek basınç dayanımı ve şekildeğiştirme kapasitesi nedeniyle

yüksek donatı oranlarında dahi sünek çekme kırılması elde edilebildiği ifade edilmiş, hatta düşük donatı oranında lif içeriği arttıkça sünekliğin azaldığı görülerek yüksek donatı oranlarında bu betonun kullanımı daha etkin bulunmuştur. Basınç bölgesindeki liflerin betona sargı etkisi yaparak kiriş elemanına yüksek şekildeğiştirme kapasitesi kazandırdığı, çekme bölgesindeki liflerin ise, betonun çekme dayanımını arttırarak elemanın yük taşıma kapasitesini artığı ifade edilmiştir. Böylelikle, donatı oranından bağımsız olarak, lifli kirişlerin tamamında lifsiz kirişlerden daha büyük yük taşıma kapasiteleri elde edilmiştir. Bununla birlikte, orta seviyede çelik lif ikamesinin yalnız kesme donatısı kullanılması durumuna göre daha iyi sonuç verdiği ve lif kullanımının taşıma kapasitesine ek olarak başlangıç rijitliğini de artırdığı belirtilmiştir.

Țibea & Bompa (2020), çelik lifli UYPB elemanlar üzerine yapılan deneysel çalışmaların genel olarak dikdörtgen kesitli kirişler üzerine yoğunlaştığını ifade ederek, UYPB'den üretilen, geleneksel boy donatılı (öngerilmesiz) ve çeşitli lif içeriğine sahip orta ölçekli I kesitli kirişlerin kesme davranışını incelemiştir. Deney elemanlarında kesme donatısı kullanılmamıştır. UYPB karışımlarında kanca uçlu lifler ($L_f = 25$ mm) tek başına ya da kısa düz lifler ($L_f = 6$ mm) ile hibrit olarak (%50+%50), toplam lif hacmi %1,5-2-2,55 olacak şekilde kullanılmıştır. Araştırmacılar deneysel çalışmaya ek olarak nümerik modelleme de yapmış ve bu kirişlerin kesme dayanımının hesaplanması için teorik bir yöntem önermiştir. Teorik hesap yöntemi, deneysel sonuçlardan %21 daha büyük sonuç vermiştir. Çalışma sonucunda, lif içeriği arttıkça taşıma kapasitesinin de kademeli olarak ve kayda değer şekilde arttığı görülmüştür. Daha önemlisi, %1,5 lif içerikli elemanda eğilme belirtisi bulunmazken veya çok sınırlı kalmışken, daha yüksek lif hacmine sahip elemanlarda kesmeli eğilme göçmesi görülmüştür. Lif içeriğindeki artış kiriş deplasman kapasitelerini de bir miktar artırmakla birlikte, uzun ve kısa liflerin hibrit olarak kullanılması durumunda ilk çatlak yüklerinin de arttığı gözlemlenmiş, tek tip uzun life göre hibrit kullanımının daha iyi sonuç verdiği tespit edilmiştir. Hibrit lif içeriğinin %1,5'tan %2 ve %2,55'e çıkması ile birlikte taşıma kapasitelerinde sırasıyla %17 ve %24 artış kaydedilmiştir.

Qi ve diğ. (2016), a/d oranı, lif oranı, lif tipi, beton dayanımı ve etriye oranının UYPB kirişlerin kesme davranışına etkisini incelemiştir. Bunun için, yalnızca iki tanesi etriyeli olmak üzere, 11 adet T kesitli betonarme (öngerilmesiz) kiriş üretilmiştir. Deney elemanlarının üretiminde, 6-13-30 mm olmak üzere üç farklı boyda düz çelik lif, hibrit

kullanım olmaksızın çeşitli miktarlarda (hacimce %3'e kadar) kullanılmış olup, beton basınç dayanımları küp numunede 94-136 MPa aralığında, çekme dayanımları 4,1-7,7 MPa aralığında, yarmada çekme dayanımı ise 8,8-12,4 MPa aralığında değişmiştir. Çalışma sonucunda, çok yüksek oranda boy donatısı kullanılmasının da etkisiyle ($p=4,96$) etriyeli kirişler haricinde tüm kirişlerde kesme göçmesi görüldüğü belirtilmiştir. Kritik kesme çatlağı, etriyesiz kirişlerde genel olarak 26° - 36° aralığında yönlenirken, etriyeli kirişte 43° açıyla oluşmuştur. Süneklik indeksinin (Δ_u/Δ_s), başka bir deyişle nihai deplasmanın kesme çatlağının görüldüğü deplasman değerine oranının tüm kirişlerde 2,1-6,7 aralığında kaldığı ve bunun da kesme çatlağının oluşmasından sonra da kayda değer kesme dayanımını ifade ettiği belirtilmiştir. Çalışma sonucunda liflerin, eğilme dayanımından ziyade kesme dayanımının iyileştirilmesi üzerinde çok daha etkili olduğu, özellikle %1'in üzerinde kullanılması durumunda kesme dayanımını ve çatlak sonrası rijitliği kayda değer şekilde iyileştirebildiği, ancak lif türünün etkisinin bu çalışmada anlaşılamadığı ifade edilmiştir. Lif uzunluklarının artırılması, daha uzun liflerin matristen sıyrılması için daha büyük mesafe gerekmesi nedeniyle, çatlak sonrası sünekliğin iyileştirilmesinde etkili bulunmuştur. Bununla birlikte, etriyelerin de taşıma kapasitesi ve sünekliği artırmada önemli rol oynadığı görülmüş ve daha iyi yapısal performansa erişmek için UYPB kirişlerde az miktarda etriye kullanılması önerilmiştir.

Wang ve diğ. (2020), UYPB'den üretilmiş dikdörtgen kesitli betonarme kirişlerin kesme performansını incelemiştir. Bu kapsamda, farklı donatı oranına, lif miktarına ve etriye oranlarına sahip 14 adet kiriş üretilerek farklı a/d oranlarını teşkil edecek şekilde dört noktalı yüklemeler yapılmıştır. Deney elemanlarının üretilmesinde, %0-1-2-3 olmak üzere dört farklı miktarda düz çelik lif ($L_f=13$ mm) içeren UYPB karışımları kullanılmıştır. Çalışma sonucunda, a/d oranının artmasıyla birlikte kiriş kesme kapasitelerinin azaldığı, etriye oranındaki artış ile birlikte de arttığı ifade edilmiştir. Etriye oranındaki artışın kesme kapasitesine ek olarak kesme sünekliğini de artırdığı görülmüştür. Lif içeriğindeki kademeli artış %2'ye kadar çok daha belirgin şekilde kesme kapasitesini artırırken, %2'den %3'e çıkarılması durumunda etki öncekilere kıyasla daha sınırlı olmuştur. Bununla birlikte, lif içeriğinin %1'den az olması durumunda kiriş kesme kapasitesinin oldukça düşük olduğu ve gevrek bir göçme görüldüğü belirtilmiştir.

Kang ve diğ. (2011) ise, UYPB’lerde sıklıkla kullanılan çelik lifleri geleneksel betonda kullanmış, geleneksel betondan üretilen kesme donatısız kirişlerde çelik lifin kesme dayanımına etkisini incelemiştir. Çalışma kapsamında üç farklı lif oranı (%0-0,5-0,75), iki farklı beton türü (normal ve hafif beton) ve üç farklı kesme açıklığı-faydalı yükseklik oranı ($a/d= 2-3-4$) kullanılmıştır. Çalışma sonucunda, hacimce %0,75 çelik lif kullanılması durumunda kesme kapasitelerinin %30 arttığı, UYPB’lerde de yaygın olarak kullanılan çelik liflerin enine donatı içermeyen kirişlerin süneklik özelliklerine ciddi katkı verdiği görülmüştür.

Richard ve diğ. (1995), UYPB’nin önerilmeli betonlarda kullanılmasının avantaj oluşturacağını ifade etmiştir. Yine aynı çalışmada, önerilmeli UYPB elemanlarda esas çekme kuvvetlerinin önerilme tarafından karşılandığı, ikincil çekme gerilmeleri ve basınç yüklerinin ise betonun kendisi tarafından karşılandığı ve bu durumun önemli bir avantaj oluşturduğu belirtilmiştir.

Hegger ve diğ. (2004), UYPB kullanılarak üretilmiş I kesitli önerilmeli kirişlerin ($h= 300$ mm) kesme yüklemesi altındaki davranışlarını incelemiştir. Kirişlerin üretilmesinde hacimce %2,5 düz çelik lif (13/0,16 mm) içeren, 200 MPa’nın üzerinde basınç dayanımına sahip UYPB karışımı kullanılmıştır. Çekme bölgesinde her biri 150 kN yük ile gerilmiş 8 adet önerme toronu bulunmakta, herhangi bir ilave kesme donatısı ise bulunmamaktadır. Çalışma sonucunda, elde edilen yük taşıma kapasitesinin benzer ağırlık ve ölçülerdeki çelik kirişlere yakın olduğu, bununla birlikte, önerilmeli UYPB kirişlerin pratikteki yükleme durumları için yeterli kesme kapasitesine sahip olduğu ve bu sebepten ilave kesme donatısına ihtiyaç duyulmayabileceği ifade edilmiştir. Ayrıca, önerme kuvveti değiştirilmeksizin toron sayısı azaltılarak, kesit optimize edilerek ve de kısa/uzun lifler birlikte kullanılarak kesme dayanımının daha da artırılmasının mümkün olabileceği belirtilmiştir.

Voo ve diğ. (2006), UYPB’den üretilen I kesitli önerilmeli elemanların kesme davranışlarını araştırmıştır. Bu amaçla, 7 adet büyük ölçekli ($h= 650$ mm) kesme donatısı içermeyen kiriş üretilmiş, lif türü, miktarı ve önerme seviyesinin etkileri incelenmiştir. Deney elemanlarının üretilmesinde düz ve kanca uçlu olmak üzere iki ayrı tip çelik lif (13/0,2 mm ve 30/0,5 mm) hacimce %1,25 ve %2,5 oranlarında kullanılmış ve böylece UYPB karışımlarının basınç dayanımı 150-170 MPa, eğilme

dayanımı 23-30 MPa, yarmada çekme dayanımı 18-23 MPa aralığında yer almıştır. Çekme bölgesinde yer alan 0,6" öngerme toronlarına (12 ϕ 15,2), çekme mukavemetinin (f_{pk}) %0-15-30'u oranlarında öngerilme uygulanmıştır. Lif miktarı, türü ve öngerme miktarı, kesme çatlağının başlangıcını neredeyse hiç etkilememiş, deney elemanları gözle görünür ilk kesme çatlağının oluştuğu yük değerinin ortalama 2,5 katı kadar yük taşıyabilmiştir. Bununla birlikte, lif miktarının artması ile taşıma kapasitesinde %30 artış görüldüğü ifade edilmiştir. Düz kısa lifli deney elemanlarının kanca uçlu uzun lif içerenlerden daha yüksek taşıma kapasitesine sahip olduğu, hibrit lifli serilerde ise kısa düz liflerin oranı azaldıkça kirişlerin nihai kesme taşıma kapasitesinin ve rijitliğinin azaldığı belirtilmiştir. Çalışma sonucunda deneysel sonuçlar, önerilen teorik model (PSM-VEM Model) ile de karşılaştırılmış ve teorik olarak hesaplanan kesme kapasitelerinin deneysel sonuçlara oranı 0,89 olarak bulunmuştur.

Graybeal (2008), UYPB'den üretilmiş tam ölçekli AASHTO Tip II öngerilmeli köprü kirişlerinin (I kesitli) eğilme davranışını incelemiştir. Birebir ölçekli ve uzunluğu 24,4 metre olan köprü kirişlerinin üretilmesinde hacimce %2 oranında düz çelik lif (13/0,2) ve 26 adet 0,5" toron kullanılmış, ilave donatı (yumuşak çelik) ise kullanılmamıştır. Öngerme toronları, çekme mukavemetinin %55'i kadar ($0,55.f_{pk}$) gerilmiştir. Elde edilen deney sonuçları standart analitik yöntemlerden elde edilenlerle kıyaslanmış, buna göre I kesitli öngerilmeli UYPB köprü kirişleri için eğilme tasarım yaklaşımı geliştirilmiştir. Çalışma sonucunda, bu çalışmada detaylandırılan yeni yaklaşımın AFGC (2002) ve Gowripalan & Gilbert (2000) ile de benzerlik taşıdığı ve teorik yaklaşımla bulunan moment taşıma kapasitesinin deneysel çalışmada elde edilenin %76'sına karşılık geldiği ifade edilmiştir. Bununla birlikte, UYPB kirişler ile geleneksel betona kıyasla çok daha büyük taşıma kapasitesi elde edilebileceği, UYPB matrisi ile çelik lif takviyesi arasındaki etkileşimin birbirine yakın ve küçük genişlikli çatlakların oluşumuna neden olduğu ve böylelikle çatlamadan sonra da çekme yüklerinin UYPB tarafından taşınabildiği belirtilmiştir.

Hegger & Bertram (2008a), farklı miktarda lif içeriklerine sahip (%0-0,9-2,5) öngerilmeli UYPB kirişlerin kesme kapasitesilerini incelemiştir. Bu kapsamda, 9 mm ve 17,5 mm uzunluğundaki çelik lifleri sırasıyla %2,5 ve %0,9 oranlarında UYPB karışımlarına dahil etmiş, aktarma anında basınç dayanımı 100-110 MPa olan UYPB'den üretilen kirişlerde lif içeriğine ek olarak öngerme seviyesi ve a/d oranının

etkilerini araştırmıştır. Kesme donatısız olarak tasarlanan deney elemanlarının çekme bölgesinde bulunan 9 adet 0,5" torona öngerilme uygulanmıştır. Kesme çatlakları 20°-28° aralığında değişen açılarda oluşmuştur. Çalışma sonucunda, çelik liflerin kesme kapasitesine ciddi katkı sağladığı ifade edilmiş, %0,9 ve %2,5 lif içeriği ile birlikte lifsiz duruma göre %80 ve %177 artış görülmüştür. Lif içermeyen kirişlerde ise ilk çatlağın oluşması ile göçmenin ani ve habersiz şekilde gerçekleştiği, liflerin kesme kapasitesine ek olarak çatlak sonrası davranışı da iyileştirdiği belirtilmiştir. Bununla birlikte, “kemerlenme etkisi”ne bağlı olarak öngerilme kaybının da kesme kapasitesini direkt olarak etkilediği tespit edilmiştir.

Bertram & Hegger (2012), lif içeriği, a/d oranı ve öngerme seviyesi gibi bir önceki çalışmadakine benzer parametrelerin kesme kapasitesine etkisini deney matrisini genişleterek incelemiştir. Beton dökümünden 3 gün sonra toronlardaki öngerilme yükünün kirişlere aktarıldığı, aktarma anında yaklaşık 100 MPa olan beton basınç dayanımının ise deney gününde 160-200 MPa seviyelerine ulaştığı ifade edilmiştir. Çalışma sonucunda, lif ikamesinin kesme kapasitesini önemli ölçüde artırdığı ve bununla birlikte, efektif öngerilme miktarında %20 artış sağlanması durumunda kesme kapasitesinin %12-14 aralığında artabildiği belirtilmiştir.

Voo ve diğ. (2010), 125-140 MPa aralığında basınç dayanımına sahip UYPB'den üretilmiş I kesitli öngerilmeli kirişlerin kesme davranışını incelemiştir. Bu kapsamda, kesme donatısız olarak üretilen kirişlerde a/d oranı, lif türü ve lif miktarı çalışma parametreleri olarak belirlenmiş, elde edilen deneysel sonuçlar teorik hesap yöntemi ile karşılaştırılmıştır. Deney elemanlarının üretilmesinde farklı boylarda (15-20-25 mm) üç tip düz lif, %1 ve %1,5 oranlarında kullanılmıştır. Lif oranının artmasıyla kesme kapasitesinde artış görülmüştür. Bununla birlikte, araştırmacıların bir önceki çalışmasındaki (Voo ve diğ., 2006) teorik yöntem (PSM-VEM Model), bu çalışmada modifiye edilerek bir miktar basitleştirilmiştir. Bu şekilde, deneysel sonuçlar ile teorik tahmin yöntemi arasında iyi bir korelasyon elde edildiği (Model/Deneysel= 0,92), böylelikle UYPB öngerilmeli kirişlerin kesme dayanımının doğru bir şekilde hesaplanabildiği ifade edilmiştir.

Akhnoukh & Xie (2010), UYPB'den üretilmiş I kesitli AASHTO Tip II öngerilmeli köprü kirişlerinde çelik lif yerine çelik hasır donatısının kesme donatısı olarak

kullanımının yapısal verimliliği ve ekonomik fizibilitesini araştırmıştır. Bu amaçla, kesme etkisinde göçme görülebilmesi için kirişler eğilmeye karşı kuvvetlendirilmiştir. Deney elemanlarının üretilmesinde ~110 MPa basınç dayanımına sahip lifsiz UYPB karışımı kullanılmış, deneysel çalışmadan elde edilen kesme kapasitesi ve göçme mekanizmaları rastgele dağılmış lif içeren önceki çalışmalardaki benzer kirişler ile karşılaştırılmıştır. Çalışma sonucunda, çelik hasır donatısı kullanılarak UYPB karışımı içerisinde rastgele dağılmış çelik liflerden daha fazla kesme kapasitesine erişilebildiği, bununla birlikte, uygulama kolaylığı ve maliyet açısından da çelik hasır donatısının bu tip yapı elemanlarında daha uygun bir çözüm olabileceği ifade edilmiştir.

Yang ve diğ. (2011), 150 MPa'dan daha büyük basınç dayanımına sahip olması amaçlanan UYPB karışımı kullanılarak üretilmiş ardgermeli büyük ölçekli kirişlerin eğilme davranışını incelemiştir. Bu kapsamda, her birinde 2-4 adet 0,6" toron kullanılan, büyük ölçekli ve farklı yüksekliklere sahip dört adet T kesitli kiriş kesme donatısız ancak eğilme hasarı alacak şekilde tasarlanmıştır. Deney elemanlarının üretildiği UYPB karışımında tek tip düz çelik lif (13/0,2) kullanılmış ve lif hacmi %2'de sabit tutulmuştur. Kirişlerden yalnızca bir seri, etriyelerin liflerin dağılmasına etkisinin incelenmesi için kesme donatılı olarak üretilmiş, ancak bu çalışmadaki kirişlerde etriyelerin varlığının lif dağılımına önemli bir etki yapmadığı sonucuna varılmıştır. Çalışma, deneysel ve analitik olmak üzere iki aşamadan oluşmuştur. Deneysel veriler, teorik tahmin yöntemlerinden (AFGC ve JSCE) elde edilen taşıma kapasiteleriyle karşılaştırılarak aralarında tutarlı bir ilişki olduğu ve aralarındaki oranın (teorik/deneysel) 0,81-1,21 aralığında olduğu belirtilmiştir. Çalışma sonucunda, analitik yöntemler ile öngörilmeli UYPB kirişlerin eğilme dayanımının yakın şekilde tahmin edilebildiği, farklılıkların ise ideal ve gerçek malzeme özellikleri arasındaki fark ile açıklanabileceği ifade edilmiştir.

Baby ve diğ. (2014), UYPB'den üretilmiş, kesme donatılı/kesme donatısız, lifli/lifsiz ve geleneksel betonarme veya öngörilmeli I kesitli kirişlerin kesme performanslarını incelemiştir. Çalışmada, kesme davranışının incelenmesinde liflerin kiriş elemanındaki gerçek yönelmesinin etkisi de dikkate alınmıştır. Deney elemanlarının üretildiği UYPB karışımlarında hacimce %0, %2 ve %2,5 oranlarında düz çelik lifler kullanılmıştır. Lifsiz karışımın basınç dayanımı küp numunede 170 MPa iken, %2 ve %2,5 lif içeriğine sahip karışımlar 198-212 MPa aralığında basınç dayanımına sahip olmuştur. Etriyele

betonarme kirişlerde nihai kesme kapasitesine de yaklaşıldığının ispatı olacak şekilde geniş diyagonal çatlaklar açılmış olmasına rağmen eğilme göçmesi görülmüş olmakla birlikte, etriye içermeyenlerde ise kesme göçmesi meydana gelmiştir. Buna ek olarak, kesme donatısı içermeyen öngerilmeli veya betonarme kirişlerin tamamında kesme göçmesi görüldüğü ifade edilmiştir. Öngerilmeli kirişlerde, öngerilme işlemi diyagonal çatlakların $<45^\circ$ açıyla oluşmasına neden olmuştur. Çalışma sonucunda, giderek açılan diyagonal çatlak ile birlikte, tepe yüküne ulaştıktan sonra liflerin kesme kapasitesine katkısının oldukça düşük kaldığı ifade edilmiştir. Ayrıca, üretimler sırasında dökülen prizma numuneler ile sonradan kiriş elemanlarının zarar görmeyen uç kısımlarından kesilen prizma numunelerin eğilme deney sonuçları arasında kayda değer farklılık görüldüğü, dolayısıyla da yapısal boyutta gerçek lif yönlenmesinin dikkate alınması gerektiği belirtilmiştir. Benzer şekilde Yoo & Yoon (2016) da, AFGC-SETRA (2002) tarafından önerilen lif yönlenme katsayısının (K), etriyesiz kirişlerin eğilme davranışının tahmininde ihmal edilmesinin mümkün olduğunu ($K=1$), ancak etriyenin lif yönlenmesini olumsuz etkilediğini ve bu sebeple etriyeli kirişlerde lif yönlenmesinin dikkate alınması ($K=1,25$) gerektiğini ifade etmiştir.

Ramirez-Garcia ve diğ. (2016), beton basınç dayanımının öngerilme aktarma mesafesine (L_t) etkisini incelemiştir. Bu doğrultuda, kendiliğinden yerleşen geleneksel beton, kendiliğinden yerleşen hafif beton, yüksek dayanımlı beton ve UYPB karışımları kullanılarak dikdörtgen kesitli öngerilmeli deney kirişleri üretilmiş, deneysel olarak belirlenen aktarma mesafeleri teorik olarak hesaplanan aktarma mesafeleriyle karşılaştırılmıştır. Öngerilmenin serbest bırakılması esnasındaki basınç dayanımları 28-124 MPa aralığında olan beton karışımları çalışmanın kapsamını oluşturmaktadır. Aynı karışımların 28 günlük basınç dayanımları ise 39-182 MPa aralığında bildirilmiştir. Deney kirişlerinde 0,6" öngerme toronu kullanılmış, toron çekme mukavemetinin %75'i kadar ($0,75.f_{pk}$) gerilme uygulanmıştır. En yüksek aktarma mesafesi değeri (1090 mm), en düşük basınç dayanımına sahip betondan elde edilirken, en düşük aktarma mesafesi ise (serbest bırakma sırasında 432 mm, 28. günde 457 mm) basınç dayanımı en yüksek karışım olan UYPB'de elde edilmiştir. Çalışma sonucunda, öngermeli elemanlarda beton basınç dayanımı arttıkça aktarma mesafesinin düştüğü belirtilmiştir. Öngerilmenin aktarılması sırasındaki basınç dayanımı 34 MPa'nın altında olan betonlar için ACI 318-14'te verilen teorik değerin ($L_t=50d_b$) uygun olduğu, ancak beton

dayanımının 55 MPa'dan yüksek olması durumunda aktarma boyunun genel olarak 33d_b olarak kabul edilebileceği bildirilmiştir.

4.3. Özgün Değer

Literatürdeki mevcut çalışmalar değerlendirildiğinde, UYPB malzeme özelliklerinin incelendiği çalışmalarda genel olarak sıcaklık kürü uygulamasının gerekli dayanım kriterinin sağlanması için büyük önem taşıdığı, aksi takdirde istenilen dayanım seviyelerine ulaşmanın güç olduğu, dayanım kriterinin sağlandığı çalışmalarda ise genel olarak işlenebilirliğin yetersiz kaldığı görülmüştür. UYPB'nin yapısal boyutta kullanımına odaklanan çalışmaların ise genellikle betonarme (öngerilmesiz) kirişler üzerine olduğu, öngerilmeli kirişler üzerine yapılan çalışmaların sayısının ise sınırlı olduğu tespit edilmiştir. Bununla birlikte, UYPB elemanlar üzerine yapılan deneysel çalışmaların genellikle dikdörtgen kesitli kirişler üzerine yoğunlaştığı görülmüştür. UYPB'den üretilen T kesitli öngerilmeli kirişlerin eğilme etkisi altındaki davranışının geleneksel betonlardan üretilen öngerilmeli benzer kirişler ile karşılaştırılmasının yapıldığı deneysel bir çalışmaya ise rastlanmamıştır. Bu çalışmada literatürden farklı olarak, yapılan karışım optimizasyonu sayesinde sıcaklık kürü uygulanmaksızın standart kür yöntemleri ile dayanım ve işlenebilirlik kriterleri sağlanmış ve elde edilen karışım bir yapı elemanında (öngerilmeli kiriş) kullanılarak geleneksel betondan üretilen ve farklı miktarda kayma donatısı içeriğine sahip T kesitli benzer öngerilmeli kirişlerin performansı ile karşılaştırılmıştır. Sonraki aşamada, deneysel çalışmada elde edilen sonuçlar analitik çalışma ile doğrulanmış ve deneysel çalışmada incelenmeyen ilave deney serileri türetilerek farklı çapta toron kullanılan öngerilmeli kirişlerin taşıma kapasiteleri ve göçme davranışları ise analitik çalışma yardımıyla incelenmiştir. Ayrıca, öngerilmenin temel gerekliliklerinden olan aderans özellikleri de, gerek nervürlü donatı gerek öngerme toronu için her iki tür betonda ayrı ayrı incelenmiş ve elde edilen sonuçlar öngerilmeli kiriş deneyi sonuçları ile ilişkilendirilmiştir.

BÖLÜM 5. MALZEME VE YÖNTEM

Deneysel çalışma iki aşamadan oluşmuştur. İstenilen özelliklere sahip UYPB'nin (RPB) elde edilebilmesi için bir dizi deneme üretimi yapılmış, elde edilen optimum karışım nihai karışım olarak seçilerek, beton özellikleri detaylıca incelendikten sonra büyük ölçekli öngermeli kiriş elemanlarının üretiminde kullanılmıştır. UYPB'ye ek olarak öngermeli elemanların üretiminde geleneksel beton kullanılmış, böylelikle geleneksel betondan üretilen deney serileri referans kabul edilerek, iki ayrı beton türünden üretilen kiriş elemanlarının eğilme altındaki performansının karşılaştırılması amaçlanmıştır. Geleneksel beton için, öngermeli beton elemanlarının üretiminin yapıldığı fabrika tarafından benimsenen standart C45 karışımı kullanılmıştır. Bu sebepten bu bölümün odak noktası, UYPB (RPB) karışımının geliştirilmesi ve bu kapsamda yapılan deneyler üzerine olacak şekilde planlanmıştır.

5.1. Deneysel Çalışmada Kullanılan Malzemeler

Deneysel çalışmalarda iki tip portland çimentosu kullanılmıştır. Geleneksel beton üretimlerinde yalnızca CEM I 42,5R tipi portland çimentosu kullanılmıştır. UYPB serilerinde ise hem CEM I 52,5N portland çimentosu, hem de geleneksel beton uygulamalarında yaygın kullanımı, temininin kolaylığı ve maliyeti dikkate alınarak CEM I 42,5R tipi portland çimentosu ile üretimler yapılmıştır. Ek olarak, filler etkisi yaparak boşlukların doldurulması ve puzolanik etki ile dayanıma katkı sağlaması amacıyla UYPB karışımlarında mineral katkı olarak yoğunlaştırılmamış silis dumanı kullanılmıştır. Çimento ve silis dumanının kimyasal özellikleri Tablo 5.1'de, fiziksel özellikleri ise Tablo 5.2'de verilmiştir. Tablo 5.1'de silis dumanının çok büyük bir kısmının SiO_2 tarafından oluştuğu görülmektedir. Bu durum puzolanik aktivite ile ilave dayanımın sağlanması açısından önemlidir. Bununla birlikte, üretici firma tarafından verilen dayanım değerleri karşılaştırıldığında, CEM I 42,5R çimentosunun 2 ve 28 günlük basınç dayanımları sırasıyla 25,7 MPa ve 52,9 MPa iken, CEM I 52,5N

çimentosunun 2 günde 30,7 MPa, 28 günde 61,1 MPa basınç dayanımına ulaştığı görülmüştür.

Tablo 5.1 : Bağlayıcıların kimyasal bileşenleri (%).

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	Na ₂ O eşd.	SO ₃	Cl ⁻	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF
CEM I 42,5R	19,8	4,7	3,18	64,35	1,27	0,77	2,49	0,008	67,80	5,62	7,08	9,68
CEM I 52,5N	19,8	4,4	3,89	64,67	1,35	0,44	2,56	0,011	62,67	9,54	5,18	11,84
Silis Dumanı	94,1	0,7	0,25	0,50	0,60	0,56	0,50	0,10	-	-	-	-

Tablo 5.2 : Bağlayıcıların fiziksel özellikleri.

	Özgül Ağırlık (g/cm ³)	Özgül Yüzey (cm ² /g)	Kıvam (su/çimento)	Priz Başlangıç (dakika)	Priz Bitiş (dakika)
CEM I 42,5R	3,08	3380	0,283	170	245
CEM I 52,5N	3,18	3936	0,294	140	181
Silis Dumanı	2,20	246000	-	-	-

Geleneksel beton karışımlarında kum, I. Mıcır ve II. Mıcır olmak üzere üç tip agrega kullanılırken, UYPB karışımlarında ise iri agrega kullanılmamış, agrega olarak, kuvars pudrası (KP) (0-100 µm) ve farklı tane boyutlarına sahip iki tip kum kullanılmıştır. 100-300 µm ve 300-700 µm tane boyutuna sahip kumlar sırasıyla Kum-1 ve Kum-2 olarak adlandırılmıştır. Bu haliyle, çalışma kapsamında UYPB genel isimlendirmesiyle anılan karışımların, tane boyutları açısından “Reaktif Pudra Betonu” (RPB) karışım özelliklerine sahip olduğunu ifade etmek mümkündür.

Benzer tane dağılımına sahip kırma kuvars (KK) ve doğal silis (DS) olmak üzere iki ayrı çeşit kum UYPB karışımlarının deneme üretimlerinde kullanılmış, bu kumların kimyasal içerikleri ve fiziksel görünimleri Tablo 5.3’te verilmiştir. Kuvars kumu doğada genel olarak beyaz olarak bulunmakta, içeriğindeki Fe₂O₃ miktarı, renginin pembeden kahverengiye doğru değişmesine sebep olmaktadır (Platias ve diğ., 2014). Tablo 5.3’te, kırma kuvars kumuna kıyasla görece daha fazla Fe₂O₃ içeriğine sahip doğal silis kumunun açık kahverengi renge sahip olduğu görülmektedir. UYPB karışımlarında kullanılan tüm agregaların birim hacim ağırlık ve özgül ağırlıkları Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi Yapı Malzemesi Laboratuvarı’nda belirlenmiş, sonuçlar Tablo 5.4’te verilmiştir.

Tablo 5.3 : Kumların kimyasal bileşenleri (%) ve fiziksel görünüşleri.

	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	Na ₂ O eşd.	TiO ₂	Renk
Kırma Kuvars	99,5	0,01	0,01	-	-	0,37	0,07	Beyaz
Doğal Silis	98,3	0,91	0,20	0,02	-	0,07	0,12	Açık Kahverengi

Tablo 5.4 : Agregaların birim ağırlık ve özgül ağırlık değerleri.

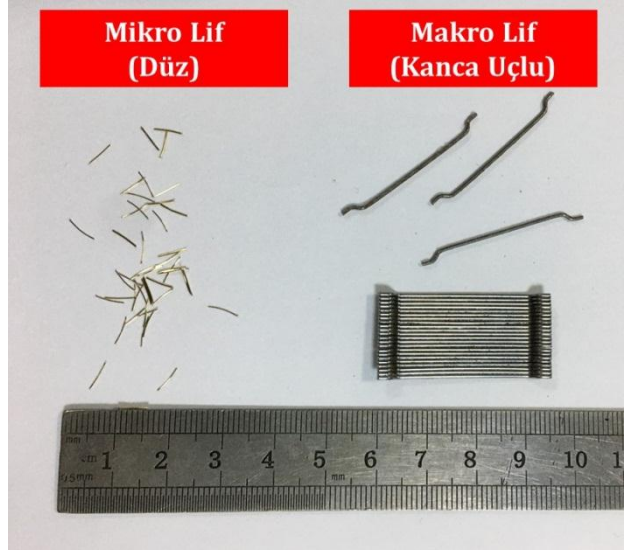
	KP	KK-1	KK-2	DS-1	DS-2
Birim Ağırlık (g/cm ³)	1,341	1,603	1,595	1,518	1,645
Özgül Ağırlık	2,701	2,676	2,680	2,633	2,650

UYPB’de istenilen işlenebilirliğin elde edilebilmesi için, İksa firması tarafından üretilen ve Polycar-300 ticari ismine sahip polikarboksilat esaslı yüksek oranda su azaltıcı süperakışkanlaştırıcı kimyasal katkı kullanılmıştır. Kullanılan bu katkı, taze betona işlenebilirlik kazandırmanın yanı sıra, sertleşmiş betonun kısa süre içerisinde yüksek dayanıma ulaşmasına da imkan vermektedir. Kullanılan kimyasal katkının fiziksel özellikleri Tablo 5.5’te verilmiştir.

Tablo 5.5 : Kimyasal katkının fiziksel özellikleri.

Tip	Görünüm	Renk	Yoğunluk (kg/dm ³)	pH	Alkali İçeriği (%)
Polikarboksilat	Sıvı	Açık Kahverengi	1,07 ± 0,03	5 ± 0,2	≤10

Çalışma kapsamında üretilen UYPB karışımlarında, gerek basınç ve eğilme dayanımı gerekse kırılma tokluğunun artırılması amacıyla iki tip çelik lif kullanılmıştır. Kullanılan çelik lifler Bekaert firmasından temin edilmiştir. Uzun kanca uçlu (makro) lifler (35/0,75) ve yüzeyleri korozyona karşı pirinçle kaplanmış kısa düz (mikro) liflerin (6/0,2) fiziksel görünümü Şekil 5.1’de, teknik özellikleri ise Tablo 5.6’da gösterilmiştir.

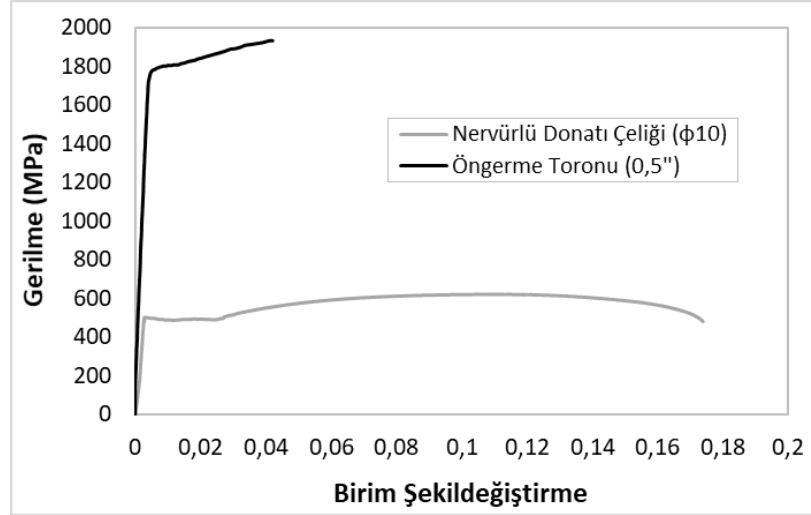


Şekil 5.1 : Çelik liflerin fiziksel görünümü.

Tablo 5.6 : Çelik liflerin teknik özellikleri.

Tip	Uzunluk (mm)	Çap (mm)	Narinlik (Boy/Çap)	Çekme Dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (MPa)	Şekil
Mikro Lif	6	0,2	30	≈ 2500	200	Düz
Makro Lif	35	0,75	45	≈ 1225	200	Kanca Uçlu

Öngermeli kirişlerde 7-telli düşük gevşemeli Tip 270 öngerme toronu ve S420 nervürlü donatı çeliği kullanılmıştır. Kullanılan toron ve nervürlü donatı çeliklerinin çekme deneylerinden elde edilen gerilme-birim şekildeğiştirme eğrileri Şekil 5.2’de gösterilmiştir. Gerilme-birim şekildeğiştirme eğrilerinden alınan sonuçların uygunluğu, donatı çeliği için TS 708 (2010)’a, toron için ise ASTM A416 (2016)’ya göre incelenmiş, mekanik özelliklerin standart değerler ile karşılaştırması Tablo 5.7 ve Tablo 5.8’de verilmiştir. Buna göre, deneysel olarak elde edilen akma dayanımı (R_e), çekme dayanımı (R_m) ve % uzama gibi parametrelerin standart değerlere uygunluk gösterdiği görülmüştür.



Şekil 5.2 : Toron ve donatı çeliğinin gerilme-birim şekildeğiştirme eğrileri.

Tablo 5.7 : Donatı çeliği mekanik özelliklerinin standart değerler ile karşılaştırılması.

Kriter	Parametre	DeneySEL Değeri	TS 708 Koşulu	Uygunluk
#1	R_e (MPa)	501,4	>420	Uygun
#2	R_m (MPa)	620,5	>500	Uygun
#3	R_m / R_e	1,24	>1,15	Uygun
#4	$R_{e,act} / R_{e,nom}$	1,19	<1,30	Uygun
#5	Uzama (%)	17,4	>10	Uygun

Tablo 5.8 : Toron mekanik özelliklerinin standart değerler ile karşılaştırılması.

Kriter	Parametre	DeneySEL Değeri	ASTM A416 Koşulu	Uygunluk
#1	R_e (MPa)	1803,4	-	-
#2	R_m (MPa)	1931,5	>1860	Uygun
#3	R_e / R_m	0,934	>0,9	Uygun
#4	Uzama (%)	4,21	>3,5	Uygun

5.2. DeneySEL Çalışmada İzlenen Yöntem

Bu bölümde, tez çalışması kapsamında gerçekleştirilen deneyler, malzeme ölçeğindeki beton deneyleri ve büyük ölçekli öngermeli kiriş deneyleri olmak üzere iki ayrı başlık altında tanıtılacaktır.

5.2.1. Beton üretimi ve deneyleri

Deneme üretimlerinden elde edilen UYPB serilerinde sertleşmiş beton deneylerinin tamamı 28. günde yapılmıştır. Kiriş elemanlarının üretildiği nihai karışımların (geleneksel beton ve UYPB) deneyleri ise dökümü takip eden 2. ve 28. günlerde yapılmıştır. 2. günde yapılan basınç deneyleri yardımıyla, kiriş elemanlarında öngerilme yükünün aktarıldığı andaki beton basınç dayanımının belirlenmesi amaçlanmıştır. Bu kısımda ilk olarak UYPB deneme üretimleri ve karışımının optimizasyonu anlatılacak, sonrasında, tüm serilerde (geleneksel beton ve UYPB) gerçekleştirilen beton deneyleri tanıtılacaktır.

5.2.1.1. Karıştırma

UYPB karışımlarının karıştırılması için laboratuvar ortamında 50 dm³ kapasiteli pan tipi mikser kullanılırken, fabrika ortamında öngermeli kirişlerin üretiminde ise benzer çalışma prensibine sahip 500 dm³ karıştırma kapasiteli mikser kullanılmıştır (Şekil 5.3). Oldukça düşük su/çimento (s/ç) oranı nedeniyle UYPB’de karıştırma yöntemi geleneksel betonlardan farklı olmakla birlikte, çeşitli UYPB karışımlarının karıştırma yöntemleri kendi aralarında da değişkenlik gösterebilmektedir. Çeşitli araştırmacılar (Ashkezari ve diğ., 2020; Chen ve diğ., 2020; Ipek ve diğ., 2011; Voo ve diğ., 2010; Wu ve diğ., 2017), UYPB karışımlarının hazırlanmasında farklı yöntemler kullanmıştır. Bu çalışmada ise karıştırma prosedürü aşağıdaki gibi uygulanmıştır:

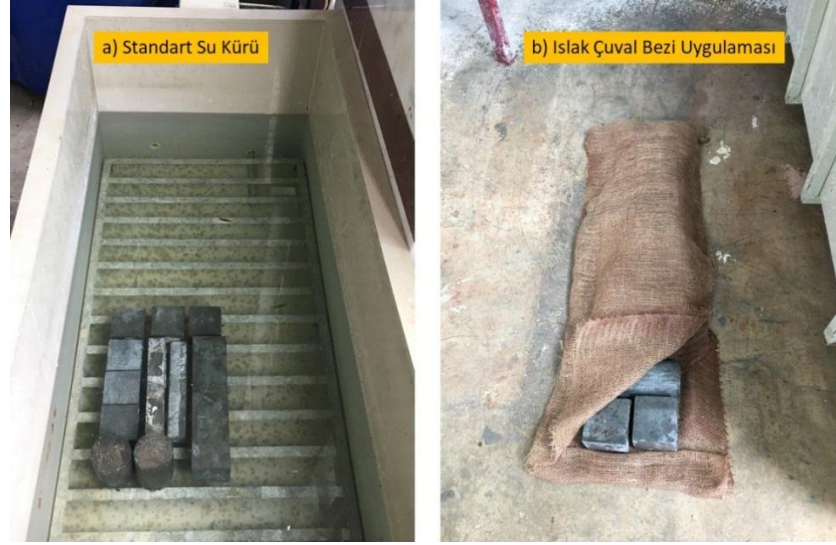
- Bağlayıcı malzemeler (çimento ve silis dumanı) mikser içerisine konularak kuru şekilde 3 dakika boyunca karıştırılmıştır.
- Su ve akışkanlaştırıcı katkı, karışıma yavaşça dahil edilerek bu şekilde de bir 7 dakika daha karışması sağlanmıştır.
- Sonrasında agregalar (kum ve pudra) karışıma eklenerek 4 dakika boyunca karıştırılmıştır.
- En son olarak çelik lifler eklenerek, liflerin tamamı homojen bir şekilde yayılana kadar (yaklaşık 3 dakika) karıştırılmıştır.
- Karıştırma hızı tüm karıştırma süreci boyunca sabit tutulmuştur.



Şekil 5.3 : UYPB karışımları için kullanılan mikserler a) laboratuvar tipi b) endüstriyel tip.

5.2.1.2. Kür

İlave maliyet ve işçilik gerekçelerine dayanarak, uzun süreli bir sıcaklık kürü uygulamasının prekast sektörü tarafından tercih edilmemesi dikkate alınmış ve bu nedenle, gerekli dayanımın elde edilebilmesi için literatürde çeşitli araştırmalarda (Baby ve diğ., 2014; Dong ve diğ., 2020; İpek ve diğ., 2011; Richard & Cheyrezy, 1995) önerilenin aksine, bu çalışmadaki UYPB karışımlarına herhangi bir sıcaklık kürü uygulanmamıştır. Böylelikle yapısal ölçekli uygulamalarda daha uygulanabilir bir çözümün elde edilmesi amaçlanmıştır. Sıcaklık kürünün yerine geleneksel kür yöntemleri tercih edilmiştir. Böylelikle, optimum karışımın belirlenmesinin amaçlandığı deneme üretimlerindeki bazı beton serileri ıslak çuval bezi ile sarılmış, bazılarına ise EN 12390-2 (2019)'a uygun olarak 20 ± 2 °C sıcaklıkta kirece doymun su içerisinde deney gününe kadar standart su kürü uygulanmıştır (Şekil 5.4). Geleneksel beton numuneleri ise kür havuzunda standart şekilde kür edilmiştir.



Şekil 5.4 : Beton numunelerine yapılan kür uygulamaları.

5.2.1.3. Agreganın granülometrisinin optimizasyonu

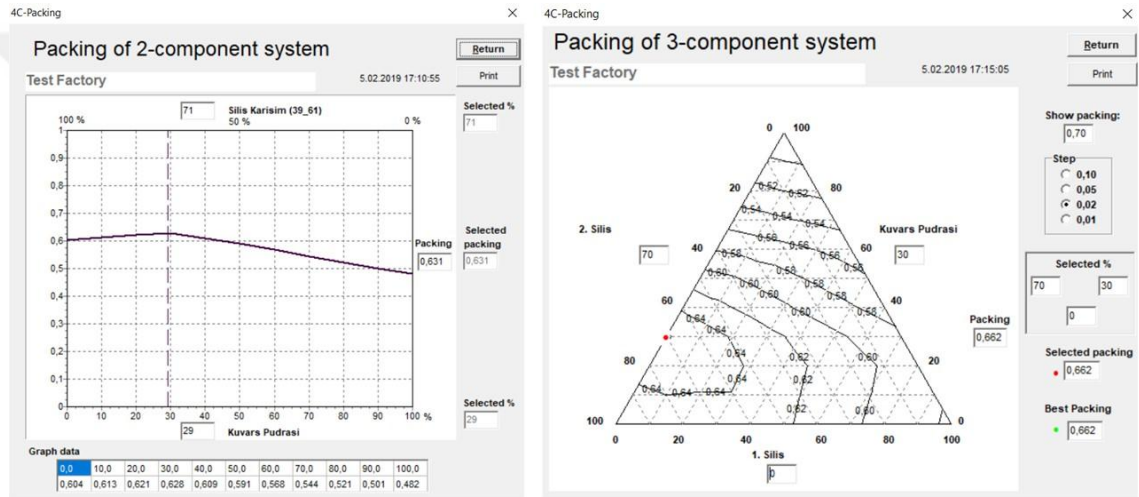
Çalışmanın ilk aşamasında üretilen UYPB serilerinde kullanılan karışım oranları literatürden (İpek ve diğ., 2011) alınmış ve bu karışımdaki agrega oranları “Agrega Karışımı-1” (AC1) olarak isimlendirilmiştir. Daha sonraki aşamada, agrega granülometrisinin UYPB’nin mekanik özelliklerine etkisinin incelenmesi ve beton dayanımlarının artırılması amacıyla agrega granülometrisi optimize edilmiştir. Bu doğrultuda ilk olarak “Fuller ve Thompson Eğrisi”nden (Fuller & Thompson, 1907) yararlanılmıştır. Fuller & Thompson (1907)’ye göre, agrega granülometrisinin Denklem 5.1’den elde edilen referans eğriyle uyuşması durumunda karışım daha iyi tanecik paketlenme yoğunluğuna sahip olmakta ve böylelikle daha yüksek basınç dayanımı elde edilmektedir.

$$P = \left(\frac{d}{D_{max}} \right)^n \cdot 100 \quad (5.1)$$

Burada P elekten geçen % miktarı, d elek çapını, D_{max} maksimum agrega tane boyutunu, n ise maksimum tanecik yoğunluğu için 0,5 olarak alınan bir parametreyi ifade etmektedir.

Fuller eğrisinden yararlanılarak AC2 ismi verilen yeni bir agrega birleşimi daha oluşturulmuş ve AC1’e göre Fuller eğrisine daha yakın olduğu görüldüğünden dolayı deney programına dahil edilmiştir. Çalışma kapsamında, Fuller&Thompson eğrisinin

yanı sıra, karışım doluluğu artırılarak en yoğun paketlenmenin elde edilmesi amacıyla bilgisayar yazılımlarından da yararlanılmıştır (Şekil 5.5). Bilgisayar yazılımında optimum agrega karışım oranının belirlenebilmesi için hem 2-bileşenli hem de 3-bileşenli sistemde paketlenme yoğunluğu analizleri yaptırılmış, bu analizler sonucunda en yüksek paketlenme yoğunluğuna sahip olduğu görülen agrega karışımları seçilmiştir. Literatürden elde edilen AC1, Fuller&Thompson bağıntısından faydalanılarak elde edilen AC2 ve bilgisayar yazılımından elde edilen diğer agrega karışımlarının (AC3-AC12) karışım oranları Tablo 5.9’da gösterilmiştir. Tablo 5.9’daki agrega oranları, beton karışımındaki çimento ağırlığına oranla verilmiştir.



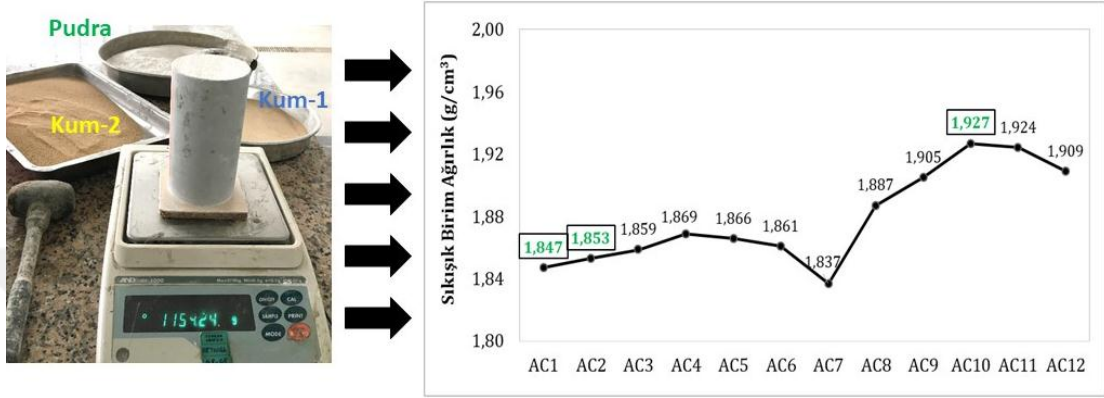
Şekil 5.5 : Bilgisayar yazılımı yardımıyla paketlenme yoğunluğunun belirlenmesi.

Tablo 5.9 : Agrega karışımlarının çimento ağırlığına göre oranları.

	AC	AC	AC	AC	AC	AC	AC	AC	AC	AC	AC	AC
	#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7	#8	#9	#10	#11	#12
Pudra	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,44	0,18	0,18	0,28	0,29	0,37
Kum-1	0,29	0,26	0,23	0,20	0,17	0,14	0,15	0,19	0,03	0,27	0,00	0,22
Kum-2	0,29	0,32	0,34	0,37	0,40	0,43	0,39	0,59	0,76	0,42	0,68	0,38
Kaynak	İpek ve diğ.,2011	Fuller Eğrisi	Bilgisayar Yazılımı									

Çalışmanın sonraki aşamasında, en dolu agrega karışımının belirlenmesi amacıyla Tablo 5.9’da verilen tüm agrega karışımlarının sıkışık birim ağırlıkları deneysel olarak analiz edilmiştir (Şekil 5.6). Bunun için, farklı oranlarda agrega karışımları, hacmi belli

bir silindir kap içersine şişleme çubuğu ve plastik tokmak yardımıyla sıkıştırılarak yerleştirilmiştir. Kap doldurulduktan sonra dikkatlice yüzey düzeltmesi yapılmış ve hassas teraziyle karışım ağırlığı belirlenmiştir. Sıkışık birim ağırlığın belirlenmesinde Denklem 5.2 kullanılmıştır. Denklem 5.2 yardımıyla deneysel olarak belirlenen sıkışık birim ağırlık değerleri Şekil 5.6’da verilmiştir.

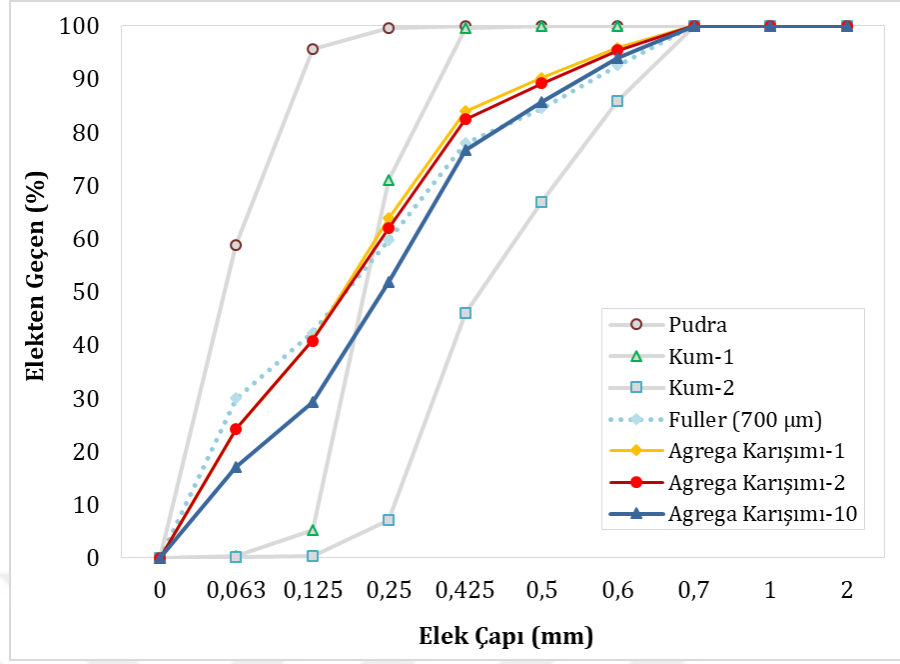


Şekil 5.6 : Agrega karışımlarının sıkışık birim ağırlık değerleri.

$$\Delta = \frac{W_{agr}}{V_{agr}} \quad (5.2)$$

Burada Δ agrega karışımının sıkışık birim ağırlığını, W_{agr} sıkıştırılmış agrega karışımının ağırlığını, V_{agr} ise agrega karışımının hacmini göstermektedir.

Bilgisayar programından elde edilen karışımlar arasında sıkışık halde doluluğu en yüksek olan karışımın AC10 olduğu Şekil 5.6’da görülmektedir ($\Delta=1.927 \text{ g/cm}^3$). Literatürden alınan AC1 ve Fuller&Thompson bağıntısından faydalanılarak elde edilen AC2’ye ek olarak, bilgisayar yazılımından elde edilen karışımlar arasından AC10, agrega granülometrisinin optimizasyonu için seçilmiş ve deney programına dahil edilmiştir. Böylelikle, AC1, AC2 ve AC10 olmak üzere üç farklı agrega karışımı UYPB üretimlerinde kullanılmıştır. Çalışma kapsamında kullanılan agregaların ve agrega karışımlarının tane boyutu dağılımları Şekil 5.7’de gösterilmiştir. Şekil 5.7 incelendiğinde, AC2’nin, Fuller referans eğrisine AC1’den az bir miktar daha yakın olduğu görülebilmektedir. AC10’un ise, ince elek boyutlarında referans eğrisinden uzaklaşmasına rağmen, özellikle büyük tane boyutlarında ($d > \sim 400 \mu\text{m}$) referans eğrisine neredeyse tamamen uygun olduğunu söylemek mümkündür.



Şekil 5.7 : Agrega granülometrisi.

5.2.1.4. UYPB deneme üretimleri deneysel programı

Optimum UYPB karışımının belirlenmesi için gerçekleştirilen çalışma kapsamında lif içeriği, agrega tipi, çimento tipi, kür yöntemi, sıkıştırma yöntemi, agrega granülometrisi ve s/ç oranı gibi birçok parametre incelenmiştir.

Çalışmanın birinci aşamasında üretilen UYPB başlangıç karışımları (UB serisi) yardımıyla, lif içeriği, agrega tipi ve kür yönteminin UYPB mekanik özelliklerine etkisi incelenmiştir. UB serisinin beton karışım oranları daha önceki çalışmalardan (İpek ve diğ., 2011; İpek ve diğ., 2012) alınmıştır. UB serisinde, ilk aşamada kırma kuvars kumu (Kum-1 ve Kum-2) kullanılmış, sonrasında bu agreganın, yerel olarak daha kolay temin edilebilir olduğu görülen doğal silis kumu ile karışımında yer değiştirmesi sağlanmıştır. Bununla birlikte, UB karışımlarında iki tip lif içeriği denenmiştir. Mikro düz lif içeriği hacimce %2’de sabit tutulmak şartıyla, UB serilerinin bazılarında %2 oranında mikro kısa lifler, %1 oranında kanca uçlu makro lifler ile kombine bir şekilde kullanılmıştır. Böylelikle karma lifli UYPB karışımları da üretilmiş, %2 mikro ve %3 karma lif içerikleri deneysel olarak incelenerek üretilen serilerin mekanik performansları karşılaştırılmıştır. Buna ek olarak, kür havuzu ve ıslak çuval bezi olmak üzere iki farklı kür uygulamasının etkileri incelenmiştir (Şekil 5.4).

İlk aşamada mekanik özellikler açısından en iyi sonucu veren seri belirlendikten sonra bu betonun daha da iyileştirilmesi amaçlanmıştır. Bu amaçla, çalışmanın ikinci aşamasında üretilen nihai UYPB serileri (UN #1-5) yardımıyla çimento tipi, sıkıştırma yöntemi, agrega granülometrisi ve s/ç oranının mekanik özellikler üzerindeki etkisi incelenmiştir. Karışım oranları ve numune kodlamaları Tablo 5.10 ve 5.11’de verilmiştir.

Tablo 5.10 : UYPB serilerinin karışım oranları.

	CEM I 42,5						CEM I 52,5				
	UB				UN #1		UN #2	UN #3		UN #4	UN #5
	A	B	C	D	A	B		A	B		
Çimento:	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
SD:	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30	0,30
KP:	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,40	0,28
Kum-1:	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,26	0,29	0,27
Kum-2:	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,29	0,32	0,29	0,42
Su:	0,25	0,25	0,25	0,25	0,23	0,23	0,22	0,21	0,21	0,20	0,20
Mikro Lif:	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18
Makro Lif:	-	0,09	-	0,09	-	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09
Katkı (%):	3,00	3,00	3,50	3,50	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
s/ç:	0,250	0,250	0,250	0,250	0,228	0,228	0,223	0,208	0,208	0,200	0,200
s/b:	0,192	0,192	0,192	0,192	0,175	0,175	0,172	0,160	0,160	0,153	0,153
Agrega Karışımı:	AC1	AC1	AC1	AC1	AC1	AC1	AC1	AC1	AC2	AC1	AC 10

SD: Silis Dumanı, KP: Kuvars Pudrası, s/ç: Su/Çimento, s/b: Su/Bağlayıcı

Tablo 5.11 : UYPB serilerinin kodlaması ve açıklamaları.

Kodlama	Lif İçeriği	Agrega Tipi	Kür Yöntemi	Sıkıştırma Yöntemi	Çimento Tipi
UB-A-IB	%2 Mikro Çelik Lif	DS	Islak Bez	Sarsma Tablası	42,5
UB-B-IB	%3 Karma Çelik Lif	DS	Islak Bez	Sarsma Tablası	42,5
UB-A-KH	%2 Mikro Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UB-B-KH	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UB-C-KH	%2 Mikro Çelik Lif	KK	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UB-D-KH	%3 Karma Çelik Lif	KK	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UN1-A	%2 Mikro Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UN1-B	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UN2-ST	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Sarsma Tablası	42,5
UN2-DV1	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Dalgıç Vibratör	42,5
UN2-DV2	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Dalgıç Vibratör	42,5
UN3-A	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Dalgıç Vibratör	52,5
UN3-B	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Dalgıç Vibratör	52,5
UN4	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Dalgıç Vibratör	52,5
UN5	%3 Karma Çelik Lif	DS	Kür Havuzu	Dalgıç Vibratör	52,5

DS: Doğal Silis Kumu, KK: Kırma Kuvars Kumu

Taze betonun sıkıştırılmasında farklı deney serilerinde sarsma tablası ve dalgıç vibratör olmak üzere iki ayrı sıkıştırma yöntemi kullanılmıştır. Buna ek olarak, dalgıç vibratör, UN2-DV1 ve UN2-DV2 olarak kodlanan beton serilerinde sırasıyla tek tabakada ve iki tabakada uygulanmıştır. Mümkün olduğunca yüksek dayanımın yanı sıra, uygun işlenebilirliğin de aynı anda elde edilmesi amaçlanmış, bu yaklaşımla s/ç oranının etkisi, çalışma boyunca kademeli olarak düşürülerek 0,20-0,25 aralığında incelenmiştir. Kullanılan sıkıştırma yöntemi de s/ç oranının düşürülebilmesine katkı sağlamıştır. Çalışmanın bu aşamasında ek olarak, dayanımın mümkün olan en yüksek değere çıkarılabilmesi için kullanılan çimento tipi değiştirilmiş ve agrega granülometrisi optimize edilmiştir.

5.2.1.5. Yapılan beton deneyleri

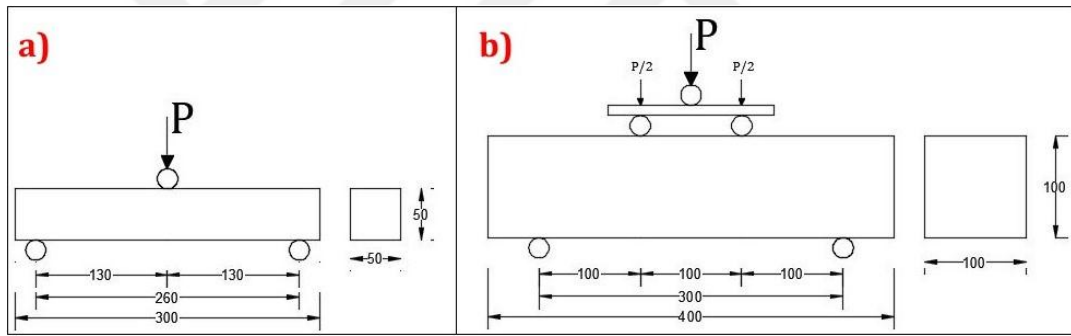
Nihai UYPB karışımının elde edilmesinden sonra, taze halde işlenebilirlik değeri ASTM C1437 (2015) yönetmeliğine uygun olarak yayılma tablası testi ile belirlenmiştir. Buna göre taze numune, üzerine baskı uygulanmaksızın serbest şekilde ve tek kademede doldurularak konik kalıba yerleştirilmiş, kalıp dikkatli bir şekilde kaldırıldıktan sonra 15 saniyelik süre içerisinde yayılma tablası 25 defa düşürülerek sarsma uygulanmış ve minimum-maksimum ölçüler metre yardımıyla ölçülüp ortalaması alınmıştır. Geleneksel betonda ise işlenebilirlik, EN 12350-2 (2019) standardına uygun olarak geleneksel slump (çökme) deneyiyle belirlenmiştir.

Optimum UYPB karışımının belirlenmesi için yapılan çalışmanın birinci aşamasında (UB serisinde) basınç dayanımının yanı sıra elastisite modülünün de belirlenebilmesi amacıyla 100×200 mm boyutlarında silindir numuneler üretilmiştir. İkinci aşamada ise (UN serisi), nihai seriye (UN5) ulaşana kadar basınç dayanımı küp numunelerde (100×100 mm) araştırılmıştır. UN5 serisinde basınç dayanımı için hem küp hem de silindir numune üretilmiş, elastisite modülü silindir numunede belirlenmiştir. Böylelikle, optimize edilmiş UYPB karışımının (UN5), basınç dayanımına ek olarak elastisite modülü açısından da başlangıç serisi (UB) ile kıyaslanması sağlanmıştır. Basınç deneylerinde yükleme hızı, UYPB üzerine yayımlanan Fransız Standardı NF P 18-470 (2016)'ya uygun şekilde 0,7 MPa/s olarak uygulanmıştır. Gerilme-birim deformasyon eğrilerinin elde edilmesi için, hızlı donan siyanoakrilat tipi yapıştırıcı yardımıyla silindir numune yüzeylerine simetrik şekilde düzenlenmiş gerinim pulları (strain gauge) yapıştırılmıştır (NF P 18-470, 2016). Gerilme-birim deformasyon eğrileri elde edildikten sonra elastisite modülü değerleri ise, ASTM C469M (2014)'e uygun olarak Denklem 5.3 yardımıyla hesaplanmıştır.

$$E_c = \frac{0.4 f_c - f_1}{\varepsilon_2 - 0.00005} \quad (5.3)$$

Burada f_c beton basınç dayanımını, f_1 birim şekildeğiştirmenin 0,00005 olduğu andaki gerilme değerini, ε_2 basınç dayanımının %40'ı kadar bir gerilmeye karşılık gelen birim şekildeğiştirme değerini ifade etmektedir.

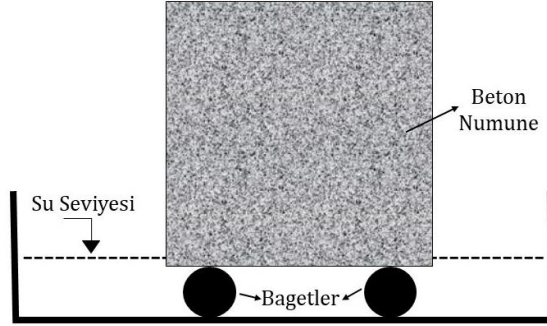
Eğilme dayanımının belirlenmesi için UYPB serilerinin tamamında 50×50×300 mm boyutlarında prizmatik numuneler üretilmiş ve 3 noktalı eğilme testi yapılmıştır (Şekil 5.8.a). Eğilme dayanımına ek olarak tüm serilerde, yük-sehim grafiğinin 3 mm sehim değerine kadar olan kısmının altında kalan alan yardımıyla tokluk değerleri de hesaplanmıştır. Eğilme deneyleri, ASTM C348 (2014) tarafından önerilen standart deney prosedürüne uygun olarak yapılmıştır. Son seriye ulaşıldığında (UN5), literatürde (Fládr & Bílý 2018; He ve diğ., 2020; Shin ve diğ., 2018; Yoo ve diğ., 2016a) yaygın olarak kullanılan numune boyutunda prizmatik numunelerin üretimi de ayrıca yapılmış ve üretilen bu numunelere 4 noktalı eğilme deneyi (Şekil 5.8.b) uygulanmıştır. Böylelikle, optimize edilerek ulaşılmış nihai UYPB karışımının eğilme davranışının ayrıntılı olarak incelenmesi amaçlanmıştır. Bununla birlikte, aynı karışım kullanılarak farklı boyutta üretilen numunelerin eğilme dayanımları kıyaslanmış ve boyut etkisi de gözlemlenebilmiştir.



Şekil 5.8 : UYPB eğilme testleri.

Öngerme toronları normal donatılardan daha kolay bir şekilde korozyona uğrayabilmektedir (Özden vd. 1998). Bu sebeple, öngermeli elemanlarda korozyona karşı daha sıkı önlemler alınması gerekmektedir. Bununla birlikte, Nawy (2009) de öngerme çeliklerinin korozyona karşı korunmasının normal çeliklere göre çok daha kritik bir önem taşıdığını ifade etmiştir. Bu sebepten, öngermeli kirişlerin üretileceği geleneksel beton ve UYPB'lerin kılcal su emme özelliklerinin karşılaştırılması amacıyla kılcal su emme deneyleri yapılmıştır. Deney, Şekil 5.9'da gösterildiği şekilde, 0,1g duyarlılıktaki dijital terazi kullanılarak küp numunelerde gerçekleştirilmiştir. Deney öncesinde küp numuneler etüvde 105 °C sıcaklıkta bir gün boyunca bekletilerek kurutulmuş, sonrasında kuru ağırlığı tartılarak deneye başlanmış, tabanında 5 mm'lik bir kısmı suyla temas edecek şekilde bekletilen numunelerin 0, 4, 11, 24, 32, 43, 52, 73,

90 ve 306. dakikalardaki kütle değişimleri izlenmiştir. Deney sonunda kılcal su emme katsayısı değerleri Denklem 5.4’te verilen eşitlik ile hesaplanmıştır.

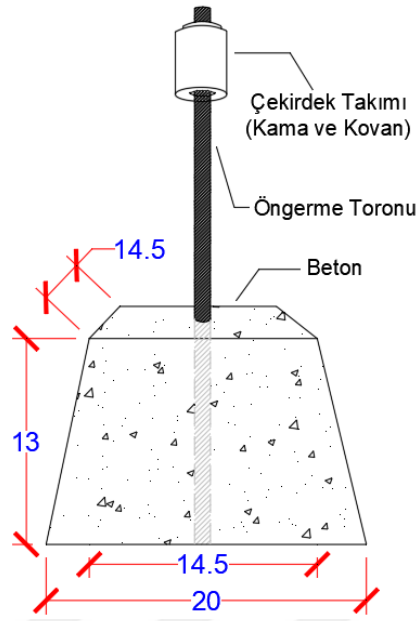


Şekil 5.9 : Kılcal su emme deneyi.

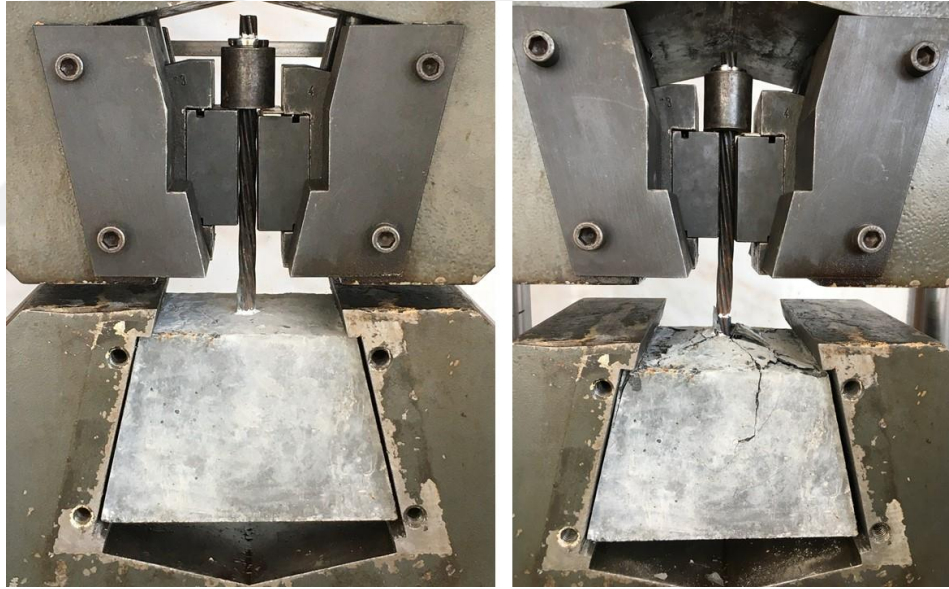
$$K = \frac{Q^2}{A^2 \cdot t} \quad (5.4)$$

Burada K kılcal su emme katsayısını, Q emilen su miktarını, A su ile temas eden kesit alanını, t ise geçen zamanı göstermektedir.

Öngermeli elemanlarda öngerme donatısı ile donatıyı saran beton arasındaki aderans, öngerme işleminden istenilen sonucun alınabilmesi için kritik önem taşımaktadır (Arnold ve diğ., 2013; Stark ve diğ., 2019). Bu yüzden, üretilen çekip-çıkarma (pull-out) numuneleri yardımıyla beton-nervürlü çelik ve beton-toron arası aderans özellikleri belirlenmiştir. Bunun için, beton numunelere taze haldeyken çelik çubuklar gömülmüştür. Deney için üretilen numune ölçüleri ve detayları Şekil 5.10’da gösterilmiştir. Deneyi gerçekleştirecek çelik çubukların tamamının gömme derinliği (L_e) 130 mm’dir. Toplam boyları ise deney düzeneğine uygun hale getirilmiş, deney öncesinde kesilerek tamamı 300 mm olacak şekilde ayarlanmıştır. Numuneler 28 günlük kür süresini doldurduktan sonra, çelik çubuklar beton içerisinden Şekil 5.11’de gösterilen deney düzeneği yardımıyla çekilip çıkarılmış ve sıyırılma/kopma durumları incelenmiştir.



Şekil 5.10 : Çekip çıkarma numunelerinin teknik çizimi.



Şekil 5.11 : Çekip çıkarma deney düzeneği (deney öncesi ve sonrası görünüm).

Fabrika ortamında, merkezdeki tel üzerine helis şeklinde sarılarak üretiliyor olmasına rağmen yüzeylerinin pürüzsüz oluşu, toronların çekme cihaz çeneleri tarafından sıyrılma oluşmadan tutulabilmesi açısından çekip-çıkarma deneyi esnasında dezavantaj oluşturabilmektedir. Öngerilme uygulanmaksızın beton numune içerisine gömülmüş toronun, deney cihazı tarafından sağlam bir şekilde kavranabilmesi amacıyla kama/kovan takımı (Şekil 5.12) kullanılmıştır. Bu ekipman, öngermeli kiriş üretimlerinde de öngerilme kalıplarında kullanılmakta olup, sıkışarak üzerinde gerilme

bulunan toronların geriye kaçmasını (sıyırılmasını) engellemektedir. Nervürlü çelik donatıda ise, çelik çubuğun cihaz çenelerinden sıyırılma durumu oluşmadığından, toronlardakine benzer bir ilave önleme ihtiyaç duyulmamıştır.



Şekil 5.12 : Kama ve kovan takımı.

Yük-sıyırılma verileri deney cihazından elde edildikten sonra Denklem 5.5 yardımıyla numunelerin aderans gerilmeleri (τ) hesaplanmış, aderans gerilmesi-sıyırılma miktarı eğrileri oluşturulmuştur.

$$\tau = \frac{F}{\pi \cdot D \cdot L_e} \quad (5.5)$$

Burada F maksimum sıyırılma yükünü, D donatı çapını, L_e gömme derinliğini ifade etmektedir.

Toron ve nervürlü donatının aderans özellikleri, geleneksel beton numunelerinde de UYPB ile aynı ölçülerdeki numunelerde belirlenirken, basınç dayanımı, elastisite modülü ve eğilme dayanımı gibi diğer özellikler geleneksel betonlar için yaygın olarak kullanılan standart numune ölçülerinde incelenmiştir. Bu doğrultuda, geleneksel beton numunelerinde, basınç dayanımı için 150×150 mm küp numuneler, elastisite modülü için 150×300 mm silindir numuneler üretilmiştir. Eğilme dayanımı için ise 75×75×500 mm ölçülerinde prizmatik numuneler üretilerek mesnet açıklığı 360 mm olacak şekilde 4 noktalı eğilme deneyleri yapılmıştır. Birim ağırlık ve özgül ağırlıkları değerleri de her iki beton türünde de üretilen küp numuneler üzerinde belirlenmiştir. Çalışma

kapsamında üretilen geleneksel beton ve UYPB numunelerinin genel bir görünümü Şekil 5.13'te verilmiştir.



Şekil 5.13 : Üretilen geleneksel beton ve UYPB numunelerinin genel görünümü.

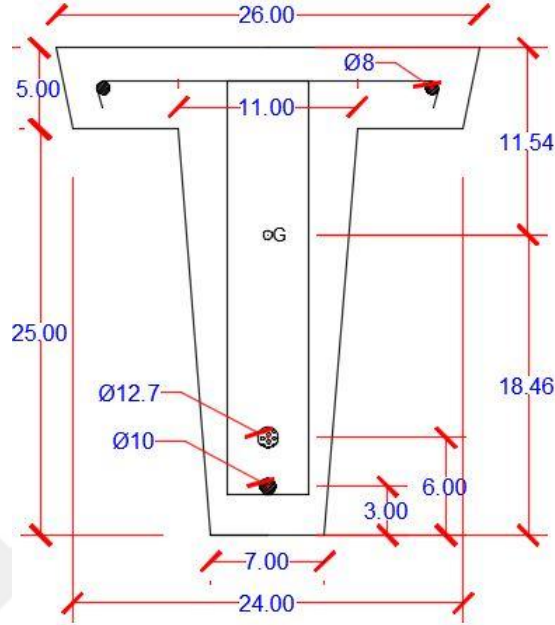
5.2.2. Öngermeli kiriş üretimi ve deneyleri

Bu çalışmanın, sektörün ihtiyaçlarını da dikkate alacak şekilde olması planlanmıştır. Bu sebeple, referans deney serilerinin sektörde mevcut elemanlar olmasına karar verilmiş ve öngermeli kiriş elemanları, geleneksel beton ve UYPB olmak üzere iki farklı beton tipi kullanılarak ATAY Prefabrike İnşaat firmasına ait öngermeli eleman üretim tesislerinde fabrika ortamında üretilmiştir. Üretilen deney kirişleri, sonrasında Sakarya Uygulamalı Bilimler Üniversitesi Yapı Mekaniği Laboratuvarı'na getirilerek eğilme deneyleri gerçekleştirilmiştir.

5.2.2.1. Kiriş kesit bilgileri

Çalışma için firma tarafından üretilen T kesitli öngermeli aşıklar ele alınmıştır. Boy donatısı olarak alt bölgede 1Ø10, üst bölgede 2Ø8 ve alt life mesafesi 6 cm olacak şekilde 1 adet 0,5" (12,7 mm) çapında düşük gevşemeli Tip 270 öngerme toronu kullanılmıştır. Kullanılan etriye çapı 5 mm'dir. Kiriş kesiti ve kesit üzerinde donatıların yerleşimi Şekil 5.14'te, kesite ait sayısal bilgiler ise Tablo 5.12'de gösterilmiştir.

Ağırlık merkezi Şekil 5.14'te "G" ifadesiyle işaretlenmiştir. Kiriş kesitine ait randıman değeri (ρ) ise Denklem 5.6'ya göre hesaplanmıştır.



Şekil 5.14 : Deney kirişinin kesiti.

Tablo 5.12 : Kiriş kesitine ait sayısal bilgiler.

I (cm ⁴)	A (cm ²)	y ₂ (cm)	y ₁ (cm)	ρ
27778,72	350	11,54	18,46	0,3726

$$\rho = \frac{I}{A \cdot y_2 \cdot y_1} \quad (5.6)$$

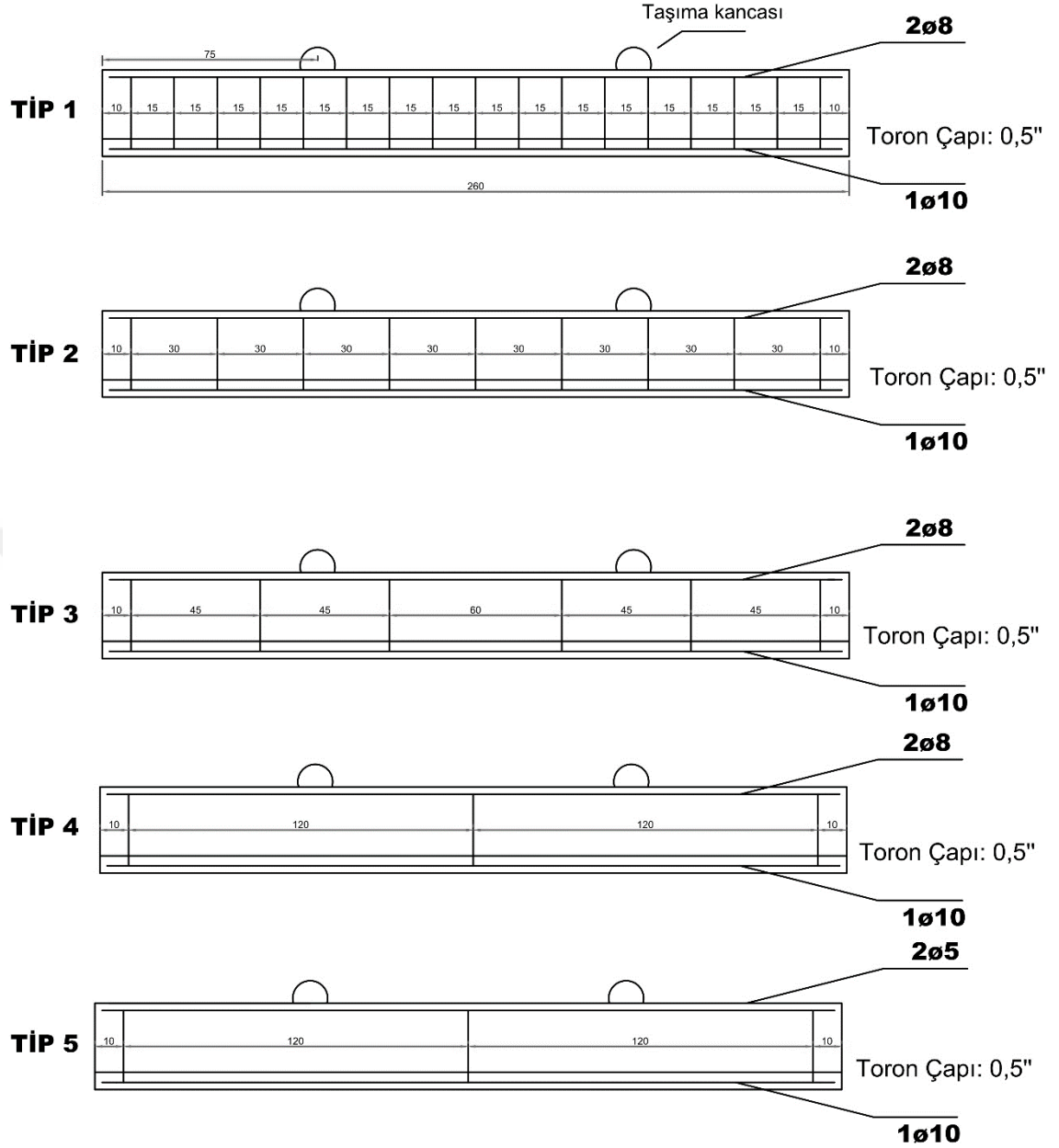
Burada ρ randıman değerini, I atalet momentini, A kesit alanını, y_2 ve y_1 ise ağırlık merkezinin sırasıyla en üst ve en alt life mesafesini göstermektedir. Randıman değeri ne kadar büyükse kesitin o kadar ekonomik olduğunun söylenmesi mümkündür (Özden ve diğ., 1998). Literatürdeki çalışmalarda (Kuntal ve diğ., 2017; Obaydullah ve diğ., 2016; Younes ve diğ., 2017; Zhang ve diğ., 2016) oldukça sık kullanıldığı görülen 15×30 cm boyutlarında bir dikdörtgen kesitli kirişin randımanı 0,3333 iken, bu çalışmada kullanılan kiriş kesitinin randımanı Tablo 5.12'de görüldüğü üzere 0,3726 olarak hesaplanmıştır.

5.2.2.2. Deney serileri

Çalışma kapsamında, üretim tesisinde aktif olarak kullanılan enine donatı (ettriye) çapı (Ø5) sabit tutularak ettriye adım aralıkları değiştirilmiş ve geleneksel beton kullanılarak referans deney serileri (N serisi) oluşturulmuştur. Sonraki aşamada, referans deney serilerinin betonu UYPB ile değiştirilerek aynı donatı düzenine sahip nihai deney serileri (U serisi) oluşturulmuştur. N ve U serileri için donatı düzenine bağlı olarak 5'er tip deney kirişi üretilmiştir. Geleneksel beton olarak işletme tarafından kullanılan C45 beton karışım oranları, UYPB için ise optimizasyon çalışması sonucu elde edilen nihai karışım oranları (UN5) kullanılmıştır. Öngermeli kiriş deney serilerine ait bilgiler Tablo 5.13'te, donatı düzenine ilişkin teknik çizimler ise Şekil 5.15'te verilmiştir. Deney serilerinin kodlanmasında N harfi geleneksel betonu, U harfi UYPB'yi; 1-2-3-4-5 rakamları donatı düzeni açısından kirişin tipini; sondaki rakamlar ise (15, 30, 45, 120) cm cinsinden ettriye adım aralığını ifade etmektedir.

Tablo 5.13 : Kiriş deney serileri.

Kiriş Tipi	Numune Kodlaması	Çekme Donatısı	Basınç Donatısı	Enine Donatı	Toron	Beton Tipi
Tip 1	N1-15	1Ø10	2Ø8	Ø5/15	1Ø12,7 (0,5")	Geleneksel
Tip 2	N2-30	1Ø10	2Ø8	Ø5/30	1Ø12,7 (0,5")	Geleneksel
Tip 3	N3-45	1Ø10	2Ø8	Ø5/45	1Ø12,7 (0,5")	Geleneksel
Tip 4	N4-120	1Ø10	2Ø8	Ø5/120	1Ø12,7 (0,5")	Geleneksel
Tip 5	N5-120	1Ø10	2Ø5	Ø5/120	1Ø12,7 (0,5")	Geleneksel
Tip 1	U1-15	1Ø10	2Ø8	Ø5/15	1Ø12,7 (0,5")	UYPB
Tip 2	U2-30	1Ø10	2Ø8	Ø5/30	1Ø12,7 (0,5")	UYPB
Tip 3	U3-45	1Ø10	2Ø8	Ø5/45	1Ø12,7 (0,5")	UYPB
Tip 4	U4-120	1Ø10	2Ø8	Ø5/120	1Ø12,7 (0,5")	UYPB
Tip 5	U5-120	1Ø10	2Ø5	Ø5/120	1Ø12,7 (0,5")	UYPB



Şekil 5.15 : Deney serilerinin donatı düzeni.

5.2.2.3. Üretim

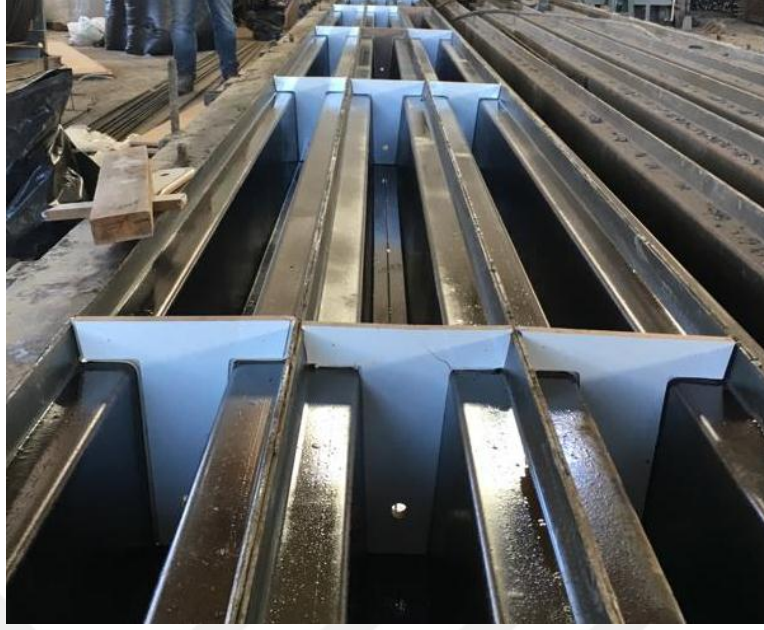
Deney kirişlerinin üretiminden önce kirişlere ait donatılar dışarıda hazırlanmış ve deneysel planlamaya göre bağlanmıştır. Kalıba yerleştirilmeden önce, deney sırasında birim şekildeğiştirme okumalarının alınması amacıyla toron ve çekme bölgesi (alt bölge) boy donatısına birer adet FLA tipi 5 mm 120Ω gerinim pulu (strain gauge) yerleştirilmiştir. Bu işlem için öncelikle, nervürlü donatının yüzeyinin gerinim pulunun yapıştırılmasına yetecek kadar bir kısmı hafifçe taşlanmış, pürüzsüz ve temiz bir yüzey

elde edildikten sonra gerinim pulu donatı yüzeyine yapıştırılmış ve sonrasında koruma amaçlı olarak üzeri silikon ile kapatılmıştır (Şekil 5.16). Toronlarda ise yüzey pürüzsüz olduğundan, herhangi taşlama ihtiyacı olmaksızın, kalıp içerisinde öngerilme uygulandıktan sonra gergin haliyle gerinim pulları mesnet açıklığının ortasına denk gelecek şekilde yapıştırılmıştır. Gerinim pullarının yapıştırılmasında hızlı donan siyanoakrilat tipi yapıştırıcı kullanılmıştır.



Şekil 5.16 : Gerinim pullarının yapıştırılması.

Fabrika ortamındaki öngermeli kiriş kalıp yatağının uzun olmasından dolayı, bir kalıp yolunda tek bir toronun gerilmesi ile dört adet kirişin üretilmesi planlanmıştır. Buna göre, kiriş kesitinin ölçülerinde hazırlatılan ve kalıp düzeneğine sabitlenen ahşap plakalar yardımıyla kalıp içerisinde kiriş elemanlarının ayrılması sağlanmıştır (Şekil 5.17). Taze betonun, ayırıcı plakaların kenarlarından sızmasının engellenmesi için ise, plakaların yan yüzeyleri boyunca oluklar açtırılmış ve açılan oluklara yan yüzeylerinin tamamını çevreleyecek şekilde PVC kapı fitili takılmıştır. Üretim tamamlandıktan sonra aktarma gününde, ayırıcı ahşap plakalardan kesilerek kirişler istenen ölçülere getirilmiş ve böylelikle her bir kiriş 260 cm uzunluğunda üretilmiştir. 0,5" çapındaki toron, literatürdeki yaygın uygulaması (Aksoylu ve diğ., 2020; Carroll ve diğ., 2017) dikkate alınarak çekme mukavemetinin %70'ine kadar ($0,7.f_{pk}$) gerilmiştir. Bu değer, 3. Bölümde bahsedilen Eurocode-2'de belirtilen ($\sigma_{p,max}$) sınır değeri aşmamaktadır. Böylelikle, kayıplar oluşmadan önce toron üzerinde bulunan ilk gerilmenin (σ_{p0}) 1352 MPa olduğunun söylenmesi mümkündür.



Şekil 5.17 : Ayırıcı ahşap plakalar.

Donatıların kalıplara yerleştirilmesi ve toronların gerilmesinden sonra beton dökümü yapılmış (Şekil 5.18), döküm sırasında iyi bir yerleştirme ve sıkıştırmanın elde edilmesi için dalgıç vibratöre ilave olarak kalıp sistemine entegre sarsma düzeneği de çalıştırılarak taze betona vibrasyon uygulanmış ve sonrasında döküm yüzeyleri düzeltilerek üretim tamamlanmıştır. UYPB üretiminde malzemelerin karışıma dahil edilme sırası ve karıştırma sürelerine dikkat edilmiş, deneme üretimleri ile aynı düzende karışımların hazırlanması sağlanmış, homojen karışım elde edildiğinde taze beton kovaya aktararak kalıplara yerleştirilmiştir. Dökülen betonun prizini alması ve dayanım kazanması için üretilen elemanlar kalıp içerisinde 2 gün bekletilmiştir. 48 saat sonunda toronlar kesilerek öngerme yükünün kiriş elemanlarına aktarılması sağlanmış ve sonrasında kirişler kalıptan çıkartılarak stok sahasına alınmıştır. Stok sahasında da 1 gün boyunca bekletilerek kür edilen numunelerin, sonrasında laboratuvar ortamındaki deneyleri için fabrikadan nakliyesi sağlanmıştır. Deneylere başlanması için betonun 28 günlük kür sürecini doldurması beklenmiş, bu süreçte kiriş elemanları günde iki defa sulanarak düzenli şekilde kür edilmiş ve hidratasyon mekanizmasının devam etmesi sağlanmıştır. Kür işleminin tamamlanmasından sonra nem kaybının engellenmesi için her seferinde Şekil 5.19’da görüldüğü gibi polietilen esaslı plastik kür örtüsü yardımıyla deney kirişlerinin etrafı sarılarak kapatılmıştır. Kür sürecinin sonunda ise, deneylere

başlamadan önce deney kirişlerinin doğal ortam sıcaklığında kuruması beklenmiş, numuneler kuruduktan sonra deneyleri gerçekleştirilmiştir.



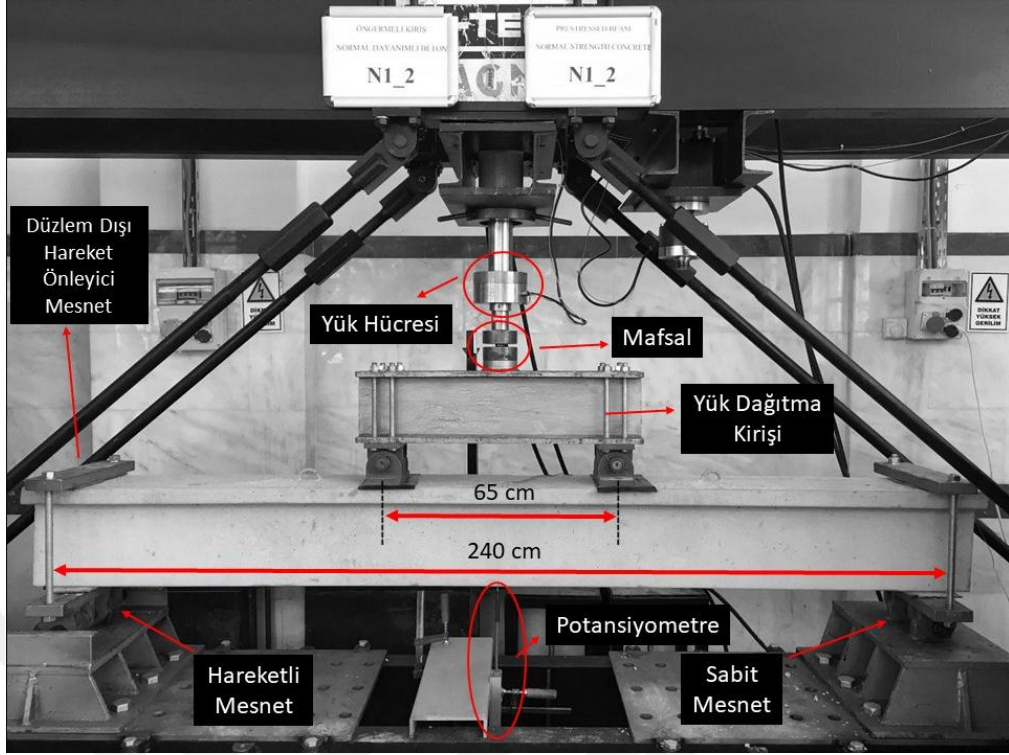
Şekil 5.18 : Kirişlerin üretimi a) beton dökümü öncesi b) geleneksel beton dökümü c) UYPB dökümü.



Şekil 5.19 : Deney kirişlerine kür uygulaması.

5.2.2.4. Deney düzeneği

260 cm uzunluğunda üretilen kirişlere 4 noktalı eğilme deneyi yapılarak eğilme etkisi altında yük taşıma kapasiteleri ve göçme davranışları incelenmiştir. Bu doğrultuda, deneyler için 300 kN kapasiteli bir eğilme çerçevesi kullanılmıştır. Mesnet açıklığı 240 cm, kesme açıklığı (a) 87,5 cm olacak şekilde deney düzeneği (Şekil 5.20) kurulmuştur. Kiriş faydalı yüksekliğinin (d) 24 cm olarak kabul edilmesi durumunda, a/d oranının ise tüm serilerde 3,65 olduğunu ifade etmek mümkündür.



Şekil 5.20 : Deney düzeneği.

Şekil 5.20’de gösterilen 4 nokta yükleme deney düzeneğinde, mesnetlerden birinin (sol taraf) hareketli mesnet, diğerinin ise sabit mesnet (sağ taraf) olması sağlanmıştır. Bununla birlikte mesnetlerin tasarımında, numunenin üstüne oturduğu mesnetlere ek olarak, numunenin üstten de mafsallı çelik mesnetler ve onları tutan tijler yardımıyla tutulması sağlanarak deney sırasında düzlem dışı hareket oluşması engellenmiştir. Kirişlerin gerek yükleme plakalarıyla, gerekse mesnet başlıklarıyla arasına, yük dağılımının üniform iletilebilmesi için kauçuk malzemeden üretilmiş plakalar konulmuştur. Böylelikle, numune yüzeylerindeki pürüzlülük nedeniyle meydana gelebilecek lokal hasarların önlenmesi amaçlanmıştır.

Uygulanan yük, bilgisayar bağlantısına sahip yük hücresi (load cell) yardımıyla, yüke karşılık gelen sehim değerleri de mesnet açıklığının ortasına yerleştirilen bir potansiyometre yardımıyla okunmuştur. Bununla birlikte, mesnet açıklığının ortasına denk gelecek şekilde toron ve nervürlü çekme donatısına üretim aşamasında yapıştırılan gerinim pulları yardımıyla yükleme esnasında bu donatılarda oluşan birim şekildeğiştirme değerlerinin okuması alınmıştır. Alınan tüm bu okumalar, veri toplama sistemi (data logger) yardımıyla bilgisayar ortamına aktarılmış ve deney sonunda kaydedilmiştir. Yükleme 0,8 kN/s sabit hızda bilgisayar kontrollü olarak yapılmış,

deney kirişlerinde belirgin hasar veya göçme durumu oluştuğunda sonlandırılmıştır. Deney düzeneginin stabilliğinin sınanması için hassas nitelikli dijital yerdeğiştirme ölçer yerleştirilerek deney sırasında yükleme çerçevesinde meydana gelen deplasmanlar okunmuştur (şekil 5.21). Deneysel alışmalar sırasında yükleme çerçevesinde, en yüksek ulaşılan yük değerlerinde yaklaşık 3 mm'yi aşmayan deplasman değerleri okunmuş, böylece deney düzeneginin stabil çalıştığı teyit edilmiştir.



şekil 5.21 : ereve deplasmanının llmesi.

BÖLÜM 6. DENEYSEL ÇALIŞMA SONUÇLARI VE TARTIŞMA

Bu tez çalışması kapsamında, UYPB'den üretilen öngermeli kirişlerin eğilme altındaki performansının geleneksel betondan üretilen referans öngermeli kirişler ile karşılaştırılmasının yapılması amaçlanmıştır. Bu doğrultuda, öncelikle yapısal ölçekte kullanılabilir bir UYPB karışımının elde edilmesi için bir dizi optimizasyon çalışması gerçekleştirilmiştir. Sonrasında kiriş üretimlerine geçilmeden önce, bulunan optimum karışımın beton özellikleri detaylıca incelenerek geleneksel beton özellikleriyle karşılaştırılmıştır. Bu bölümde, deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar malzeme ölçeğindeki beton deneyleri, yapısal ölçekteki kiriş deneyleri ve aderans deneyleri olmak üzere üç alt başlık altında verilmiştir.

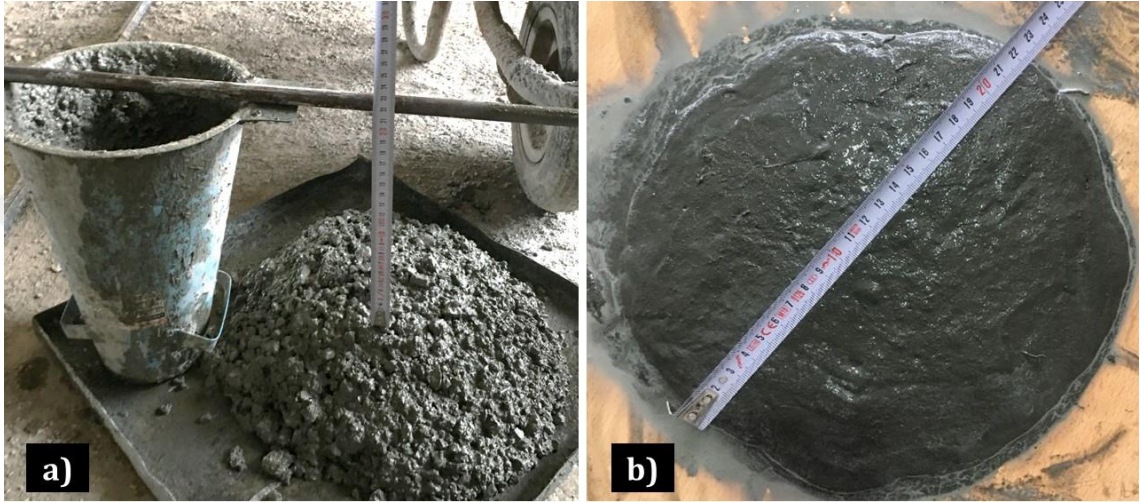
6.1. Beton Deneyleri

Beton deneyleri taze halde ve sertleşmiş halde olmak üzere iki aşamada gerçekleştirilmiştir. Sertleşmiş beton deneylerinin tamamı 28. günde yapılmış olmakla birlikte, öngerme yükünün aktarıldığı andaki beton basınç dayanımının belirlenmesi amacıyla, 28 güne ek olarak, kirişlerin üretiminde kullanılan nihai beton karışımlarının 2 günlük basınç dayanımları da deneysel olarak incelenmiştir.

6.1.1. Taze beton deneyleri

Kiriş elemanlarının üretiminin yapılacağı betonların (geleneksel ve UYPB) işlenebilirlik özelliklerinin belirlenmesi amacıyla taze hal beton deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bu bağlamda, geleneksel betonun işlenebilirlik değeri geleneksel slump deneyi ile belirlenirken, UYPB'nin işlenebilirliği ise yayılma tablası deneyi ile belirlenmiştir. Deneyler sonucunda geleneksel betonda çökme değeri 210 mm olarak ölçülürken (Şekil 6.1.a), bu tez çalışması kapsamındaki UYPB serilerinin minimum yayılma değeri ise 215 mm olarak ölçülmüştür (Şekil 6.1.b). Geleneksel betondan elde edilen değer, TS

EN 206-1 (2002)'ye göre oldukça iyi işlenebilirliğe sahip S4 kıvam sınıfı olarak değerlendirilmektedir. UYPB'nin akıcılığını ifade eden yayılma değeri (215 mm) ise literatürde de (Lee ve diğ., 2018; Ngo ve diğ., 2018; Wille ve diğ., 2011; Yu ve diğ., 2018) oldukça iyi işlenebilir nitelikte bir yayılma değeri olarak görülmekle birlikte, UYPB için ASTM C1856 (2017)'de verilen akıcılık aralığını da (200-250 mm) sağlamıştır.



Şekil 6.1 : Taze beton akıcılık özellikleri a) Geleneksel beton b) UYPB.

6.1.2. Sertleşmiş beton deneyleri

Bu bölümde öncelikle, optimum UYPB karışımının bulunması amacıyla gerçekleştirilen çalışma kapsamındaki UB ve UN serilerinin mekanik özelliklerine ait deney sonuçları verilmiştir. Sonrasında, öngermeli kiriş elemanlarının üretimlerinde kullanılan nihai beton karışımlarının (geleneksel beton ve UYPB) fiziksel ve mekanik özelliklerinin detaylıca incelendiği kısım yer almaktadır. Böylelikle, sertleşmiş beton deney sonuçları üç alt başlık altında verilmiştir.

6.1.2.1. UB serisi

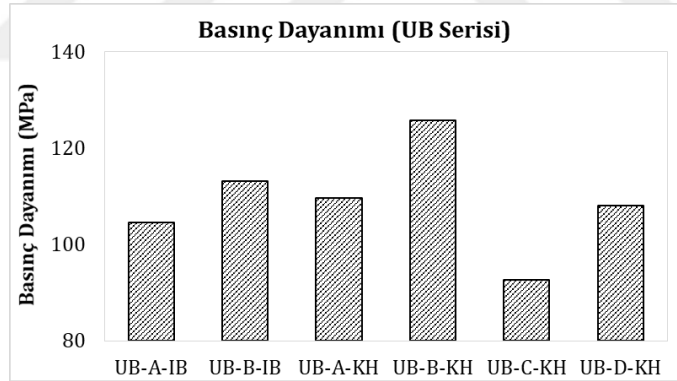
UB serisi mekanik özelliklerini gösteren deney sonuçları Tablo 6.1, Şekil 6.2 ve Şekil 6.3'te verilmiştir. Deney sonuçları incelendiğinde, gerek basınç dayanımı gerekse eğilme dayanımı açısından, standart su kürü uygulanmış (-KH kodlu) numunelerin ıslak çuval bezi ile sarılarak kür uygulanmış (-IB kodlu) numunelerden daha yüksek

dayanımına sahip olduğu görülmektedir. Bu durum dikkate alınarak, çalışmanın devamında tüm numunelerde standart su kürü tercih edileceğinden dolayı, elastisite modülü değerleri de yalnızca su kürü uygulanan numunelerde belirlenmiştir. Islak çuval bezi ile sarılan numunelerde ayrıca elastisite modülü araştırılmamıştır. Elastisite modülü sonuçları optimizasyon sonucu elde edilmiş nihai karışım da dahil edilerek, gerilme-birim deformasyon davranışları ile birlikte karşılaştırmalı olarak verilecektir.

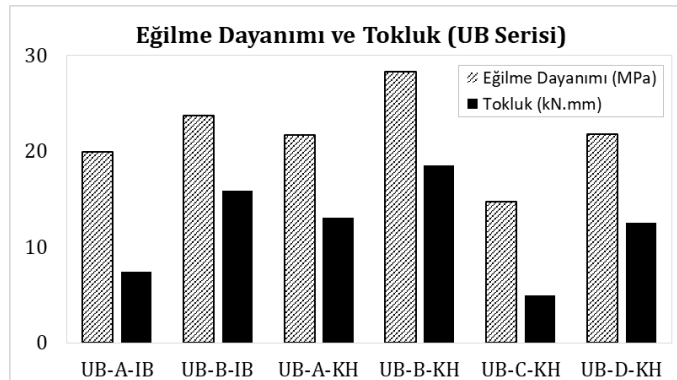
Tablo 6.1 : UB serisi mekanik özellikleri.

Numune Kodu	Basınç Dayanımı* (MPa)	Eğilme Dayanımı (MPa)	Tokluk (kN.mm)
UB-A-IB	104,54	19,94	7,43
UB-B-IB	113,03	23,73	15,86
UB-A-KH	109,68	21,69	13,06
UB-B-KH	125,69	28,24	18,52
UB-C-KH	92,55	14,71	4,96
UB-D-KH	107,97	21,77	12,52

* Basınç dayanımları 100×200 mm silindir numunelerde belirlenmiştir.

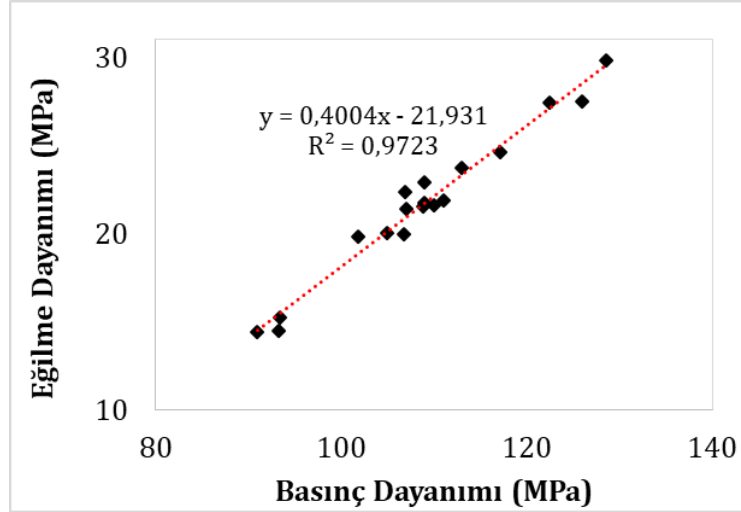


Şekil 6.2 : Basınç dayanımı sonuçları (UB serisi).



Şekil 6.3 : Eğilme dayanımı ve tokluk sonuçları (UB serisi).

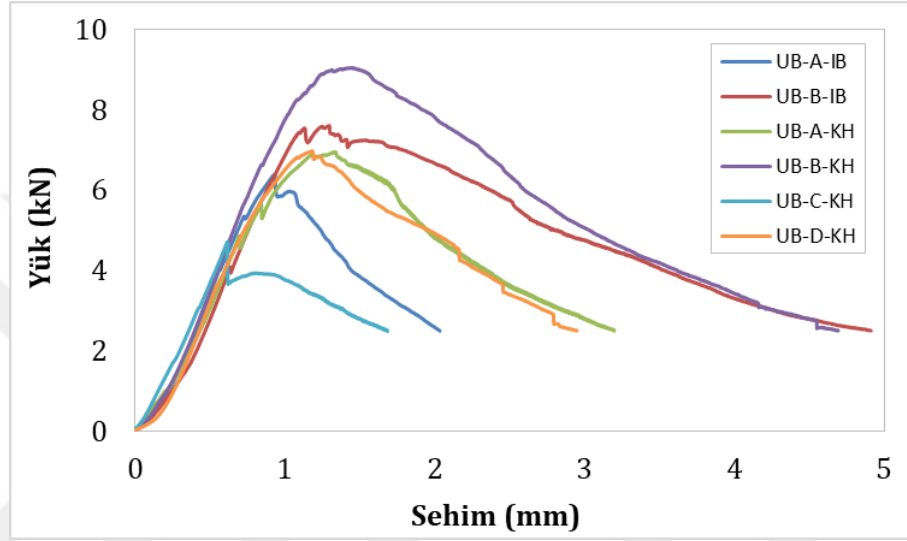
Standart su kürü uygulaması, basınç dayanımını %2 ve %3 lif içeriğine sahip numunelerde sırasıyla %4,9 ve %11,2 oranında artırırken, eğilme dayanımını %8,8 ve %19 oranında artırmıştır. Bunun yanında, doğal silis kumu kullanılan serilerin kırma kuvars kumu kullanılan serilerden daha üstün mekanik özelliklere sahip olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca, en düşük basınç dayanımına (92,6 MPa) sahip UB-C-KH serisi, 100 MPa'dan düşük basınç dayanımı nedeniyle GB/T 31387-2015 gibi bazı standartlar tarafından UYPB dayanım sınıfında değerlendirilmemektedir. Kırma kuvars kumu (KK) doğal silis kumu (DS) ile değiştirildiğinde, %2 mikro lif ve %3 karma lif içeren serilerde sırasıyla %18,5 ve %16,4 daha yüksek basınç dayanımları elde edilmiştir. Agregat türünün değiştirilmesi ile birlikte eğilme dayanımındaki artışlar ise %30'un üzerinde olmuştur. Bununla birlikte, agregat tipi ve kür yönteminden bağımsız olarak, lif içeriği arttıkça UYPB serilerinin tamamında mekanik özelliklerde iyileşme gözlemlenmiştir. Böylelikle, geleneksel betonların aksine, çelik lif takviyesinin UYPB'lerin basınç dayanımına kayda değer bir olumlu etki yaptığını söylemek mümkündür (Akça ve diğ., 2015; Ashkezari ve diğ., 2020; İpek ve diğ., 2011). Lif içeriğindeki artışa bağlı olarak (%2'den %3'e), basınç dayanımı yaklaşık %16 artarken, eğilme dayanımında ise %48'lik bir iyileşme görülebildiği tespit edilmiştir. Toplam lif hacmine ek olarak, literatürde de doğrulandığı üzere (Markovic, 2006; Ryu ve diğ., 2011; Tıbea & Bompa, 2020; Ye ve diğ., 2012), iki farklı tip lifin karma olarak kullanılmasının da UYPB mekanik özelliklerini olumlu yönde etkilediği düşünülmektedir. Bununla birlikte, numunelerin basınç dayanımı ile eğilme dayanımı değerleri arasındaki ilişki de incelenmiş, basınç dayanımı arttığında eğilme dayanımının da arttığı gözlemlenmiştir (Şekil 6.4). UYPB serilerinin basınç ve eğilme dayanımlarındaki değişimlerin anlamlı olması nedeniyle oldukça yüksek bir korelasyon katsayısı elde edilmiştir ($R^2 = 0,97$).



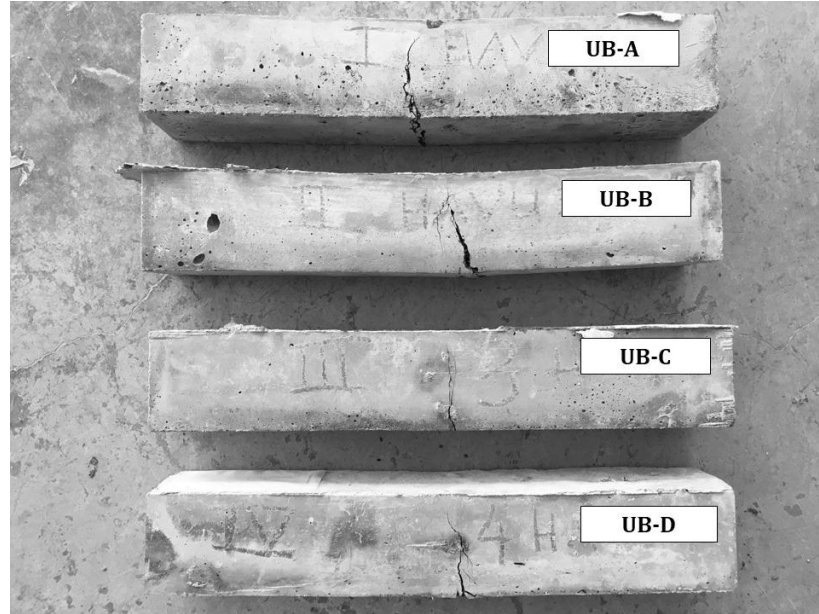
Şekil 6.4 : Basınç dayanımı-eğilme dayanımı ilişkisi (UB serisi).

Üç noktalı eğilme testinden elde edilen yük-sehim grafikleri Şekil 6.5'te sunulmuştur. Numunelerin deney sonrası görünümü ise Şekil 6.6'da gösterilmiştir. Deney sonuçlarına göre DS kumunun, basınç dayanımına benzer şekilde eğilme dayanımına da olumlu katkı verdiği görülmüştür. Beton dayanımının artması ile ilişkili olarak liflerin yüksek dayanımlı matrsten sıyrılmasının zorlaşması nedeniyle, DS kumu kullanımı UYPB karışımlarının sünekliğini dolaylı yoldan artırmıştır. Doğal silis kumundan üretilen numuneler, %3 hibrit çelik lif kullanılması ile birlikte yüksek tokluğa sahip olmuş, mesnet açıklığının yaklaşık 1/55'i (L/55) kadar sehim yaptıktan sonra güç tükenmesine ulaşabilmiştir. Kırma kuvars kumundan üretilen IM-C ve IM-D serilerinde ise daha gevrek bir davranış gözlemlenmiş ve sırasıyla L/154 ve L/88 sehimde deney sona ermiştir. Bununla birlikte, kısa lifler çatlakları henüz başlangıç aşamasında durdururken, yükün artmasıyla makro çatlaklar oluşup uzun lifler aktive olmaktadır (Markovic, 2006). Böylelikle, kısa lifli betonlarda “şekil değiştirme yumuşaması” olayı daha hızlı gerçekleşmektedir (Leutbecher & Rebling, 2019). Bu yüzden %2 lif içeriğine sahip numuneler daha az deplasman yaparak göçmeye ulaşmışlardır. Bu durum numunelerin tokluk sonuçlarına da yansımıştır (Tablo 6.1). En yüksek eğilme dayanımı (28,2 MPa) ve tokluk (18,5 kN.mm) değerlerine %3 karma çelik lif içeriğine sahip, DS kumu kullanılan, standart su kürü uygulanmış UB-B-KH serisi sahip olurken; en düşük tokluk değerleri %2 mikro çelik lif içeriğine sahip serilerde gözlemlenmiştir. IM-B-WT ayrıca, Şekil 6.5'te görülebildiği üzere, yüksek yük değerlerine kadar lineer bir şekilde yük almaya devam edebilmiştir. Bununla birlikte, tepe noktası sonrası aşama dikkate

alındığında, lif hacminin artırılmış olmasına ek olarak uzun lif kullanılmış olmasının tepe noktası sonrası sünekliliğe olumlu etki yaptığı düşünülmektedir. Buna bağlı olarak, %3 karma lif içeriğine sahip numunelerde genellikle düşen kolun eğiminin daha küçük olduğu görülmüştür. Çatlak sonrası davranış, lif içeriği, geometrisi ve yönlenmesine bağlıyken, çelik liflerin uzunluğunu artırmak çatlak sonrası dayanım ve kırılma enerjisini önemli ölçüde artırmaktadır (Fehling ve diğ., 2014; Yoo ve diğ., 2016b).

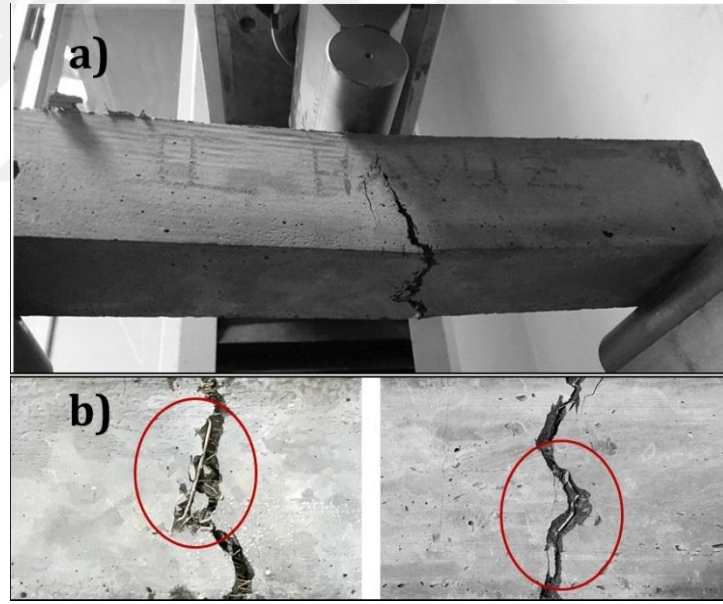


Şekil 6.5 : Yük-sehim grafikleri (UB serisi).



Şekil 6.6 : Eğilme deneyi sonrası UB serisi numune görünüşleri.

Çoklu çatlak oluşumu ve şekil değiştirme sertleşmesi, sıra dışı mekanik özelliklere, süneklik ve durabiliteye sahip bir çimento esaslı kompozit malzeme olan UYPB'nin ayırt edici özelliklerinden olarak görülmektedir (Leutbecher & Rebling, 2019; Máca ve diğ., 2013; Yoo ve diğ., 2014). Özellikle UB-B-KH'de, yüksek lif içeriğine ek olarak kullanılan agreganın ilave süneklik kazandırmasının da etkisiyle, göçmeye neden olacak bir belirleyici çatlağın lokalize olmasından önce çoklu çatlak oluşumu gözlemlenmiştir (Şekil 6.7). Diğer numunelerde genellikle mesnet açıklığının tam ortasında ve numune düzlemine dik şekilde oluşan çatlağın göçme için hakim çatlak olduğu görülmüş olmasına rağmen, UB-B-KH'de açıklığın orta noktasında kiriş düzlemine dik oluşan ikincil çatlak kiriş alt bölgesine kadar ulaşamamıştır (Şekil 6.6). Buna ek olarak, yüksek lif içeriği sayesinde çatlağın takip ettiği yol uzamıştır. Oluşan çatlağın, kendisi için uygun lif yönlenmesine sahip olan kesite doğru yönelmesinin de eğilme altındaki beton performansını olumlu etkilediği düşünülmektedir (Şekil 6.7).



Şekil 6.7: UB numunelerinde çatlak oluşumları a) genel görünüş b) alttan görünüş.

6.1.2.2. UN serisi

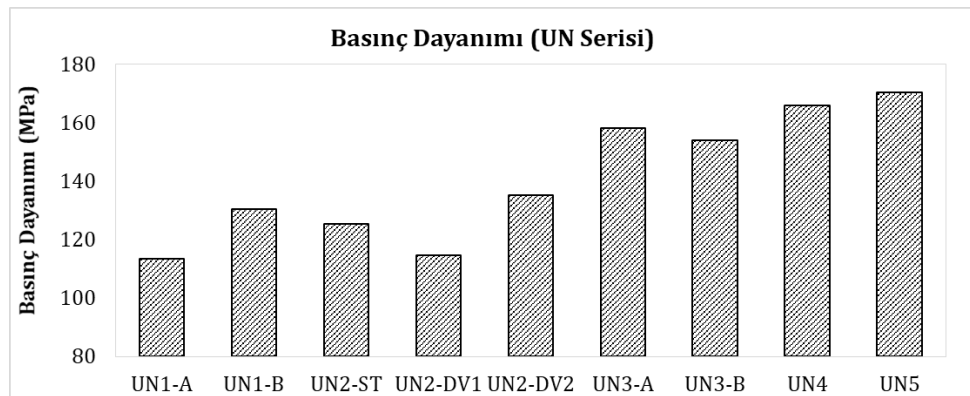
UN serisi karışımların mekanik özelliklerini gösteren deney sonuçları Tablo 6.2, Şekil 6.8 ve Şekil 6.9'da verilmiştir. Lif içeriğindeki artışa bağlı olarak, UB serisindeki silindir numunelerde görülene benzer oranda (%14,8) bir artış, bu serideki (UN) küp numunelerin basınç dayanımında da gözlemlenmiştir. Hacimce %2 oranında kısa düz lif

içeren UN1-A serisi 113,6 MPa basınç dayanıma sahipken, lif içeriği %3 karma life dönüştüğünde numune basınç dayanımı 130,4 MPa değerine ulaşmıştır. Bu sonuç dikkate alınarak, yüksek basınç dayanımı sebebiyle çalışmanın kalanında %3 karma lif takviyesi tercih edilmiştir. UN2 serisinde sıkıştırma yöntemlerinin mekanik özelliklere etkisi incelenmiştir. Dalgıç vibratörün 2 kademedey uygulanmasının (UN2-DV2) basınç dayanımına kayda değer şekilde katkı sağladığı görülmüştür. Kesit yüksekliğinin küçük olması sebebiyle dalgıç vibratör yalnızca tek kademedey uygulanabildiğinden UN2-DV2'den eğilme numunesi üretilmemiştir.

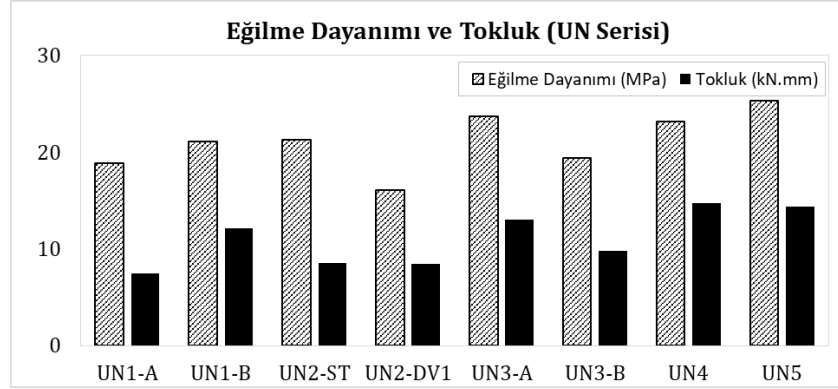
Tablo 6.2 : UN serisi mekanik özellikleri.

Numune Kodu	Basınç Dayanımı* (MPa)	Eğilme Dayanımı (MPa)	Tokluk (kN.mm)
UN1-A	113,56	18,89	7,46
UN1-B	130,41	21,12	12,11
UN2-ST	125,28	21,33	8,57
UN2-DV1	114,69	16,08	8,42
UN2-DV2	135,16	-	-
UN3-A	158,11	23,73	13,05
UN3-B	154,05	19,42	9,84
UN4	165,92	23,18	14,73
UN5	170,34	25,29	14,38

* Basınç dayanımları 100×100 mm küp numunelerde belirlenmiştir.

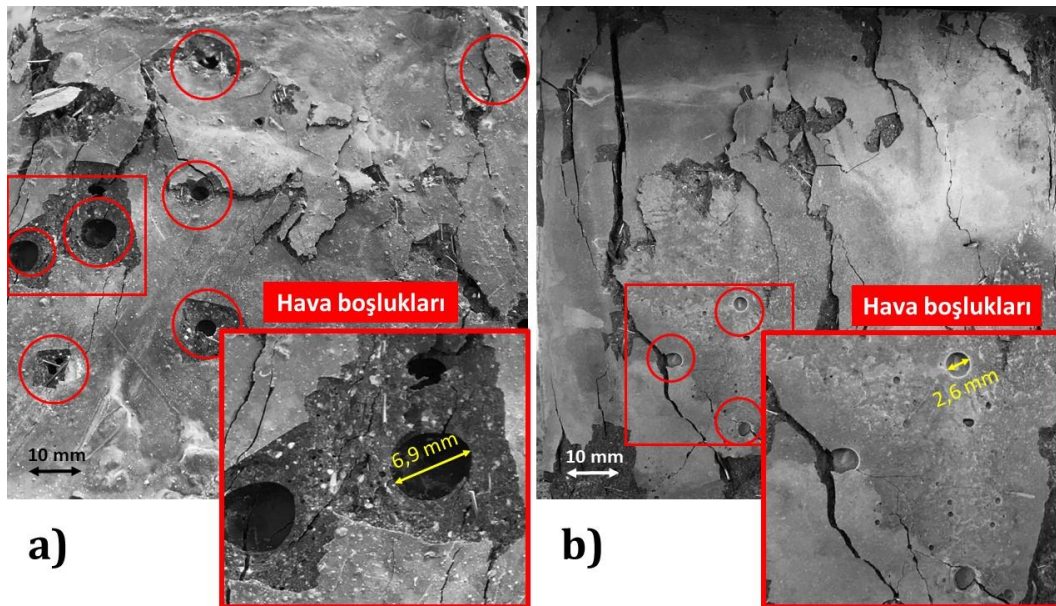


Şekil 6.8 : Basınç dayanımı sonuçları (UN serisi).



Şekil 6.9 : Eğilme dayanımı ve tokluk sonuçları (UN serisi).

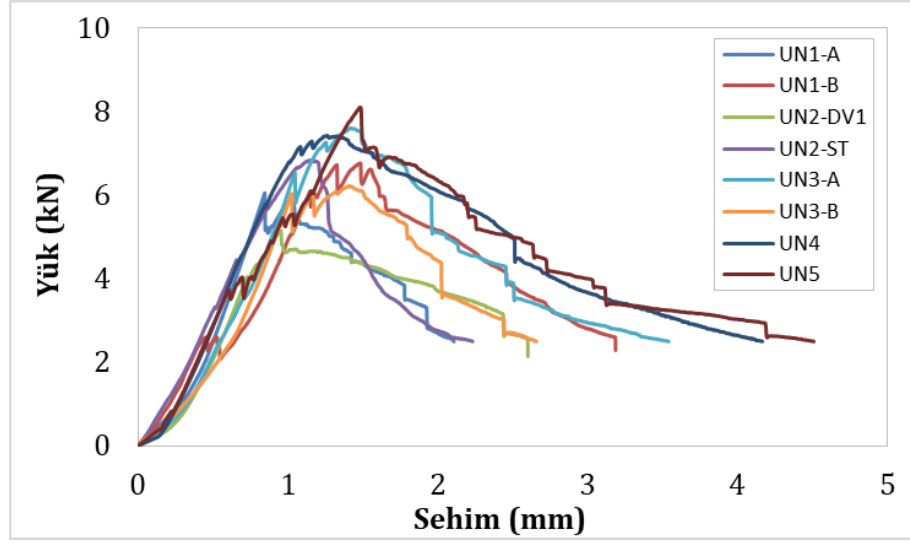
Aynı karışım oranına sahip serilerde w/c oranı 0,21’den 0,20’ye düşürüldüğünde basınç dayanımı %5 artarken, eğilme dayanımı ve tokluk değerlerinde kayda değer bir farklılık görülmemiştir. Deneysel çalışmaya, saklanması ve temininin kolaylığı da dikkate alınarak, günümüzde geleneksel beton üretiminde en yaygın kullanılan CEM I 42,5 çimento ile başlanmıştır. Ancak istenen dayanım elde edilemediğinden, UN3 ve sonraki karışımlarda çimento tipi değiştirilerek CEM I 52,5 kullanılmaya başlanmıştır. Çimento dayanımı arttıkça basınç dayanımı da beklendiği gibi artmıştır. Çimento türünün değiştirilmesi ve s/ç oranının düşürülmesi (~0.22’den ~0.21’e) ile birlikte basınç dayanımında yaklaşık %17 artış görülmüştür. Ancak yüksek dayanımlı çimento (CEM I 52,5 N) kullanılan UN3 serisinde basınç testinden sonra beton yüzeyinde büyük hava boşluklarının ($D_{\text{boşluk}} \approx 6,9 \text{ mm}$) bulunduğu tespit edilmiştir (Şekil 6.10.a).



Şekil 6.10 : Numune yüzeylerindeki hava boşlukları a) UN3-A b) UN5.

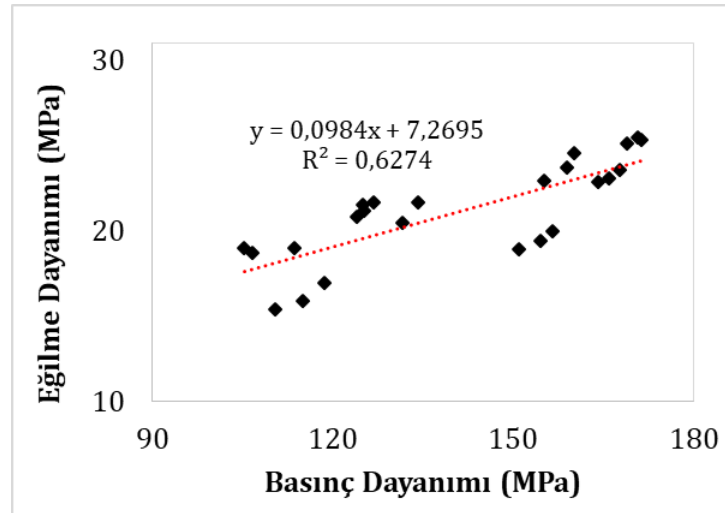
Şekil 6.10.a incelendiğinde, UN3-A serisi numune yüzeylerinde boşluk çaplarının 3,5-6,9 mm aralığında değiştiği gözlemlenmiştir. Birbirinden bağımsız bu küresel boşlukların süperakışkanlaştırıcı kimyasal katkı etkisiyle oluştuğu düşünülmektedir. Beton dayanımının artırılması için bu boşlukların minimize edilmesi gerektiği açıktır. Taze haldeyken aynı sıkıştırma prosedürü uygulanmış olmasına rağmen UN5 serisinde bu boşlukların sayısının azaldığı ve boyutunun küçüldüğü gözlemlenmiştir ($D_{\text{boşluk}} \approx 2,6$ mm) (Şekil 6.10.b). s/ç oranının düşürülmesi ile birlikte, agrega granülometrisinin optimize edilmesinin bu boşlukların minimize edilmesinde etkili olduğu düşünülmektedir. Boşlukların minimize edilmesi basınç dayanımındaki artışları da beraberinde getirmiş ve en yüksek basınç dayanımı 170,34 MPa olarak UN5 serisinde elde edilmiştir. Böylece, Fransız yönetmeliği NF P 18-470’de verilen ve bu çalışmada da elde edilmesi amaçlanan dayanım (küp numunede 165 MPa) değerinin üzerine çıkılabilmektedir.

Üç noktalı eğilme deneyinden elde edilen yük-sehim grafikleri Şekil 6.11’de verilmiştir. Yüksek dayanımlı çimento kullanılması, basınç dayanımında olduğu kadar agresif olmasa da, eğilme dayanımını da bir miktar olumlu etkilemiştir. Buna ek olarak, agrega granülometrisinin optimizasyonu da eğilme dayanımında %9 artışa sebep olmuştur. Granülometrinin optimize edilmesi sayesinde kompasitesi daha yüksek bir karışım elde edilmiştir (Şekil 5.6). Bu durumun, basınç dayanımında neden olduğu artışa ek olarak, liflerin matrsten sıyrılmasını zorlaştırdığı düşünülmektedir. Kompasitesi yüksek olan sağlam bir matrsten kolaylıkla sıyrılamayan lifler daha uzun süre çatlak köprülemesi yaparak eğilme dayanımını artırmıştır. Basınç dayanımı sonuçlarına paralel olarak, en büyük eğilme dayanımına UN5 serisinin sahip olduğu görülmüştür. Numunelerin göçme anında yaptığı en büyük deplasman değerleri karşılaştırıldığında da en büyük deplasman (~4,5 mm) UN4 ve UN5 serilerinden elde edilirken, UN2-ST ve %2 lif içeriğine sahip UN1-A serileri tepe yükünden sonra fazla deplasman yapamadan deney sonuna ulaşmıştır. Bu durum, Tablo 6.2’de verilen tokluk sonuçlarına da yansımıştır. Böylelikle en büyük kırılma tokluğu UN4 ve UN5 serilerinden elde edilmiştir. Lif içerikleri aynı olan serilerin başlangıç rijitliklerinin de basınç dayanımına bağlı şekilde küçük miktarda değişkenlik gösterebildiğini söylemek mümkündür. Bununla birlikte, tüm numuneler ilk çatlaktan sonra yük almaya devam etmiş, şekildeğiştirme sertleşmesi özelliği göstermiştir.



Şekil 6.11 : Yük-sehim grafikleri (UN serisi).

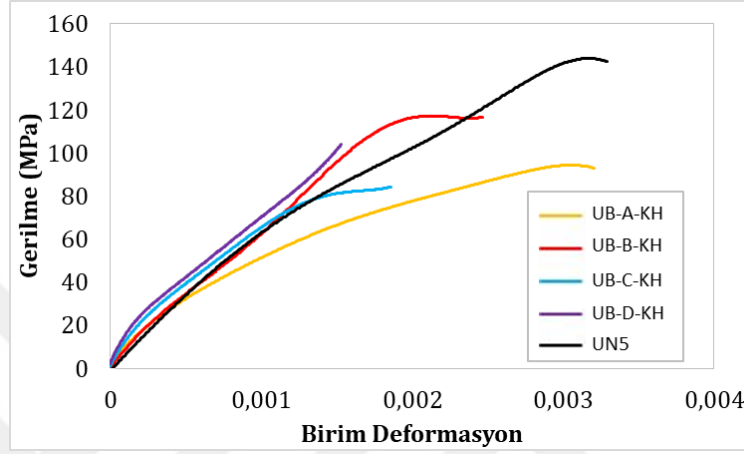
UB serisinde olduğu gibi, UN serisinde de eğilme dayanımı ile basınç dayanımı arasında paralel bir ilişki bulunduğu, basınç dayanımı arttıkça eğilme dayanımının arttığı görülmüştür (Şekil 6.12). Ancak, farklı dayanıma sahip çimento kullanımı ve s/ç oranının değişkenliği nedeniyle UB serisine göre düşük bir korelasyon katsayısı ($R^2 = 0,63$) elde edildiğini söylemek mümkündür. Bu durum, çimento kalitesi ve s/ç oranının eğilme dayanımı üzerinde basınç dayanımında olduğu kadar belirleyici olmamasıyla açıklanabilmektedir. Yüksek miktarda lif içeriğine sahip UYPB'lerde liflerin etkisi, diğer özelliklerle kıyaslandığında, özellikle eğilme dayanımı üzerinde belirleyici faktör olmaktadır (Fehling ve diğ., 2014).



Şekil 6.12 : Basınç dayanımı-eğilme dayanımı ilişkisi (UN serisi).

6.1.2.3. Gerilme-birim şekildeğiştirme davranışları (UB ve UN serileri)

Basınç yüklemesi altında silindirik UYPB numunelerinden elde edilen gerilme-birim şekildeğiştirme eğrileri (σ - ϵ) Şekil 6.13'te verilmiştir. Şekil 6.13'te verilen σ - ϵ eğrileri kullanılarak elde edilen elastisite modülü (E_c) değerleri ise Tablo 6.3'te sunulmuştur.



Şekil 6.13 : UYPB serilerinin gerilme-birim şekildeğiştirme eğrileri.

Tablo 6.3 : UYPB serilerinin elastisite modülü değerleri.

Seri	E_c (GPa)
UB-A-KH	52,7
UB-B-KH	54,4
UB-C-KH	61,8
UB-D-KH	63,7
UN5	62,5

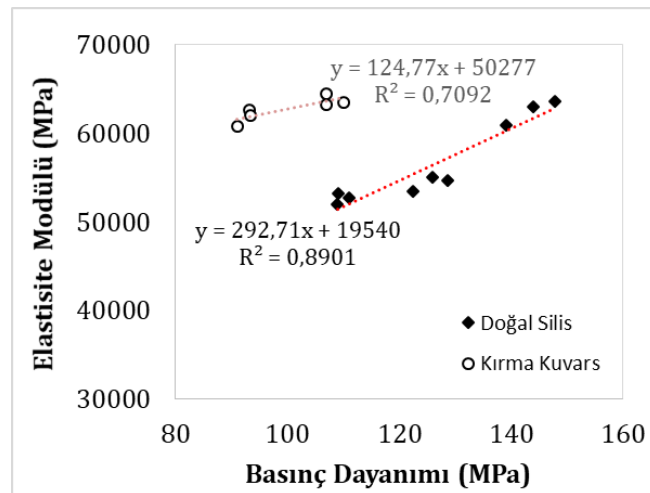
Deney sırasında beton numune yüzeyinde meydana gelen hasar ile birlikte (çatlağın gerinim pulunun bulunduğu yerde oluşması veya yüzeyde kabuk atma gibi) bazı gerinim pulları da hasar almıştır (Şekil 6.14). Bu sebeple, maksimum yükün yaklaşık %90'ından sonra bazı numunelerde birim şekildeğiştirme (ϵ) okuması alınamamıştır. Ancak bu durum, Denklem 5.3'ten de anlaşılacağı üzere elastisite modülünün elde edilmesinde bir engel oluşturmamaktadır.



Şekil 6.14 : DS ve KK kumu içeren UYPB numunelerinin basınç altındaki hasar görünüşleri.

Özellikle KK kumu kullanılan seriler DS kumu kullanılan serilere göre çok daha gevrek ve rijit davranış sergilemiştir. Deney sırasında da bu durum açıkça gözlemlenebilmiş, yükün artırılması ile birlikte betonun yüzeyden kabuk atma şeklinde hasar aldığı görülmüştür (Şekil 6.14). Aynı agrega tipi kullanılarak üretilen serilerde, basınç dayanımındaki artış ile birlikte elastisite modülü değerleri de düzenli bir şekilde artış göstermiştir. Ancak, basınç dayanımı daha düşük olmasına rağmen kırma kuvars kumu içeren serilerin, doğal silis kumu kullanılan serilerden daha yüksek elastisite modülüne sahip olduğu gözlemlenmiştir. DS kumu içeren UYPB’de benzer bir elastisite modülüne, ancak karışımın optimize edilmesi sayesinde elde edilen yüksek basınç dayanımları (UN5 serisi) ile erişilebilmiştir. Başka bir deyişle, DS kumu kullanılması durumunda, benzer bir elastisite modülü elde edebilmek için KK kumlu numuneden %40 daha büyük bir basınç dayanımına ihtiyaç duyulmuştur. Konu hakkında yapılan başka bir çalışmada (Pourbaba ve diğ., 2018), burada elde edilene benzer bir dayanıma (silindir numunede 140 MPa) lif içeriğinin ağırlıkça %6’ya çıkartılması ile ulaşılabilmiş olmasına rağmen, E_c değerlerinin genellikle bu çalışmada elde edilenlere kıyasla düşük kaldığı görülmüştür. Bununla birlikte, başka bir çalışmada (Shafieifar ve diğ., 2017) 138 MPa basınç dayanımına sahip UYPB’nin elastisite modülü 60 GPa olarak bildirilmiştir. Böylelikle, E_c değerleri açısından bu tez çalışmasındaki sonuçların, Shafieifar ve diğ. (2017) tarafından yürütülen çalışma ile uyumluluk gösterdiğini söylemek mümkündür.

Tablo 6.3'te görüldüğü üzere, en yüksek basınç dayanımına sahip UN5 serisinin elastisite modülü değeri 62,5 GPa olarak hesaplanmıştır. Böylelikle, UN5'in aynı tip agrega ve lif içeriğine sahip UB-B-KH'den yaklaşık %15 daha büyük elastisite modülüne sahip olduğu görülmüştür. Çalışma kapsamında izlenen, s/ç oranının düşürülmesi, yüksek dayanımlı çimento kullanılması ve agrega granülometrisinin optimizasyonu gibi optimizasyon adımları sayesinde basınç dayanımında görülen artış bu durum üzerinde etkili olmuştur. Bununla birlikte, lif hacmi arttığında elastisite modülünün arttığı görülmüştür. Benzer sonuç, Pourbaba ve diğ. (2018) tarafından da ifade edilmiştir. Lif içeriğinin artması ile birlikte basınç dayanımında görülen artışlar, dolaylı olarak elastisite modülünde de artışlara neden olmuştur. UYPB serilerindeki basınç dayanımı-elastisite modülü ilişkisi Şekil 6.15'te gösterilmiştir. Geleneksel betonda lif ikamesi elastisite modülünü düşürebilmektedir (Akça ve diğ., 2015). Buna rağmen, özellikle kısa liflerin rijit bir agrega gibi davranması nedeniyle, UYPB'de elastisite modülü değerleri düşmemekte, hatta artan basınç dayanımı nedeniyle bir miktar artış göstermektedir (Ipek ve diğ., 2011). KK kumu kullanılan serilerin numune sayısının daha az olması (sadece UB-C ve UB-D serileri) nedeniyle korelasyon katsayısı bir miktar düşük olmasına rağmen, özellikle DS kumu kullanılan UYPB'de basınç dayanımı-elastisite modülü arasında kuvvetli bir ilişki olduğu tespit edilmiş, buna bağlı olarak oldukça yüksek bir korelasyon elde edilmiştir ($R^2=0.89$).



Şekil 6.15 : UYPB serilerinin basınç dayanımı-elastisite modülü ilişkisi.

UYPB'nin basınç dayanımına bağlı olarak elastisite modülünün hesaplanması için literatürde çeşitli denklemler bulunmaktadır (AFGC, 2013; Alsalman ve diğ., 2017;

Graybeal, 2014; Kollmorgen, 2004; Ma ve diğ., 2004). AFGC (2013) tarafından elastisite modülünün teorik yaklaşımla belirlenmesi için verilen eşitlik Denklem 6.1’de verilmiştir. Denklemdaki k değeri, çeşitli UYPB karışımları için 8800-11000 aralığında değişmektedir.

$$E_c = k(f_c)^{\frac{1}{3}} \quad (6.1)$$

Ma ve diğ. (2004), iri agregasız UYPB’nin elastisite modülünün belirlenmesi için Denklem 6.2’yi önermiş ve önerilen denklemi CEB-FIP Model Code (1990) ile karşılaştırmıştır. CEP-FIP (1990)’da 21500 olarak verilen k katsayısı, Ma ve diğ. (2004) tarafından 19000 olarak revize edilmiştir.

$$E_c = k \left(\frac{f_c}{10} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (6.2)$$

Amerikan Otoyol İdaresi (FHWA) 2014 yılında yayınlamış olduğu teknik raporda (FHWA-HRT-14-084), UYPB’lerin elastisite modülünün belirlenmesi için Denklem 6.3’ü önermiştir (Graybeal, 2014). Buna göre, verilen denklemdeki UYPB basınç dayanımı (f_c) ksi cinsinden hesaba katılmalıdır. Denklem 6.4 ve Denklem 6.5 ise sırasıyla Kollmorgen (2004) ve Alsalman ve diğ. (2017) tarafından yapılan çalışmalardan alınmıştır.

$$E_c = 1550\sqrt{f_c} \quad (6.3)$$

$$E_c = 11800(f_c)^{\frac{1}{3.14}} \quad (6.4)$$

$$E_c = 8010(f_c)^{0.36} \quad (6.5)$$

Bu denklemlerde yer alan f_c beton basınç dayanımını, k ise kullanılan agregat tipine bağlı olarak basınç dayanımını elastisite modülü ile ilişkilendiren sabiti göstermektedir.

Deney sonuçları dikkate alındığında, bu çalışmada kullanılan KK kumlu ve DS kumlu UYPB karışımları için Denklem 6.1’de verilen k katsayısının sırasıyla 13500 ve 11200 olması gerektiği görülmüştür. Benzer şekilde, Denklem 6.2’deki k katsayısının ise agregat tipine bağlı olarak sırasıyla 29000 ve 24000 olarak alınması durumunda deneysel sonuçlara uyumluluk göstermektedir. Belirtilen bu katsayılar kullanılarak güncellenen

denklemlerden elde edilen sonuçların, literatürde bulunan denklemler ve deneysel olarak elde edilen değerler ile karşılaştırılması Tablo 6.4'te verilmiştir. KK kumu kullanılan serilerin elastisite modülü değerleri, düşük basınç dayanımlarına karşılık yüksek elastisite modülüne sahip olmaları nedeniyle verilen E_c eşitliklerinden farklılık gösterirken, DS kumu kullanılan serilerin elastisite modülü değerlerinin AFGC 2013'te verilen aralık içerisinde kaldığı görülmüştür. Bununla birlikte, bu çalışma kapsamında üretilen UYPB karışımlarının elastisite modülü değerlerinin revize edilen yeni k katsayıları yardımıyla daha doğru şekilde tahmin edilebildiğini söylemek mümkündür.

Tablo 6.4 : UYPB elastisite modülü değerlerinin karşılaştırılması (GPa cinsinden).

	Deney serileri	Ma ve diğ. (2004)	FHWA-HRT-14-084 (2014)	AFGC (2013)	Kollmorgen (2004)	Alsalmann ve diğ. (2017)	Bu çalışmada önerilen eşitlik	Deneysel sonuç
DS kumlu seriler	UB-A-KH	42,2	42,6	42,1-52,7	52,7	43,5	53,3	52,7
	UB-B-KH	44,2	45,6	44,1-55,1	55,0	45,6	55,8	54,4
	UN5	46,2	48,7	46,1-57,6	57,4	47,9	58,3	62,5
KK kumlu seriler	UB-C-KH	39,9	39,2	39,8-49,8	49,9	40,9	60,9	61,8
	UB-D-KH	42,0	42,3	41,9-52,4	52,4	43,2	64,1	63,7

6.1.2.4. Nihai beton karışımlarının fiziksel ve mekanik özellikleri

Öngermeli kiriş üretimlerinde kullanılan gerek geleneksel beton, gerek UYPB nihai karışımlarının deney sonuçlarına göre elde edilen fiziksel ve mekanik özellikleri Tablo 6.5'te verilmiştir.

Tablo 6.5 : Nihai beton karışımlarının fiziksel ve mekanik özellikleri.

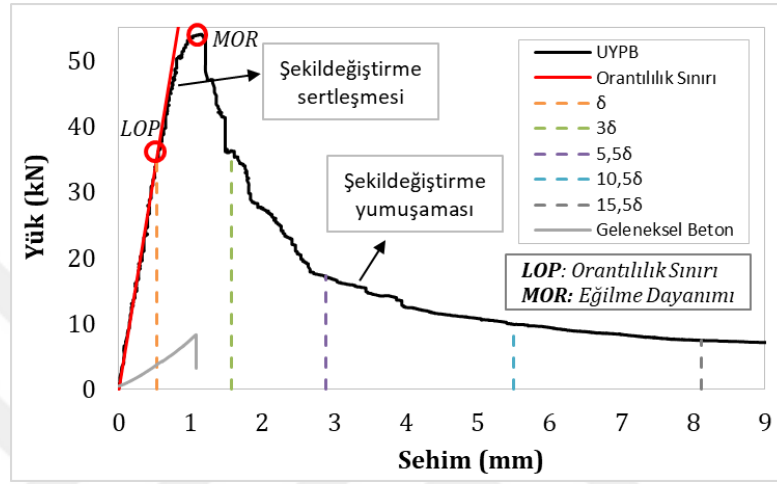
Özellik	Geleneksel Beton	UYPB
Birim Ağırlık (kg/m^3)	2392	2513
Özgül Ağırlık	2488	2550
Kompasite	0,96	0,99
Kılcal Su Emme (cm^2/s)	$2,89 \times 10^{-6}$	$4,44 \times 10^{-9}$
$f_{cjk,küp}$ (MPa)	47,76	167,48
$f_{ck,küp}$ (MPa)	59,30	170,34
$f_{ck,sil}$ (MPa)	52,69	142,94
Eğilme Dayanımı (MPa)	7,49	16,22

Optimizasyon çalışması sonucu ulaşılmış UYPB karışımı (UN5) ile geleneksel beton karışımının özelliklerinin karşılaştırıldığı Tablo 6.5 incelendiğinde, UYPB'nin genel olarak geleneksel betona göre oldukça üstün özelliklere sahip olduğu açıkça görülebilmektedir. UYPB'nin geleneksel betona göre sırasıyla %5 ve %2,5 daha büyük birim ağırlık ve özgül ağırlık değerlerine sahip olduğu tespit edilmiştir. UYPB'nin içerdiği çelik liflerin yüksek özgül ağırlığa sahip olması bu durum üzerinde etkili olmuştur. Bununla birlikte, UYPB karışımının geleneksel betona kıyasla daha az boşluk içeren dolu bir yapıya sahip olduğu kompasite (doluluk oranı) sonuçlarından anlaşılmaktadır. Geleneksel beton %96 doluluğa sahip iken, UYPB karışımının %99 oranında dolu bir yapıya sahip olduğu görülmüştür. Kılcal su emme sonuçları değerlendirildiğinde, doluluk oranı sonuçlarına benzer olmanın yanı sıra, UYPB'nin geleneksel betona göre çok daha dikkat çekici şekilde kılcal boşluklar açısından olumlu sonuç verdiği gözlemlenmiştir. Deney sırasında da UYPB'de kayda değer bir su emme olayının gerçekleşmediğini ifade etmek mümkündür. Bu durum kılcal su emme katsayısı olarak adlandırılan sayısal sonuca da yansımış olup, UYPB'nin, geleneksel betonun yaklaşık 1/650'si kadar bir kılcal su emme katsayısına sahip olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, nervürlü donatı çubuğundan daha kolay korozyona uğrayabilen öngerme toronu ve matris içerisindeki çelik liflerin korozyona karşı korunması açısından da olumlu olarak yorumlanabilmektedir.

Paketlenme yoğunluğu yüksek, dolu yapıya sahip sağlam bir matrisin elde edilmesi ve matrise ikame edilen yüksek dayanımlı çelik lifler sayesinde UYPB'nin, mekanik özellikler açısından da geleneksel betona göre oldukça üstün özelliklere sahip olduğu Tablo 6.5'te görülmektedir. Geleneksel beton karışımı, küp numunelerde 2. gün (aktarma günü) ($f_{cj,küp}$) ve 28. günde ($f_{ck,küp}$) sırasıyla 47,8 MPa ve 59,3 MPa basınç dayanımına sahip iken, UYPB karışımlarından aynı günlerde %250 ve %187 daha yüksek basınç dayanımları elde edilmiştir. 28. günde silindir numunelerde yapılan basınç testleri sonucunda ise, UYPB karışımının %171 daha yüksek basınç dayanımına sahip olduğu görülmüştür.

Şekil 6.16'da verilen yük-sehim grafiklerinde (P- δ), optimize edilerek ulaşılmış nihai UYPB karışımı olan UN5'in eğilme davranışı 100×100×400 mm boyutlarında prizma numunelerde ayrıntılı olarak incelenmiş, geleneksel beton karışımının dört noktalı eğilme yüklemesi altındaki davranışı ile karşılaştırması da gösterilmiştir. Bununla

birlikte, UYPB karışımına ait tokluk indeksleri (I_5 , I_{10} , I_{20} ve I_{30}) ve kalıntı dayanım faktörleri de ($R_{5,10}$, $R_{10,20}$ ve $R_{20,30}$) ASTM C1018 (1997)'ye göre belirlenmiş ve Tablo 6.6'da sunulmuştur. Yük-sehim grafiğinde "MOR" ifadesiyle gösterilen noktada numune eğilme dayanımına ulaşmakta, bu noktadan sonraki (3δ ve sonrasında karşılık gelen) kısım ise kalıntı dayanım olarak ifade edilmektedir.



Şekil 6.16 : Nihai beton karışımlarının yük-sehim grafikleri.

Tablo 6.6 : UYPB nihai karışımının tokluk indeksleri ve kalıntı dayanım faktörleri.

	Sehim	P (kN)	δ (mm)	$f_{ct,fl}$ (MPa)	Tokluk (kN.mm)	Tokluk İndeksleri		Kalıntı Dayanım Faktörleri	
	δ	35,00	0,52	10,50	9,07				
	MOR	54,05	1,13	16,22	37,95				
	3δ	36,30	1,57	10,89	57,07	I_5	6,29		
Kalıntı	$5,5\delta$	17,25	2,88	5,18	90,16	I_{10}	9,94	$R_{5,10}$	72,97
Dayanımlar	$10,5\delta$	9,89	5,50	2,97	124,14	I_{20}	13,69	$R_{10,20}$	37,46
	$15,5\delta$	7,44	8,12	2,23	146,52	I_{30}	16,15	$R_{20,30}$	24,67

Tokluk indeksleri I_5 , I_{10} , I_{20} ve I_{30} , ilk çatlakın görüldüğü sehim değerinin (δ) sırasıyla 3, 5,5, 10,5 ve 15,5 katına kadar olan eğri altında kalan alanların, ilk çatlak kadar olan alana oranlanmasıyla hesaplanmıştır. İlk çatlak, bir başka çalışmada da (Yoo ve diğ., 2016b) ifade edildiği gibi, yük-sehim grafiğinde doğrusallığın sonlandığı noktada (LOP) gözlemlenmiştir. Kalıntı dayanım faktörleri, tokluk indeksleri kullanılarak elde

edilip, lifli betonlardaki artık dayanımı temsil etmekte (Hamad & Sldozian, 2019) ve Denklem 6.6'da verildiği gibi hesaplanmaktadır.

$$R_{M,N} = C (I_N - I_M) \quad (6.6)$$

Burada I_N ve I_M tokluk indekslerini ($N > M$), C ise $100/(N-M)$ olarak hesaplanan bir katsayıyı ifade etmektedir.

Deneyler sırasında birkaç lifin matrizen sıyrıldığını anımsatan ve kulakla işitilebilen ilk sesler yaklaşık 20 kN yük altında duyulmuş olmasına rağmen, ilk çatlak 35 kN yük altında oluşmuştur. UYPB'de çatlaklar henüz başlama aşamasındayken kısa lifler tarafından durdurulmaktadır (Markovic, 2006). Birkaç lif sıyrılmış olmasına rağmen çatlağın o anda hemen oluşamamış olmasının, karışımın hatırı sayılır miktarda kısa lif bulunmasından, başka bir deyişle birim hacim başına düşen lif adedinin çokluğundan kaynaklandığı düşünülmektedir. Yük artırılmaya devam edildiğinde numune tarafından taşınabilen maksimum yük değeri yaklaşık 54 kN olarak belirlenmiştir. Deney numunelerinin eğilme altında taşıdığı maksimum yük değerine bağlı olarak ortalama eğilme dayanımı 16,22 MPa olarak hesaplanmıştır. İlk çatlak meydana geldikten sonra, uzun lifler geniş çatlakların kontrol altında tutulmasında aktif rol oynamış ve nihai dayanımı artırmıştır (Pakravan ve diğ., 2017). Bununla birlikte UYPB genel olarak, yüksek basınç ve eğilme dayanımının yanı sıra, birden çok oluşan mikro çatlak ve şekildeğiştirme sertleşmesi davranışı ile ifade edilmektedir (Leutbecher & Rebling, 2019; Máca ve diğ., 2013; Yoo ve diğ., 2016b). Şekil 6.16'da görüldüğü üzere, ilk çatlak 35 kN yük altında görülmüş olmasına rağmen numune yük almaya devam edebilmiştir. Başka bir deyişle, çatlak oluşumunun ilk görüldüğü yük değerinin 1,5 katına kadar numune yük taşımaya devam etmiş ve böylelikle şekildeğiştirme sertleşmesi ve yumuşaması aşamalarının her ikisi de gözlemlenebilmiştir. İlk çatlak oluşana kadarki kısımda numunenin tokluk değeri 9 kN.mm iken, tepe noktasına ulaştığında 4 katından daha fazla tokluğa (i.e. 37,95 kN.mm) sahip olmuştur. Deney sonuna gelindiğinde ise eğri altında kalan alanın, ilk çatlak anındaki alanın 16 katını geçtiği gözlemlenmiştir ($I_{30} = 16,15$). Bununla birlikte, ilk çatlak meydana geldikten sonra deplasmanın 3 katına ulaşması durumunda dahi numunenin halen maksimum yükün %67'si kadar yük taşıyabildiğini söylemek mümkündür.

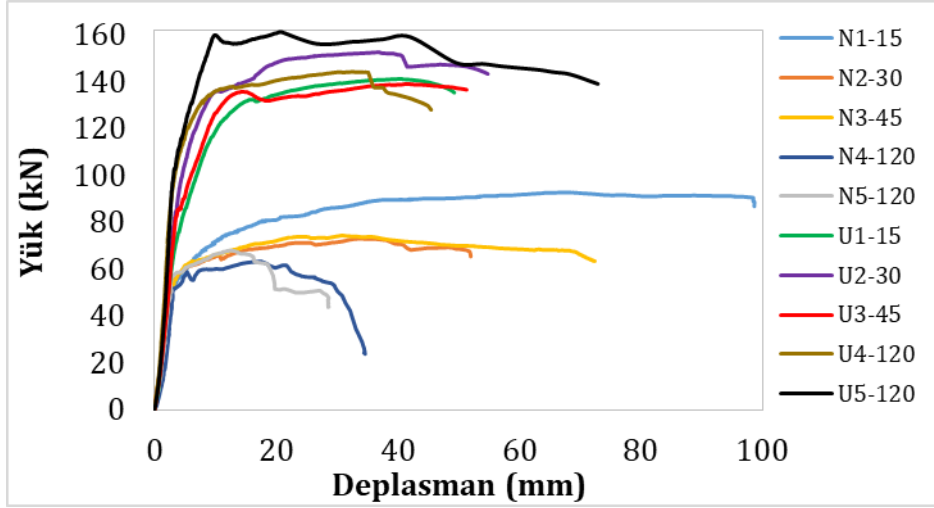
6.1.2.5. Eğilmede boyut etkisi

Nihai UYPB karışımı olan ve öngermeli kiriş üretimlerinde de kullanılan UN5 serisinde, farklı boyutlarda üretilmiş numuneler ($50 \times 50 \times 300$ mm ve $100 \times 100 \times 400$ mm) üzerinde gerçekleştirilen eğilme deney sonuçlarına göre numune boyutu büyüdüğünde eğilme dayanımının düştüğü görülmüştür. Bu bulgu, literatürde mevcut çalışmalar (Fládr & Bílý, 2018; Jiang & Banthia, 2010; Nguyen ve diğ., 2013) ile de uyumluluk göstermektedir. Numune boyutunun artırılması (örneğin $40 \times 40 \times 160$ mm'den $150 \times 150 \times 750$ mm'ye) ile birlikte elde edilen eğilme dayanımdaki düşüş %40'a kadar olabilmektedir (Fehling ve diğ., 2014). Bu çalışmada, $100 \times 100 \times 400$ mm prizma numuneden elde edilen eğilme dayanımı 16,22 MPa iken, aynı karışımdan (UN5) üretilen $50 \times 50 \times 300$ mm numunede yaklaşık %56 daha büyük eğilme dayanımı (25,29 MPa) elde edilmiştir.

Weibull teorisine göre deney numuneleri birçok parçadan oluşan bir zincir olarak modellenebilmektedir. Zincirde daha fazla parça bulundurması nedeniyle büyük boyuta sahip numunelerin yük altında hasara uğrama veya göçme olasılığı küçük numunelere göre daha yüksek olmaktadır (Nguyen ve diğ., 2013). Bunun yanı sıra, küçük boyuta sahip numunelerde daha yüksek dayanım elde edilmesinde “yüzey tabakası etkisi”nin de etkili olduğu düşünülmektedir. Rastgele lif yönlenmesinin kalıp yüzeylerine yakın kısımlarda kısıtlanması nedeniyle, kalıp yüzeylerine yakın lifler genel olarak kalıp yüzeyine paralel bir şekilde yönlenmeye meyilli olmaktadır. Böylece bu lifler, dik doğrultuda oluşan çatlakların köprülenmesinde avantaj sağlayabilmektedir. Yüzey tabakasının dayanımı bu nedenle iç kısımlardan daha yüksek olabilmektedir. Yüzey tabakası, küçük boyutlu numunelerde büyük numunelere göre kesit alanının daha büyük kısmını oluşturduğundan, numune eğilme dayanımları da daha yüksek olarak elde edilmektedir (Fládr & Bílý, 2018).

6.2. Kiriş Deneyleri

Geleneksel betondan üretilen referans öngermeli kiriş deney serileri ve bir çeşit UYPB olan RPB karışımı kullanılarak üretilen öngermeli kiriş deney serilerine ait yük-deplasman grafikleri Şekil 6.17’de, ilk çatlak oluşumu ve taşıma kapasitelerine karşılık gelen yük (P_{cr} ve P_u) ve moment (M_{cr} ve M_u) değerleri ise Tablo 6.7’de verilmiştir.



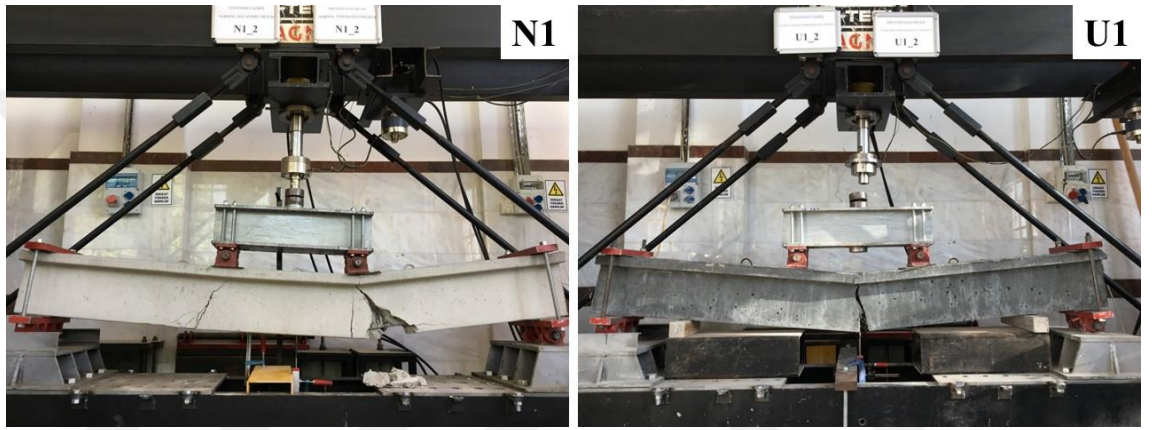
Şekil 6.17 : Öngermeli kiriş serilerinin yük-deplasman grafikleri.

Tablo 6.7 : Karakteristik yük (P) ve moment (M) değerleri.

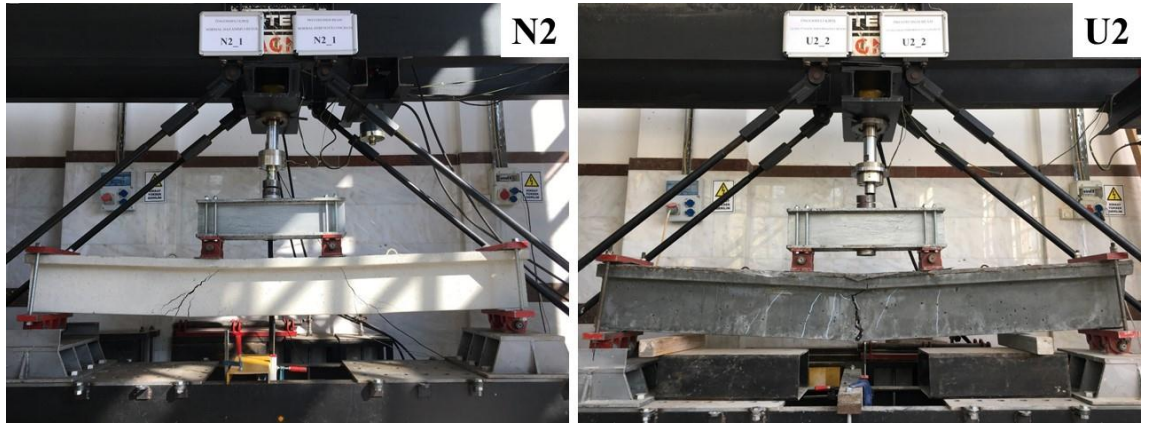
Deney Kirişi	P_{cr} (kN)	P_u (kN)	M_{cr} (kN.m)	M_u (kN.m)	M_u/M_{cr}
N1-15	53	91,8	23,19	40,16	1,73
N2-30	55	74,9	24,06	32,77	1,36
N3-45	54	75,0	23,63	32,81	1,39
N4-120	55	63,3	24,06	27,69	1,15
N5-120	57	67,9	24,94	29,71	1,19
U1-15	74	139,4	32,34	60,99	1,89
U2-30	73	152,2	31,94	66,59	2,08
U3-45	70	140,5	30,63	61,47	2,01
U4-120	72	141,2	31,50	61,78	1,96
U5-120	74	161,1	32,34	70,48	2,18

Şekil 6.17 incelendiğinde, geleneksel betondan üretilen N serisinde etriye adım aralığının artması ile birlikte göçmenin gevrek bir biçimde gerçekleştiğini söylemek mümkündür. Bu durum deney sonlarında görsel olarak da gözlemlenmiş, etriye aralıklarındaki artış ile birlikte davranış kesme kırılması şeklini almıştır. Öngermeli kirişlerin deney sonrası görünüşleri Şekil 6.18, Şekil 6.19, Şekil 6.20, Şekil 6.21 ve Şekil 6.22’de N ve U serisi deney kirişleri için karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Etriye adım aralığının artması N serisinde davranışı değiştirerek göçme türünü belirgin şekilde kesme’ye dönüştürürken, U serisindeki numunelerin tamamı eğilme etkisinde göçmeye uğramıştır. N1-15, N2-30 ve N3-45 kirişleri, sabit moment bölgesinin hemen dışında,

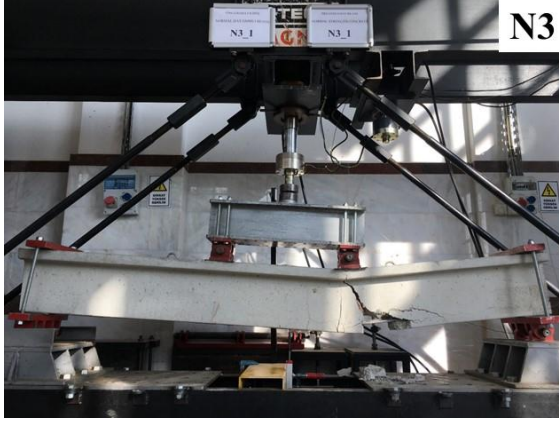
hem moment hem de kesme etkilerinin maksimuma yakın olduğu kısımda, eğilme ve kesme etkilerinin ortak etkisi sonucu oluşmuş eğik çekme çatlaklarının genişlemesiyle (Doğangün, 2007; Nawy, 2009) kesmeli-eğilme göçmesine maruz kalmıştır. Kesme açıklığı boyunca herhangi bir kesme donatısı içermeyen N4-120 ve N5-120 kirişleri ise kesme hasarı alarak göçmeye ulaşmıştır. U serisinde ise yalnızca U5-120 kirişi ilk etapta bir kesme hasarı almış, sonrasında, açılan ve genişleyen kesme çatlaklarına rağmen numune kesme kapasitesine ulaşmadan oluşan eğilme çatlakları hakim duruma gelmiş ve göçme yine eğilme etkisi altında gerçekleşmiştir.



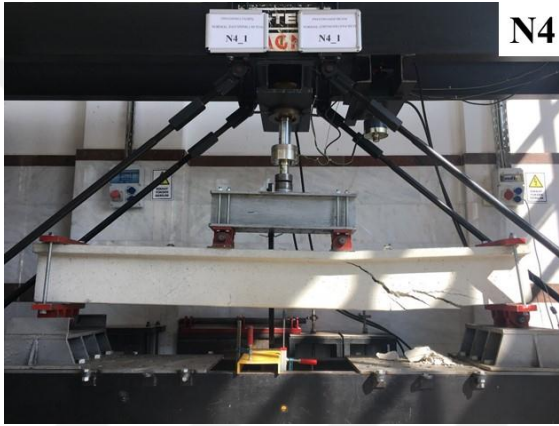
Şekil 6.18 : N1-15 ve U1-15 kirişlerinin deney sonrası görünüşleri.



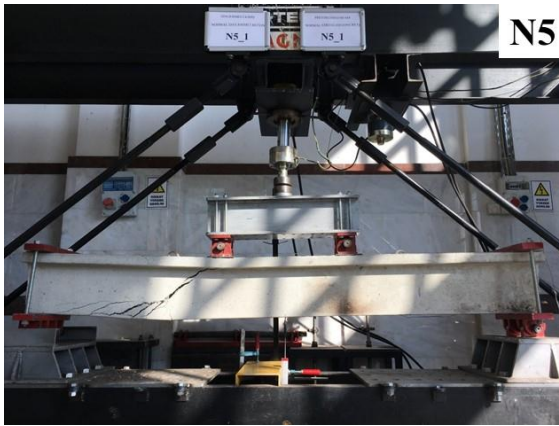
Şekil 6.19 : N2-30 ve U2-30 kirişlerinin deney sonrası görünüşleri.



Şekil 6.20 : N3-45 ve U3-45 kirişlerinin deney sonrası görüntüleri.



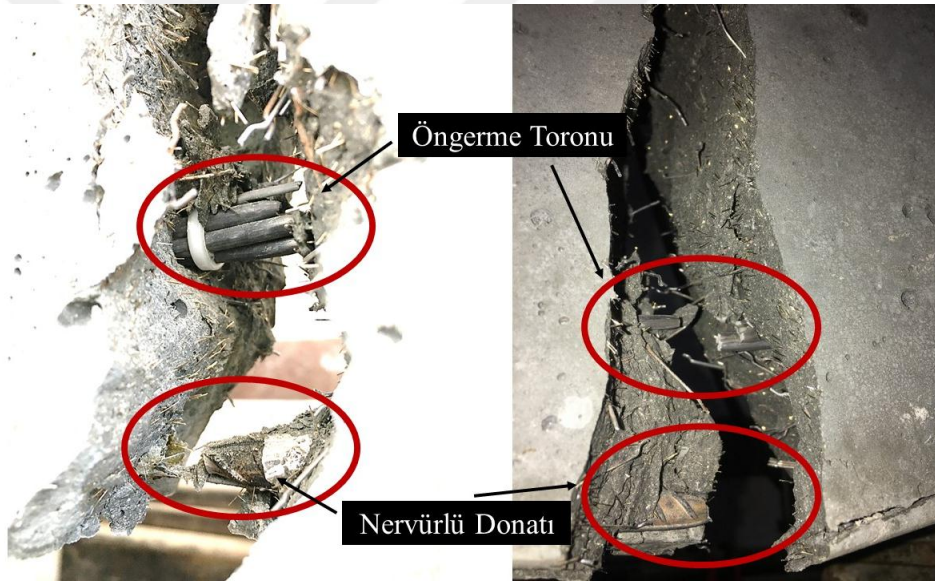
Şekil 6.21 : N4-120 ve U4-120 kirişlerinin deney sonrası görüntüleri.



Şekil 6.22 : N5-120 ve U5-120 kirişlerinin deney sonrası görüntüleri.

Şekil 6.17’de verilen yük-deplasman grafikleri ve Şekil 6.18-Şekil 6.22’de verilen göçme şekilleri dikkate alındığında, geleneksel betonun aksine UYPB ile üretilen öngermeli kirişlerde betonun kesme kapasitesine katkısının oldukça büyük olduğu görülmektedir. Başka bir deyişle, U serisinde kesme donatısı oranından bağımsız olarak

numunelerin gerek göçme davranışları, gerekse taşıma kapasiteleri arasında büyük farklılıklar görülmemiştir. Bununla birlikte, U serisi tüm kirişlerde göçme, donatı ve toron kopması olaylarının bir sonucu olarak gerçekleşmiştir (Şekil 6.23). Donatı ve toron kopması şeklinde göçmenin gerçekleşmesi ve normal betonlu seriye göre kirişlerin bir miktar daha az deplasman yapmalarında sıyrılma olayının da etkisinin bulunduğu düşünülmektedir. Pürüzsüz yüzeyi ve nervürsüz üretiliyor olması sebebiyle toronlar, normal betondan üretilen kirişlerde (N serisi kirişlerde) yük altında oluşan sehime bağlı olarak, kiriş alt liflerinde meydana gelen uzama ile birlikte aderans ile ilgili problem oluşturmuş, böylelikle deney sırasında belirli yük değerlerinden sonra sıyrılmalar meydana gelmiştir. UYPB ile üretilen kirişlerde ise toron-beton aderansı ciddi şekilde iyileşmiş, toron sıyrılamamış, bu sebepten deplasmanın artmasına bağlı olarak şekildeğiştirme kapasitesine ulaşarak kopmuştur.



Şekil 6.23 : U serisi kirişlerde donatı ve toron kopması.

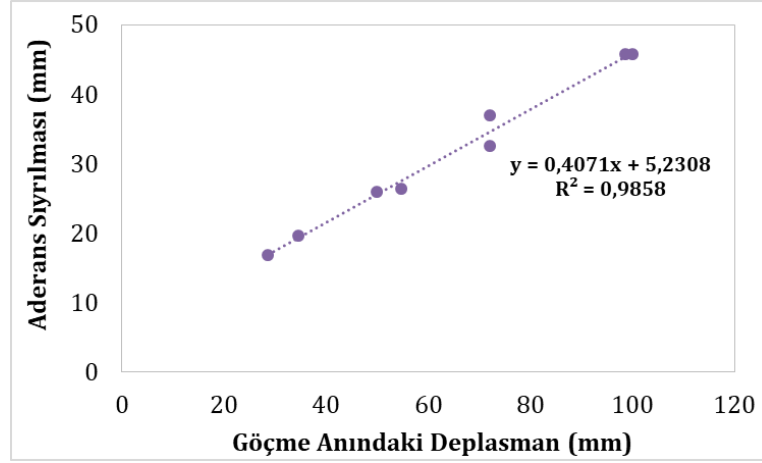
Janney (1954)'in "Gerilme Dalgaları Teorisi"ne göre öngermeli bir beton eleman aşırı yüklendiğinde, maksimum moment bölgesinde torondaki kuvvet maksimumuna ulaşmaktadır. Torondaki kuvvet, kirişe uygulanan moment arttıkça artmakta ve sonrasında kiriş elemanının uç bölgesine doğru dalgalar halinde ilerlemektedir. Bu dalgaların aktarma bölgesine ulaşması durumunda, artan kuvvet sebebiyle toron çapında meydana gelen daralmaya bağlı olarak aderans dayanımı aşılacaktır. Böylelikle toronda sıyrılma oluşabilmektedir (Vargas ve diğ., 2013). Benzer olarak Brearly &

Johnston (1990) da, kiriş elemanının eğilme taşıma kapasitesine ulaşmasından önce, kirişe uygulanan moment sebebiyle torondaki artan gerilmenin aktarma boyuna ulaşması durumunda toronda sıyrılma oluştuğunu ve göçmenin buna bağlı gözlemlenebildiğini bildirmiştir.

N serisi kirişlerde toron-beton arası aderansın kaybolması nedeniyle sıyrılarak üzerindeki gerilmeyi kısmen kaybeden toronlardaki bu sıyrılma miktarları, deney öncesi ve sonrası kumpas yardımıyla ölçülerek kaydedilmiştir (Şekil 6.24). Sonrasında, toronlarda ölçülen sıyrılma miktarları, bu kirişlerin yaptığı nihai sehim değerleri ile karşılaştırılmış ve aradaki ilişki Şekil 6.25'te verilmiştir. Kirişlerin yaptığı sehim miktarının artmasıyla doğru orantılı olarak toronlardaki sıyrılma da artış göstermiş, bu iki parametre arasında oldukça yüksek bir korelasyon elde edilmiştir ($R^2 = 0,986$). Bu sebepten, aderansı tam bir öngermeli kiriş üretilebilmesi durumunda, N serisi kirişlerde elde edilen nihai sehim değerlerinin de daha düşük olabileceği düşünülmüştür.



Şekil 6.24 : Toronlarda sıyrılma miktarının belirlenmesi.



Şekil 6.25 : Aderans sıyrılması-göçme anındaki deplasman ilişkisi (N serisi).

UYPB ile üretilen kirişlerde ultra yüksek beton dayanımına bağlı olarak, donatı oranı önem taşımakta, dahası yüksek donatı oranına ihtiyaç duyulabilmektedir. Başka bir deyişle betonun yüksek basınç dayanımı ve şekildeğiştirme kapasitesi nedeniyle, yüksek donatı oranlarında avantajları daha fazla ön plana çıkmaktadır (Çotur ve diğ., 2019; Birol ve diğ., 2019). Donatı oranının düşük olduğu durumlarda UYPB kullanımının yerdeğiştirme ve eğrilik sünekliklerine olumsuz etkileri söz konusu olabilmektedir (Dancygier & Berkover 2016; Hasgöl ve diğ., 2018; Yoo & Yoon, 2015, Yoo ve diğ., 2017; Yuguang ve diğ., 2009). Dahası, düşük donatı oranına sahip UYPB kirişlerde eğilme sünekliğinin çelik lif ikamesi ile birlikte düşüş gösterebildiği bilinmektedir (Dancygier & Berkover 2016). Sünek davranış gösteren normal betondan üretilmiş geleneksel betonarme kirişlerin davranışından farklı olarak, UYPB'den üretilmiş U serisi öngermeli kirişlerde eğilme çatlakları tek bir noktada lokalize olarak genişlemiştir. Belirli bir bölgede liflerin sıyrılması ile birlikte açılıp genişleyen tek bir çatlığa bağlı olarak, boyuna donatıdaki uzamaların lokalize olarak aşırı artması sonucu, fazla miktarda sehim görülemeden küçük yerdeğiştirme seviyelerinde donatıda kopma gözlemlenmiştir. Bu bulgu, UYPB'den üretilmiş ve düşük donatı oranına sahip betonarme (öngermesiz) kirişler üzerine yapılan bazı çalışmalar (Birol ve diğ., 2019; Yoo & Yoon, 2015) ile de uyumluluk göstermektedir. Başka bir deyişle U serisi kirişlerde enerji, basınç bölgesindeki yüksek mukavemetli betonun ezilmesinin geleneksel betona göre daha zor olmasının da etkisiyle, çatlak genişliğinin artması ve buna eşlik eden donatı-toron uzamaları ve de en son görülen kopma olayı ile sönümlenmiştir. Bununla birlikte, kesme donatısı azalmasına hatta bazı kiriş

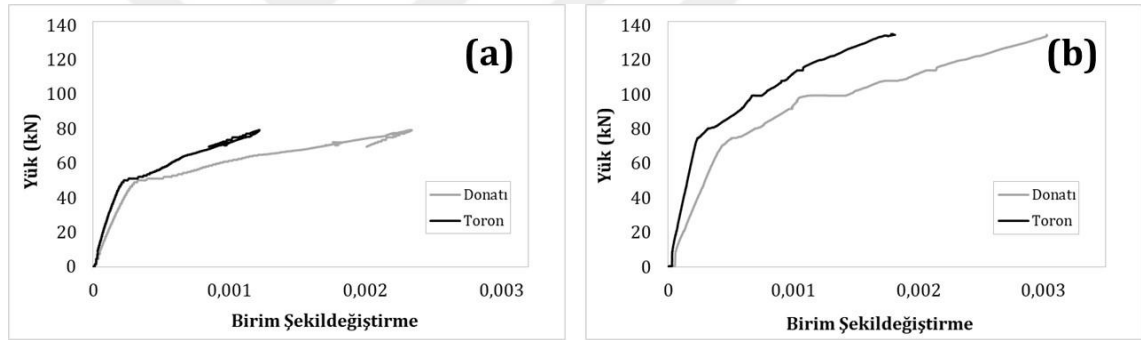
numunelerinde hiç bulunmamasına rağmen U serisi hiçbir deney elemanında kesme göçmesi görülmemesi dikkate alındığında, çelik liflerin UYPB’de kesme donatısı görevini başarıyla yapabildiğini söylemek mümkündür.

Betonun çekme dayanımı tarafından belirleniyor olması nedeniyle (Qi ve diğ., 2016), ilk çatlak yüklerinin beklendiği üzere beton türünün değişmesiyle birlikte değiştiği, aynı betondan üretilen kirişlerde ilk çatlak yükünün benzer olduğu tespit edilmiştir. Buna bağlı olarak, kayma donatılarının azaltılmasının ilk çatlak yüklerini (P_{cr}) etkilemediği, geleneksel betondan üretilen N serisi kirişlerde yaklaşık 55 kN seviyelerinde tüm numunelerde ilk çatlağın oluştuğu görülmüştür. Ancak, çatlak sonrası artık yük taşıma kapasitelerinin etriyelerin azaltılması ile birlikte bir miktar azaldığını, etriyelerin N serisi kirişlerde ilave süneklik kazandırdığını söylemek mümkündür. Bu durum, taşıma kapasitesinin ilk çatlağa karşılık gelen moment değerine oranlarının verildiği Tablo 6.7’de de gösterilmiştir. M_u/M_{cr} oranı, kayma donatısı miktarı en yüksek seride (N1-15) 1,73 iken, etriye adım aralıklarının artırılması durumunda 1,15’e kadar düşüş göstermiştir. TS 3233’e göre M_u/M_{cr} oranının minimum 1,20 olması gerektiği dikkate alındığında, yalnızca konstrüktif olarak kayma donatısı içeren N4-120 ve N5-120 serilerinin bu kriteri sağlayamadığı, bunun dışındaki N serisi kirişlerde ve U serisinin tamamında bu kriterin sağlandığı görülmüştür.

U serisi numunelerde genel olarak ilk çatlaktan sonra kayda değer bir ilave yük taşıma kapasitesi görülmekle birlikte ($M_u/M_{cr} = 1,89-2,18$), kayma donatısının ilk çatlaktan sonra taşınan yük miktarında önemli bir etkisinin olmadığı görülmüştür. Bununla birlikte, UYPB’nin yoğun lif içeriğine sahip olması nedeniyle, kiriş elemanlarında çatlak başlangıçlarının gözle tespit edilmesinin geleneksel betona göre daha zor olduğunu söylemek mümkündür. Oluşan çatlaklar daha büyük yük seviyelerinde daha belirgin duruma gelmesine rağmen, U serisi öngermeli kirişlerde çelik liflerde meydana gelen ilk sıyrılmalar çatlağın başlangıcı olarak kabul edilmiştir. Böylelikle, U serisi kirişlerde ilk çatlakların 70-74 kN aralığında oluştuğu tespit edilmiş, ilk çatlağın görüldüğü yük değerleri “ P_{cr} ” olarak Tablo 6.7’de gösterilmiştir. Tablo 6.7 incelendiğinde, ilk çatlak yükünün N serisinde olduğu gibi beton dayanımıyla ilişkili bir parametre olduğu görülmüş, UYPB kullanıldığında geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlere göre ilk çatlak yükünün %40’a kadar artırılabilirdiği tespit edilmiştir. Bunda UYPB’nin içerdiği çelik lifler ve paketlenme yoğunluğu yüksek sağlam matris

önemli etkiye sahip olmuştur. Rastgele dağılmış olan çelik lifler, köprüleme etkisi sayesinde çatlağın ilerlemesini önlemekte ve genişlemesini geciktirmektedir (Çotur ve diğ., 2019; Qi ve diğ., 2016).

Gerinim pulu ölçüm kapasitesinin aşılması veya etrafını saran betondan dolayı bir süre sonra hasar alması nedeniyle, deney sonlarına yaklaşıldığında gerinim pullarından ölçüm alınamamıştır. Ancak buna rağmen, ilk çatlağın oluşumu ve deney sırasında öngerme toronlarında meydana gelen sıyrılma olayları, donatı ve toron üzerine yerleştirilen gerinim pullarından deney sırasında alınan okumalar yardımıyla da doğrulanabilmektedir. Şekil 6.26, kirişe etkiyen yüke karşılık nervürlü çekme donatısı ve öngerme toronunun yaptığı birim şekil değiştirme miktarlarını göstermektedir. N serisinden elde edilen örnek gerinim pulu okuması Şekil 6.26.a’da, U serisinden elde edilen örnek gerinim pulu okuması ise Şekil 6.26.b’de verilmiştir.



Şekil 6.26 : Gerinim pulu okumaları a) N serisi b) U serisi.

Şekil 6.26’deki grafiklerin başlangıcının daha büyük bir eğime sahip olmasından da anlaşılacağı üzere, nervürlü çekme donatısı ve toronlarda, kirişe uygulanan yüke karşılık gelen birim şekil değiştirmelerin genelde ilk çatlak açılmasına kadar büyük değerlere sahip olmadığı görülmüştür. Bu kısımda öngerme toronu ve betonun birlikte çalıştığını ifade etmek mümkündür. Ancak sonrasında N serisi kirişlerde, düşük aderanstan da kaynaklı olarak toronun açılan çatlak ağzı kadar büyük bir uzama yapamaması nedeniyle sıyrılmalar oluştuğu düşünülmektedir. Deney sırasında ilk sıyrılmalar meydana geldiğinde, donatı ve toron tarafından taşınan gerilmelerde anlık olarak bir miktar kayıp oluşmuş, Şekil 6.26.a’daki grafiklerde bu kısımlar “düğüm”ü andıran bir görüntüyle kendisini göstermiştir. İlk sıyrılmadan sonra anlık olarak bir gerilme kaybı gözlemlenen donatı ve toronlar, sonrasında hemen ikincil bir tutunma ile tekrardan

uzamaya ve dolayısıyla kirişte artan deplasman ile birlikte gerilme almaya devam edebilmişlerdir. Bu durum üzerinde, beton kalitesinin yanı sıra, toronun halat yapısında olmasına rağmen pürüzsüz bir yüzeye sahip olması da etkili olmuştur. Deney sonrası yapılan gözlemlerde toronların yüzeylerinde önemli miktarda bir beton kalıntısı vb. olmaması ve nervürlü donatıya kıyasla oldukça temiz bir şekilde betondan ayrılması da bu düşüncüyü kuvvetlendirmektedir (Şekil 6.27). Ayrıca, kiriş kesitinde donatının torondan daha altta yer alması da, donatılardan okunan birim şekildeğiştirme değerlerinin toronlardan bir miktar daha fazla olmasına sebep olmuştur.



Şekil 6.27 : Deney sonrası kiriş içerisindeki donatı ve toronun görünümü (N serisi).

Elde edilen gerinim pulu okumalarında, sıyrılmaların yanı sıra ilk çatlak oluşumlarının tespiti de mümkün olabilmektedir. N serisi kirişlerde yaklaşık 50 kN, U serisi kirişlerde yaklaşık 70 kN yük değerleri aşıldığında ilk çatlak açılmış ve doğrusal olarak başlayan yük-sehim grafiklerinde eğimi daha küçük ikinci bir doğrusal grafik tespit edilmiştir (Şekil 6.17). Bu bölgede ilk çatlağın açılmasından sonra yükün uygulanmaya devam edilmesi ile birlikte, donatı ve toron üzerindeki gerilmeler de, buna bağlı olarak birim şekildeğiştirme değerleri de daha büyük bir hızla artış göstermiştir (Şekil 6.26.a). Başka bir deyişle, küçük yük değerlerinde beton ve donatılar birlikte çalışmış, özellikle N serisinde ilk çatlaktan sonra donatı ve toronlar çok daha aktif rol oynamış, üzerlerindeki gerilmeler daha hızlı şekilde artmıştır. U serisinde ise, çatlak sonrası olarak ifade edilen ikinci bölgenin eğimi N serisinden daha yüksek olmuştur (Şekil 6.26.b). Bu durum, meydana gelen birim şekildeğiştirmelerin yanı sıra kirişlerin kayda değer şekilde yük de

almaya devam edebildiğini ifade etmektedir. UYPB karışımındaki çelik liflerin bunda önemli bir etkisi olduğu düşünülmektedir.

Gerinim pulu okumaları 5. Bölümde donatı ve toron için verilen gerilme-birim şekildeğiştirme grafikleri ile karşılaştırılarak değerlendirildiğinde, çekme donatısının N serisi kirişlerde genel olarak akma dayanımına yaklaştığını, U serisinde ise akma dayanımının bir miktar aşıldığını söylemek mümkündür. Toronun ise, deney öncesi üzerinde mevcut öngerilmeye bağlı birim şekildeğiştirme miktarı ($\approx 0,0026$) ve deney sırası ortalama nihai gerinim pulu okumaları ($\approx 0,001$) dikkate alındığında, N serisinde göçme anında üzerinde yaklaşık 1561 MPa gerilme bulunduğu, dolayısıyla çekme kapasitesinin yaklaşık %81'ine ancak ulaşabildiği tespit edilmiştir. Burada bahsedilmekte olan deney öncesi toron üzerinde mevcut öngerilmeye bağlı birim şekildeğiştirme miktarı ($\approx 0,0026$), gerilme kayıplarının ve kayıplardan sonra kalan gerilme miktarının, yani başka bir deyişle efektif gerilmenin ($\sigma_{\text{per}} \approx 1200$ MPa) hesaplanmasından sonra belirlenmiştir. U serisinde ise, gerinim pulu okumalarından bağımsız olarak deney sonunda toronda kopma gözlemlenmiş, toron koptuktan hemen sonra kiriş alt bölgesinde toronla birlikte taşınan tüm gerilmeyi tek başına karşılaması beklenen çekme donatısının da koptuğu görülmüş ve deney sona erdirilmiştir.

Deney kirişlerinin eğilme etkisi altında deformasyon yapabilme kabiliyetlerini gösteren süneklik katsayılarının (Z) hesabında, Zou (2003) tarafından yapılan çalışmadan yararlanılmıştır. İlk çatlak ve nihai durumdaki moment ve deplasman değerleriyle ilişkili olarak verilen süneklik katsayıları Denklem 6.7 yardımıyla belirlenmiştir. Yük-deplasman eğrisinin çatlak başlangıcına kadar olan kısmının eğimi şeklinde ifade edilen “başlangıç rijitliği” (K_i) değerleri ise Denklem 6.8 kullanılarak hesaplanmıştır. Bu değerler, nihai deplasman değerlerinin mesnet açıklığına oranları (δ_u/L) ile birlikte Tablo 6.8’de verilmiştir.

$$Z = \left(\frac{\delta_u}{\delta_{cr}} \right) \left(\frac{M_u}{M_{cr}} \right) \quad (6.7)$$

Burada δ_u elemandaki nihai sehim değerini, δ_{cr} ilk çatlağın görüldüğü sehim değerini, M_u elemanın taşıyabildiği en büyük momenti, M_{cr} ise ilk çatlağın görüldüğü moment değerini ifade etmektedir (Saeed & Rad, 2019).

$$K_i = \left(\frac{P_{cr}}{\delta_{cr}} \right) \quad (6.8)$$

Burada P_{cr} ilk çatlağın görüldüğü yük değerini, δ_{cr} ilk çatlağın görüldüğü sehim değerini göstermektedir.

Tablo 6.8 : Kiriş numunelerinin deformasyon kapasiteleri.

Kiriş Tipi	δ_u / L	Z	K_i
N1-15	1/24	52,58	16,30
N2-30	1/46	23,14	17,96
N3-45	1/33	31,43	17,01
N4-120	1/69	13,67	16,35
N5-120	1/84	13,61	17,84
U1-15	1/49	27,84	22,28
U2-30	1/44	39,24	25,18
U3-45	1/47	33,60	23,22
U4-120	1/53	38,28	30,93
U5-120	1/33	66,70	30,69

Tablo 6.8 incelendiğinde, N serisinde etriye adım aralığının en sık olduğu N1-15 kirişinin mesnet açıklığının 1/24'ü kadar ($L/24$) sehim yaparak en yüksek deplasman kapasitesine sahip olduğu, yalnızca konstrüktif olarak kayma donatısı içeren N5-120 kirişinin ise en düşük deplasman kapasitesine ($L/84$) sahip olduğu görülmektedir. N1-15 serisindeki nihai deplasman ve süneklik değerlerinin, N2-30 serisinde elde edilenden kayda değer şekilde büyük olmasında ise, etriye adım aralığındaki değişime ek olarak, öngerme toronunda görülen sıyrılmanın da etkili rol oynadığı düşünülmektedir. Bununla birlikte, N serisinde etriyeler sünekliği genel olarak artırmış, etriye adım aralığının artması durumunda gevrek kesme kırılması meydana gelmiş ve küçük deplasman değerlerinde göçme gözlemlenmiştir. Bu doğrultuda, N4-120 ve N5-120 tipi kirişlerde gevrek kesme kırılması olduğu deney sırasında gözlemlenmiş olmakla birlikte, süneklik değerlerinde de diğer serilere göre kaydadeğer düşüş olduğu tespit edilmiştir.

Kayma donatıları, N serisi kirişlerin davranışları üzerinde etkili olurken, U serisinde benzer bir etkiye sahip olmamıştır. Bu doğrultuda, kiriş taşıma kapasitelerinde olduğu

gibi nihai deplasman değerlerinde de U serisi için önemli bir etki meydana getirmemiştir. Genel olarak bakıldığında, δ_u / L oranlarının N serisinde 1/84-1/24 aralığında, U serisinde ise 1/53-1/33 aralığında kaldığı görülmüştür. Zou (2003) tarafından yapılan ve CFRP öngermeli kiriş serilerinin incelendiği çalışmada deney serilerinde bu oranın 1/59-1/35 aralığında kaldığı belirtilmiştir. Bu oranlar dikkate alınarak, deplasman seviyelerinin, göçmeden önce kirişlerin fiziksel uyarı vermesi açısından yeterli bulunduğu ifade edilmiştir. δ_u / L oranı, Fam (1995) tarafından yapılan çalışmada farklı türden kırılma şekillerine rağmen 1/52-1/38 aralığında, Xue ve diğ. (2016) tarafından yapılan çalışmada ise 1/70-1/41 aralığında yer almış olup, yazarlar bu değerleri de Zou (2003) ile benzer şekilde değerlendirmiştir. Böylelikle, bu çalışmada üretilen öngermeli kirişlerin de genelinen, göçme anından önce fiziksel uyarı vermesi açısından büyük ölçüde yeterli deplasman seviyelerine sahip olduğunu ifade etmek mümkündür.

Deplasman kapasitelerindeki değişim, “Z” süneklik katsayılarına da yansımış, etriye adım aralıklarının artması ile birlikte N serisinde süneklik kaybının %74'lere varabildiği tespit edilmiştir. N4-120 kirişinde, göçme öncesi nihai durumda N5-120 kirişinden daha büyük deplasman değeri elde edilmesine rağmen, N5-120 kirişinin başlangıç rijitliğinin (K_i) daha yüksek olması nedeniyle iki kiriş tipinin süneklik katsayılarının hemen hemen aynı olduğu gözlemlenmiştir. Bununla birlikte, başlangıç rijitliklerinde ufak farklılıklar görülse de, esasında bu parametrenin etriye adım aralıklarındaki değişimden kayda değer bir şekilde etkilenmediği, daha ziyade beton dayanımının artması ile birlikte artış gösterdiği tespit edilmiştir. Bu doğrultuda, UYPB ile üretilen U serisi deney kirişlerinde, geleneksel betondan üretilen N serisi kirişlerin başlangıç rijitliklerinin neredeyse 2 katına yaklaşılabildiği görülmüştür. En yüksek başlangıç rijitliği değerleri, kesme açıklığı boyunca herhangi bir kayma donatısı içermeyen U4-120 ve U5-120 kirişlerinde elde edilmiştir. Başka bir deyişle, kayma donatısı içeren U serisi deney kirişleri, içermeyenlere göre aynı yük altında bir miktar daha fazla deplasman yaparak yük almaya başlamışlardır. Bu bulgu, Qi ve diğ. (2016) tarafından yapılan çalışma tarafından da doğrulanmıştır. Ayrıca, etriyelerin varlığının lif yönlenmesini ve dağılımını olumsuz etkileyebildiği de bilinmektedir (Baby ve diğ., 2014; Yang ve diğ., 2011; Yoo & Yoon, 2015). Bu durumun da U4-120 ve U5-120 kirişlerinin deneysel performansı üzerinde etkiye sahip olduğu düşünülmektedir. Buna paralel olarak en

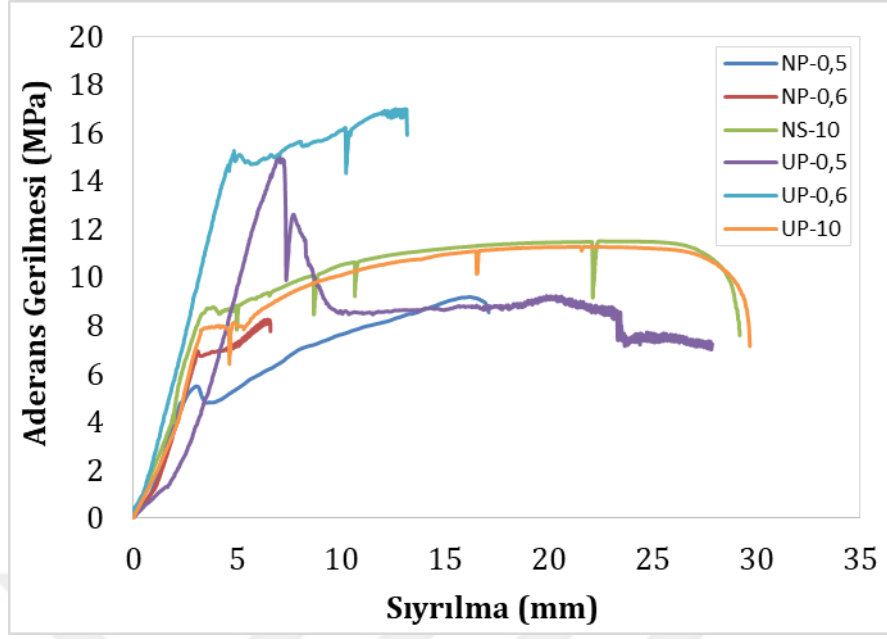
yüksek süneklik katsayısı da, göçmenin ilk etapta açılan kesme çatlağından değil de, daha sonrasında açılan eğilme çatlağından meydana gelmesi nedeniyle göçme anında büyük deplasman değerleri kaydedilen ve en yüksek taşıma kapasitesine sahip olan U5-120 kirişinde elde edilmiştir. UYPB karışımındaki çelik liflerin kesme kapasitesine verdiği katkı, özellikle bu deney kirişinde dikkat çekici nitelikte olmuştur. Gözle görülür şekilde açılan kesme çatlağının, kesme açıklığı boyunca herhangi bir kayma donatısı içermemesine rağmen U5-120 deney kirişinde çelik lifler tarafından köprülenmesinin oldukça önemli olarak ifade edilmesi mümkündür. Bu durum, kapasiteye ulaşılmadan eğilme çatlağının açılmasına ve kesme yerine eğilmede kapasiteye ulaşılmasına sebep olmuş ve böylelikle kirişe ilave süneklik kazandırmıştır.

6.3. Aderans Deneyleri

Kiriş deneyleri sırasında N serisinde meydana gelen aderans kayıpları ve buna bağlı olarak özellikle öngerme toronunda görülen sıyrılmanın daha kapsamlı bir şekilde araştırılması için hem geleneksel beton hem de UYPB kullanılarak hazırlanan numuneler üzerinde çekip-çıkarma (pull-out) deneyleri yapılmıştır. Deneyler sırasında, maksimum sıyrılma yüküne ek olarak, serbest uç olarak isimlendirilen, yükleme yapılmayan uçta toronun ilk sıyrıldığı ana karşılık gelen yük değeri de gözlemlenerek kaydedilmiştir. Buna bağlı olarak hesaplanan ortalama ilk sıyrılma gerilmeleri (τ_i) ve ortalama nihai aderans gerilmeleri (aderans dayanımları) (τ_{max}) Tablo 6.9'da, aderans gerilmesi-sıyrılma miktarı grafikleri ise Şekil 6.28'de verilmiştir.

Tablo 6.9 : Çekip-çıkarma deney sonuçları.

Beton Malzemesi	Çelik Malzemesi	Numune Kodu	τ_i (MPa)	τ_{max} (MPa)	τ_i / τ_{max}	Hasar Tipi
Geleneksel	0,5" Toron	NP-0,5	4,68	8,86	0,53	Yarılma
Geleneksel	0,6" Toron	NP-0,6	5,87	8,31	0,71	Yarılma
Geleneksel	$\phi 10$ Donatı	NS-10	-	11,90	-	Kopma
UYPB	0,5" Toron	UP-0,5	7,43	15,87	0,47	Sıyrılma
UYPB	0,6" Toron	UP-0,6	8,06	16,50	0,49	Sıyrılma
UYPB	$\phi 10$ Donatı	US-10	-	11,78	-	Kopma



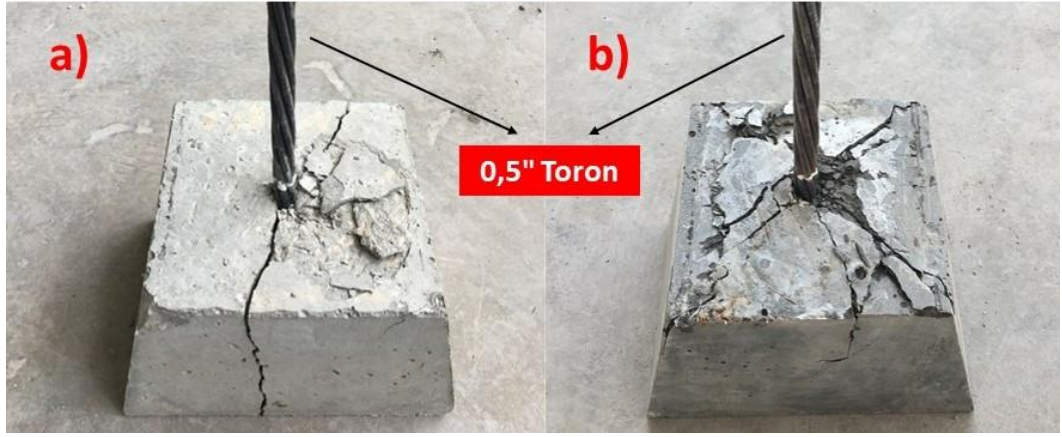
Şekil 6.28 : Çekip-çıkarma deney grafikleri.

Deney sonucunda beton tipi fark etmeksizin nervürlü donatıların koptuğu, toronların ise aderans dayanımlarına ulaşıldığında sıyrıldığı gözlemlenmiştir. Şekil 6.28’de verilen grafikler de bu durumu doğrulamış, nervürlü donatıların çekip-çıkarma deneylerinden elde edilen eğrileri, çeliğin standart çekme deneyinden elde edilen σ - ϵ grafiğini anımsatmıştır. Bu durum, nervürlerin aderansa ciddi miktarda katkı yaptığını, pürüzsüz yüzeye sahip toronların ise sıyrılmaya meyilli olduğunu, başka bir deyişle aderans özelliklerinin halen iyileştirilmeye açık olduğunu göstermiştir. Böylelikle, genel olarak nervürlü donatıların aderans dayanımlarının toronlardan daha yüksek olduğunu ifade etmek mümkündür. Bu sonuç Shin ve diğ. (2018) tarafından yapılan çalışmaya da uyumluluk göstermektedir. Buna ek olarak, sıyırılma olmaksızın, aderans dayanımına ulaşmadan kopma görülmesi sebebiyle, gerek geleneksel beton gerekse UYPB’den üretilen numunelerde nervürlü çelik donatılar için Tablo 6.9’da verilen τ_{max} değerlerinin esasında daha büyük olduğunu da söylemek mümkündür.

Öngerme toronlarında çelik ile kendilerini çevreleyen beton arasındaki aderans “yapışma”, “mekanik kenetlenme” ve “sürtünme” etkileri tarafından sağlanmaktadır (Brearley & Johnston, 1990; Lee ve diğ., 2017; Ma ve diğ., 2017; Wang ve diğ., 2017). Bu etkenlerden “yapışma”, aderansa çok küçük katkı sağlamakla birlikte, küçük bir sıyırılmadan sonra ortadan kaybolmaktadır (Xu, 1990). Sonrasında sürtünme ve mekanik kenetlenme etkileri aderans üzerinde belirleyici olmaktadır. Torona öngerme

uygulanması durumunda meydana gelen Hoyer (kama) Etkisi “sürtünme”ye, 7-telli toronların helis şekli ise mekanik kenetlenmeye katkı sağlamaktadır. Nervürlü donatılarda sıyrılmaya karşı dirence birinci derecede katkı yapan etken mekanik kenetlenme iken, öngermeli elemanlarda ise genel olarak aderansa en büyük katkıyı sağlayan etkenin Hoyer Etkisi ve dolayısıyla sürtünme etkisi olduğunu söylemek mümkündür (Chao ve diğ., 2006; Wang ve diğ., 2019). Bu tür öngermeli elemanlarda öngerme yükünün serbest bırakılması sırasında ufak bir kayıp olsa da, hemen sonrasında meydana gelen Hoyer Etkisi ile büyük bir aderans geri kazanılmaktadır (Brearley & Johnston, 1990; Stark ve diğ., 2019). Bu bağlamda, UYPB’den üretilmiş deney numunelerinde kopma yerine sıyrılma görülmesinde, kırış numunelerinden farklı olarak çekip-çıkarma deney numunelerindeki toronların üzerinde öngerme kaynaklı herhangi bir gerilme bulunmamasının ve de buna bağlı olarak Hoyer Etkisi’nin de mevcut olmamasının etkili olduğu düşünülmektedir.

Tablo 6.9 incelendiğinde, toron çapının aderans dayanımı üzerinde kayda değer bir etkisinin olmadığı, ancak beton türündeki değişimle birlikte aderans dayanımının yaklaşık 2 katına çıktığı tespit edilmiştir. Başka bir deyişle, UYPB kullanılması sayesinde aderans dayanımında kayda değer bir artış görülmüş olmakla birlikte, bu artış miktarı basınç dayanımındaki artışa göre küçük kalmıştır. Dolayısıyla, aderans dayanımı ve basınç dayanımı arasında lineer bir ilişkinin varlığından bahsetmek mümkün değildir. Beton dayanımının aderans dayanımına etkisi üzerine elde edilen bu sonuçlar, literatürde mevcut bazı çalışmalarda (Chao ve diğ., 2006; Hegger & Bertram, 2008b; Yoo ve diğ., 2014) elde edilenler ile de uyumluluk göstermektedir. Bununla birlikte, geleneksel betonda hasar “yarılma” (splitting failure) şeklinde oluşmuş ve toronun gömülü olduğu beton blok bütünlüğünü koruyamayarak iki ayrı parçaya ayrılmıştır (Şekil 6.29.a). UYPB’den üretilen betonlarda ise çelik liflerin katkısıyla böyle bir durum oluşmamış, tepe yüküne ulaşılan kadar numune yan yüzeylerinde küçük çatlaklar gözlemlenmesine rağmen oluşan bu çatlaklar ilerleyememiş ve deneyin sürdürülmesi ile birlikte numune üst yüzeyinde “sıyrılma” hasarı (pull-out failure) meydana gelerek deney sonuna ulaşılmıştır (Şekil 6.29.b). Yarılma hasarı, toron-matris arayüzündeki çevresel gerilmenin çekme mukavemetini aşması durumunda oluşmaktadır (Shin ve diğ., 2018). Böylelikle, çekme dayanımı UYPB’ye göre oldukça düşük olan geleneksel betonda bu tür bir hasarın oluşması beklendiği gibi olmuştur.



Şekil 6.29 : Çekip-çıkarma deneyi hasar türleri a) Geleneksel beton b) UYPB.

UYPB'nin paketlenme yoğunluğu yüksek sağlam matris yapısı ve bu matris içerisinde rastgele dağılmış durumdaki yüksek mukavemetli çelik lifler, beton çekme dayanımını olumlu etkilediğinden deney sonu hasar tipleri üzerinde önemli etkiye sahip olmuştur. Bununla birlikte UYPB kullanımı, sahip olduğu bu avantajlar nedeniyle, yalnızca nihai aderans gerilmesinin (τ_{max}) değil, ilk sıyrılmanın meydana geldiği aderans gerilmesi (τ_i) değerinin de artmasına neden olmuştur. UYPB kullanımı sayesinde ilk sıyrılma gerilmesi, 0,5" toron için %59 oranında, 0,6" toron için ise %37 oranında artış göstermiştir. Bunun yanı sıra oransal olarak bakıldığında (τ_i/τ_{max}), ilk sıyrılma meydana geldikten sonra da UYPB'nin aderansın kolayca kaybedilmesine imkan vermediği, UYPB'de tespit edilen rezerv kapasitenin geleneksel betona göre daha büyük olduğu görülmüştür. Betonun çatlamasından sonra lifler tarafından sağlanan sargılama etkisi, toron-beton matrisi arasındaki sürtünme ve mekanik kenetlenmeyi artırmaktadır (Chao ve diğ., 2006). Böylelikle, geleneksel betona göre aderansın tamamen aşılması için UYPB'lerde oransal olarak da daha yüksek gerilmelere ihtiyaç duyulduğunu söylemek mümkündür.

Deneysel sonuçlara göre, aderans dayanımı (τ_{max}) üzerinde toron çapının kayda değer bir etkisi görülmemiş olmakla birlikte, ilk sıyrılmanın görüldüğü aderans gerilmesi üzerinde toron çapının da bir miktar etkili olabildiğini söylemek mümkündür. Bu durum üzerinde poisson etkisinin etkili olduğu düşünülmektedir. Büyük yükler uygulandığında poisson etkisi sebebiyle toron kesiti küçük yük değerlerine göre daha çok incelmekte, incelen kesitte de çevresel basınç azalmakta ve sıyrılma kolaylaşmaktadır (Shin ve diğ., 2018) İlk sıyrılmanın gerçekleşmesi için uygulanması gereken yükleme miktarı daha

büyük çaplı toronda daha büyük olduğundan, poisson etkisine bağlı olarak kesitte incelme daha fazla olmakta ve kesitin incelmesiyle birlikte aderans da olumsuz etkilenecek nihai aderans dayanımı bir miktar düşmektedir.

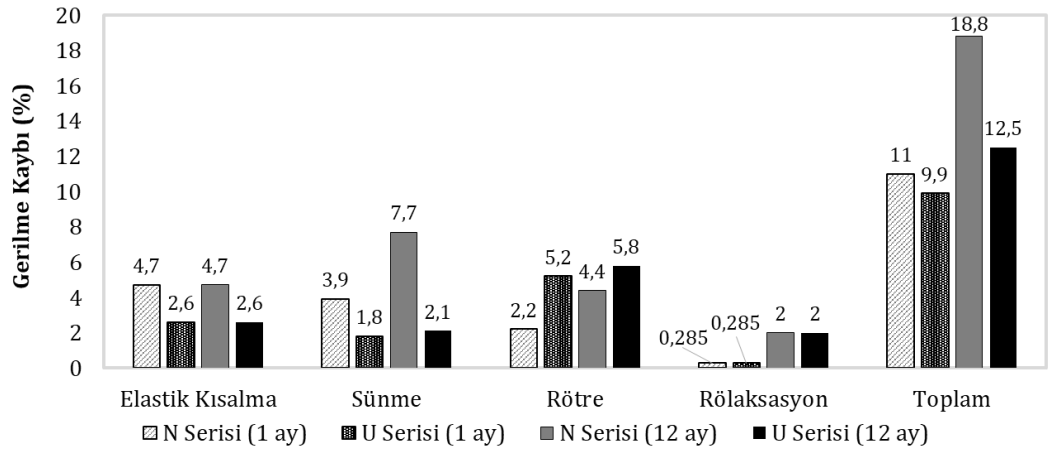


BÖLÜM 7. ANALİTİK ÇALIŞMA SONUÇLARI

Geleneksel beton ve ultra yüksek performanslı betondan (reaktif pudra betonu) üretilen öngermeli kiriş serilerinin taşıma kapasiteleri teorik olarak hesaplanmış, mevcut ulusal/uluslararası yönetmeliklerden elde edilen teorik taşıma kapasiteleri, deneysel olarak elde edilenler ile kıyaslanmıştır. Bu doğrultuda, geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişler için TS 3233 (1979) ve ACI 318-19 (2019) yönetmeliklerinden; ultra yüksek performanslı betondan üretilenler için ise Gowripalan & Gilbert (2000) ve AFGC (2013)'ten yararlanılmış, bu tasarım kılavuzları/yönetmelikler gerektiğinde revize edilerek deney sonuçlarının mümkün olan en büyük yakınlıkla doğrulanması amaçlanmıştır. Deney sonuçlarının doğrulanmasından sonraki aşamada, deneysel çalışmada yer almayan yeni kiriş serilerinin taşıma gücü özellikleri de benzer yaklaşımlar yardımıyla analitik olarak incelenmiştir. Bunların yanı sıra, teorik taşıma kapasitesi hesaplamalarında kullanılmak üzere, ilk olarak öngerme toronlarında oluşan gerilme kayıpları hesaplanmış ve elde edilen sonuçlar da bu bölümde sunulmuştur.

7.1. Gerilme Kayıpları

3. Bölümde detaylıca bahsedildiği üzere, öngerme toronlarında yükün aktarılmasından sonra ani ve zamana bağlı gerilme kayıpları meydana gelmektedir. Bu kayıpların hesaplanmasında, 3. Bölümde verilen eşitlikler ve yaklaşımlar kullanılmıştır. Uzun vadede (~1 yılda) meydana gelecek kayıpların yanı sıra, deney günü deney kirişlerindeki mevcut kayıplar hakkında fikir vermesi açısından 1 aylık kayıplar da ayrıca belirlenmiştir. Geleneksel betondan ve UYPB'den üretilen N ve U serisi öngermeli deney kirişlerindeki gerilme kayıpları Şekil 7.1'de verilmiştir.



Şekil 7.1 : Gerilme kayıpları.

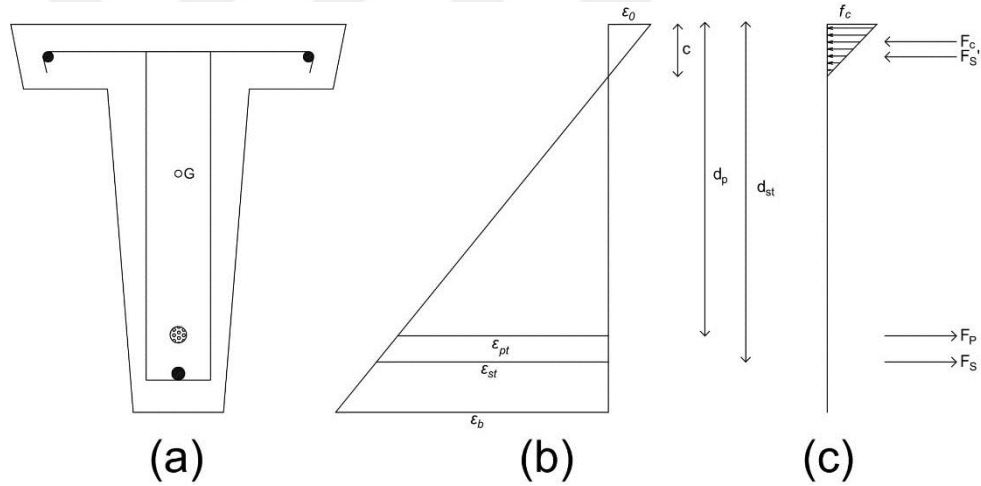
Şekil 7.1 incelendiğinde, ilk 1 ayda meydana gelen toplam kayıplar açısından geleneksel beton ve UYPB’de kayda değer bir fark olmadığı, her iki tip betondan üretilen öngermeli kirişte de 1. ayın sonunda verilen ilk öngerilmenin yaklaşık %10-11’inin kaybedildiği görülmektedir. Sonrasında ise UYPB’de oluşan kayıplar yavaşlamakta ve toplam kayıp %12,5’te kalmaktadır. 1 yılın sonunda geleneksel betondan üretilen kirişlerdeki toronların öngerilme kaybı ise %18,8’e ulaşmaktadır. Hesaplanan bu değer, %70 öngerilme verilen toronlar için EN 13369 (2010)’da verilen ortalama kayıp değeri (%19) ile de uyumluluk göstermektedir.

Elastik kısalmadan kaynaklı kayıp, zamana bağlı kayıplardan biri olmayan, başka bir deyişle yalnızca öngerme yükünün aktarılması esnasında oluşan ani bir kayıp olduğundan, gerek geleneksel beton gerekse UYPB’den üretilmiş öngermeli kirişler için 1 yıllık süre sonunda 1 ayda ulaştığı değere göre herhangi bir değişime uğramamıştır. Bunun dışındaki kayıplar zaman içerisinde artış göstermektedir. İlk 1 ayda toplamda birbirine oldukça yakın miktarda gerilme kaybı görülmüş olmasına rağmen, sonrasında UYPB’deki kaybın geleneksel betondan daha düşük kalması ise düşük s/ç oranına sahip UYPB malzemesinde meydana gelen rötrenin büyük kısmının ilk günlerde görülmesi ile açıklanabilmektedir. Buhar kürü uygulanmamış bir UYPB’de 400.10^{-6} rötire birim şekildeğiştirmesi ilk 24 saatte görülebilmektedir (Russell & Graybeal, 2013). Geleneksel betonda ise 300.10^{-6} rötire birim şekildeğiştirmesinin 1 yıllık süreçte meydana gelmesi öngörülmektedir (TS 3233, 1978). Sünmede de benzer bir durum söz konusu olmakla birlikte, geleneksel beton, 1 aylık süreç sonunda 1 yılda oluşması muhtemel toplam sünmenin %50’sine ancak ulaşabilirken, 1 yılda görülen sünme

miktarının yaklaşık %85'inin UYPB'de ilk 1 ayda tamamlandığını ifade etmek mümkündür (AFGC, 2013; TS 3233, 1978).

7.2. Moment Taşıma Kapasitesi (N Serisi)

Geleneksel betondan elde edilen öngermeli kiriş serisinin (N serisi) moment taşıma kapasitesinin (M_u) hesaplanmasında TS 3233 (1979)'ten yararlanılmıştır. Deneysel çalışmadan elde edilen sonuçların en büyük yakınlıkla doğrulanmasına imkan verecek şekilde yönetmelikte yapılan bazı kabuller gözden geçirilmiş, tasarım değerleri yerine gerçek değerler kullanılmış, böylelikle deneysel ve teorik sonuçlar arasında büyük ölçüde tutarlılık sağlanabilmiştir. Taşıma kapasitesi hesaplarının temelini oluşturan, kiriş kesitindeki birim şekildeğiştirme dağılımı, gerilme dağılımı ve iç kuvvetler ise Şekil 7.2'de gösterilmiştir.



Şekil 7.2 : (a) Kiriş kesiti (b) Birim şekildeğiştirme dağılımı (c) Gerilme dağılımı ve iç kuvvetler.

Taşıma kapasitesinin hesaplanmasından önce, göçme öncesi donatı ve toronun aldığı en büyük gerilme değerleri (σ_s ve σ_p), kirişlerin üretimi sırasında donatıların üzerine yapıştırılan gerinim pullarından okunmuştur. Böylelikle taşıma kapasitesi hesabında, yönetmeliklerde verilen tasarım değerleri yerine, toron ve donatıların kiriş göçme durumunda taşıdığı gerçek gerilme değerleri kullanılmıştır. Deney sırasında toronda sıyrılma gözlemlenmiş, dolayısıyla basınç bölgesindeki betonun birim şekildeğiştirme kapasitesine (ϵ_{cu}) ulaşamadığı görülmüştür. Betonda meydana gelen kısalma (ϵ_0) ve buna bağlı olarak göçme anından önce betonun aldığı maksimum gerilme değeri (σ_c),

Şekil 7.2.b’de verilen birim şekildeğiştirme dağılımı üzerinde yapılan geometrik benzerlik ve sonrasında elde edilen tarafsız eksenini de sağlayacak şekilde yapılan iteratif çözümlerle yardımcıyla belirlenmiştir. Sonraki aşamada, Şekil 7.2.c’de gösterilen iç kuvvetler dikkate alınarak kuvvet denge denklemi (Denklem 7.1) oluşturulmuş, tarafsız eksen (c) belirlenmiş ve Denklem 7.2 yardımcıyla moment taşıma kapasitesi hesaplanmıştır.

$$F_c + F_s' = F_p + F_s \quad (7.1)$$

Burada F_c beton basınç bloğunu, F_s' basınç donatısını, F_p öngerme toronunu, F_s çelik donatıyı göstermektedir.

$$M_u = A_{ps} \cdot \sigma_p \left(d_p - \frac{c}{3} \right) + A_s \cdot \sigma_s \left(d_{st} - \frac{c}{3} \right) + A_s' \cdot \sigma_s \left(\frac{c}{3} - d_{st'} \right) \quad (7.2)$$

Burada A_{ps} toron kesit alanını, σ_p toronun göçme öncesinde aldığı maksimum gerilme değerini, d_p toron faydalı yüksekliğini, c tarafsız eksen mesafesini, A_s donatı kesit alanını, σ_s donatının göçme öncesinde aldığı maksimum gerilme değerini, d_{st} donatının faydalı yüksekliğini, A_s' basınç donatısı kesit alanını, $d_{st'}$ basınç donatısının faydalı yüksekliğini göstermektedir.

7.3. Kesme Taşıma Kapasitesi (N Serisi)

Geleneksel betondan elde edilen öngermeli kiriş serisinin (N serisi) kesme kapasitesinin (V_u) hesaplanmasında TS 3233 (1979) ve ACI 318-19’den yararlanılmıştır. “Basitleştirilmiş” ve “Detaylı” olmak üzere iki adet hesap yöntemi bulunan ACI 318-19 yönetmeliğine göre yapılan hesaplamalar, hem kendi aralarında, hem yerli yönetmelikle (TS 3233), hem de deneysel çalışmadan elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Buna göre, ACI 318-19 Basitleştirilmiş Yöntem’in, kullanılan toron çapını ihmal ettiği, başka bir deyişle taşıma kapasitesinin bundan etkilenmediği görüldüğünden, hızlı çözümleme gerektiren bazı durumlarda yalnızca yaklaşık hesapların yapılması adına kullanılabileceğini ifade etmek mümkündür. Bunlara ek olarak, ACI 318-19 (2019) Detaylı Hesap Yöntemi ile TS 3233 (1979)’ten elde edilen kesme kapasitesi çözümlerlerinin birbirine yakın sonuçlar verdiği görülmüştür.

7.3.1. TS 3233

TS 3233 (1979)'e göre, Denklem 7.3, Denklem 7.4, Denklem 7.5, Denklem 7.6, Denklem 7.7, Denklem 7.8, ve Denklem 7.9 kullanılarak deney kirişlerinin kesme taşıma kapasitesi (V_u) hesaplanmıştır. TS 3233 (1979)'a ve dahi IS 1343 (2012)'ye göre öngermeli betonlarda betonun kesme taşıma kapasitesi (V_c), maksimum asal çekme gerilmesinin kiriş gövdesinde veya kesitin çekme bölgesi uç lifinde oluşmasına bağlıdır. Buna göre, ilk kesme çatlağı asal çekme gerilmesinin maksimum olduğu yerde oluşacaktır. Kesme çatlağının ilk oluşma yeri; öngerilme miktarı, kesit şekli, gövde kalınlığı, öngerme donatısının düz veya eğik şekilde uygulanması gibi etkenlere bağlı olarak değişmektedir. öngermeli betonun kesme kapasitesi (V_c), ilk kesme çatlağının yerine göre V_{cw} veya V_{cr} denklemlerinden (Denklem 7.4 ve Denklem 7.7) hesaplanmakta olup, bu değerlerden küçük olanı V_c olarak kabul edilmektedir.

$$V_u = V_c + V_w \quad (7.3)$$

Burada V_c betonun katkısını, V_w etriyenin katkısını göstermektedir.

$$V_{cw} = 0,67 \cdot b_w \cdot h \cdot \sqrt{\sigma_{ct}^2 + 0,8 \cdot \sigma_{cp} \cdot \sigma_{ct}} \quad (7.4)$$

Burada b_w gövde kalınlığını, h kesit toplam derinliğini, σ_{ct} asal çekme gerilmesi sınır değerini, σ_{cp} kesit ağırlık merkezinde öngerilmeden oluşan basınç gerilmesini göstermektedir. Deney kirişlerinin kesit şekli incelendiğinde (Şekil 7.2.a) gövde kalınlığının, en dış çekme lifinden üst taraftaki basınç bölgesine doğru giderek kalınlaşmak suretiyle değişkenlik gösterdiği görülebilecektir. Bu yüzden, kesme çatlağının gövdede oluşması durumunun (V_{cw}) hesaplanmasında gövde kalınlığı (b_w) değeri, ortalama gövde kalınlığı alınarak hesaba katılmıştır.

$$\sigma_{ct} = 0,25 \cdot \sqrt{f_{ck}} \quad (7.5)$$

Burada f_{ck} karakteristik beton dayanımını göstermektedir.

$$\sigma_{cp} = \frac{A_{ps} \cdot \sigma_{pef}}{A_c} \quad (7.6)$$

Burada A_{ps} toron kesit alanını, σ_{pef} toron üzerinde kayıplardan sonraki çekme gerilmesini, A_c kiriş kesit alanını göstermektedir.

$$V_{cr} = \left(1 - 0,55 \cdot \frac{\sigma_{pef}}{f_{pk}}\right) \cdot \tau_c \cdot b_w \cdot d + M_0 \cdot \left(\frac{V_d}{M_d}\right) \quad (7.7)$$

Burada σ_{pef} kayıplardan sonra torondaki çekme gerilmesini, f_{pk} toronun karakteristik kopma dayanımını, τ_c betonun taşıma gücü kayma gerilmesini, b_w gövde kalınlığını, d faydalı yüksekliği, M_0 kesit faydalı yüksekliği “d”de “0” gerilme oluşturacak momenti, V_d ve M_d ifadeleri ise sırasıyla hesap kesme kuvveti ve momentini göstermektedir. Bu denklemde “d” faydalı yükseklik değeri, öngerme donatısının merkezinin en dış basınç lifine mesafesi olarak kabul edilmiştir. Kesme çatlağının kesitin çekme bölgesi ucunda oluşması durumunun (V_{cr}) hesabında gövde kalınlığı (b_w), en dış çekme bölgesinin, yani gövdenin en dar kısmının kalınlığı olarak hesaba katılmıştır (Elliott, 2017). Betonun taşıma gücü kayma gerilmesinin (τ_c) belirlenmesinde TS 3233 Çizelge 13’ten yararlanılmıştır. V_d/M_d ifadesi ise, deneysel çalışmada kritik kesitin mesnet bölgesinden neredeyse kesme açıklığı (a) kadar mesafede olduğu kabulü yapılarak “1/a” olarak hesaplamalara dahil edilmiş, yani böylece çözüm, hem kesme hem de moment etkilerinin maksimum olduğu kesit için yapılmıştır.

$$M_0 = 0,8 \cdot \sigma_{cpd} \cdot \frac{I}{y} \quad (7.8)$$

Burada σ_{cpd} öngerilmeli elemanın d derinliğinde yalnız öngerilmeden oluşan beton gerilmesini, I atalet momentini, y kesit ağırlık merkezinden “d” derinliğine olan uzaklığı göstermektedir.

$$V_w = A_{sw} \cdot f_{ywd} \cdot \frac{d}{s} \quad (7.9)$$

Burada A_{sw} kayma donatısı olarak kullanılan etriye kollarının toplam alanını, f_{ywd} kayma donatısı akma dayanımını, d faydalı yüksekliği, s etriye aralıklarını göstermektedir.

Denklem 7.4 ve Denklem 7.7 yardımıyla elde edilen sonuçlara göre kesme çatlağının ilk olarak kiriş gövde bölgesinden değil de kesitin çekme bölgesi uç lifinden başlaması beklenmektedir ($V_{cr} < V_{cw}$). Bu durum, deneysel çalışma ile de tutarlılık göstermektedir.

Böylelikle, bu çalışmadaki deney kirişleri için betonun kesme kapasitesinin (V_c), V_{cr} 'ye eşit olduğunu söylemek mümkündür.

7.3.2. ACI 318-19

ACI 318-19 yönetmeliğinde, öngermeli beton kesme taşıma kapasiteleri ile ilgili daha önce de bahsedildiği gibi “basitleştirilmiş” ve “detaylı” olmak üzere iki adet çözüm yaklaşımı bulunmaktadır. Bu çalışmadaki deney kirişlerinin kesme kapasiteleri bu iki yöntemle de ayrı ayrı belirlenmiştir. Basitleştirilmiş yöntemin uygulanabilirliğinin sınanması için Denklem 7.10 kullanılmış ve çalışma kapsamındaki kiriş elemanlarının bu çözüm yöntemine uygunluğu tespit edildikten sonra Denklem 7.11, Denklem 7.12 ve Denklem 7.13 kullanılarak bu yöntemle toplam kesme kapasiteleri (V_n) belirlenmiştir.

$$A_{ps} \cdot f_{se} \geq A_{ps} \cdot f_{pu} + A_s \cdot f_y \quad (7.10)$$

Burada A_{ps} toron kesit alanını, f_{se} tüm kayıplardan sonra toronda kalan efektif gerilmeyi, f_{pu} toron çekme dayanımını, A_s donatı kesit alanını, f_y donatı akma dayanımını göstermektedir.

$$V_n = V_c + V_s \quad (7.11)$$

Burada V_c betonun katkısını, V_s etriyenin katkısını göstermektedir.

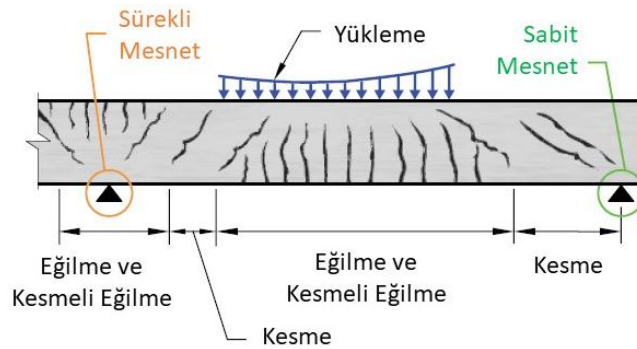
$$V_c = \left(0,6 \cdot \lambda \cdot \sqrt{f'_c} + 700 \cdot \frac{V_u \cdot d_p}{M_u} \right) \cdot b_w \cdot d_p \quad (7.12)$$

Burada f'_c beton dayanımını, d_p öngörme donatısının en dış basınç lifine mesafesini, b_w kesit gövde genişliğini, λ beton tipi ile ilişkili katsayıyı, V_u ve M_u ise dikkate alınan kesitte aynı anda oluşan kesme kuvveti ve moment değerlerini göstermektedir. Hafif betonların azaltılmış mekanik özelliklerini temsil etmesi için kullanılan λ katsayısı, normal betonlar için yönetmelikte de önerildiği üzere 1 alınarak hesaba katılmıştır. V_u/M_u ifadesi ise, diğer yönetmeliğe göre (TS3233) yapılan çözümlemede olduğu gibi yine $1/a$ olarak kabul edilmiştir.

$$V_s = A_v \cdot f_{yt} \cdot \frac{d}{s} \quad (7.13)$$

Burada A_v kayma donatısı olarak kullanılan etriye kollarının toplam alanını, f_{yt} kayma donatısı akma dayanımını, d boy donatısının en dış basınç lifine mesafesini (faydalı yüksekliği), s etriye aralıklarını göstermektedir.

Kesme kapasitesi hesabı için verilen detaylı yöntem, Denklem 7.12’de verilen betonun kesme kapasitesine katkısının detaylı olarak hesaplanması suretiyle basitleştirilmiş yöntemden farklılık göstermektedir. Bilindiği üzere betonarme kirişlerde eğik çatlaklar, kiriş gövdesinde meydana gelen kesme çatlağı ve kesmeli eğilme çatlağı olmak üzere iki şekilde oluşmaktadır (Şekil 7.3). Bu yöntemde, çatlağın oluşma şekli dikkate alınmaktadır. Denklem 7.14’te verilen V_{ci} kesmeli eğilme dayanımını; Denklem 7.15’te verilen V_{cw} ise doğrudan kiriş gövdesinde oluşan çatlağın neden olduğu gövde-kesme dayanımını ifade etmektedir. Gövdedeki kesme çatlağı, asal çekme gerilmelerinin beton çekme dayanımını geçmesi ile birlikte elemanın içinde bir noktadan başlamaktadır. Kesmeli eğilme çatlağı ise eğilme çatlağı olarak başlamakta, sonrasında çatlağın yukarısında betonda artan kesme gerilmeleri sebebiyle kesme çatlağına dönüşerek diyagonal olarak ilerlemektedir. Bu bilgiler ışığında, betonun kesme dayanımına çatlağın oluşumu dikkate alınarak karar verilmekte, hesap sonucunda V_{ci} ve V_{cw} ’den küçük olanı, beton tarafından sağlanan kesme dayanımı (V_c) olarak kabul edilmektedir. Kayma donatıları tarafından sağlanan kesme dayanımı (V_s) ise, basitleştirilmiş yöntemde (Denklem 7.13) belirtildiği şekliyle hesaplanmaktadır.



Şekil 7.3 : Betonarme kirişte çatlak türleri (ACI 318-19, 2019).

$$V_{ci} = 0,6 \cdot \lambda \cdot \sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d_p + V_d + \frac{V_i \cdot M_{cre}}{M_{max}} \quad (7.14)$$

Burada f'_c beton dayanımını, d_p öngerme donatısının en dış basınç lifine mesafesini, b_w kesit gövde genişliğini, λ beton tipi ile ilişkili katsayıyı, V_d kesitte ölü yük nedeniyle

oluşan kesme kuvvetini, M_{cre} dış yükler sebebiyle kesitte eğilme çatlağına neden olan moment değerini göstermektedir. Buna ek olarak, denklemde yer alan M_{max} dış yükler nedeniyle kesitte oluşan maksimum momenti, V_i ise M_{max} ile aynı anda oluşan kesme kuvvetini ifade etmektedir.

Detaylı yöntemle göre yapılan kesme kapasitesi hesaplarında hesap kolaylığı açısından kirişlerin kendi ağırlıkları ihmal edilmiş, bu yüzden $V_d=0$ alınmıştır. Böylece, $V_i+V_d=V_u$ ve $M_{max}+M_d=M_u$ olduğu bilindiğinden, $V_i=V_u$ ve $M_{max}=M_u$ olarak kabul edilmiştir. V_i/M_{max} terimi de daha önce olduğu gibi $1/a$ kabul edilerek hesaplamalar yapılmıştır. Hafif betonların azaltılmış mekanik özelliklerini temsil etmesi için kullanılan λ katsayısı, normal betonlar için yönetmelikte de önerildiği üzere 1 alınarak hesaba katılmıştır. M_{cre} ise Denklem 7.16'ya göre belirlenmektedir.

$$V_{cw} = (3,5 \cdot \lambda \cdot \sqrt{f'_c} + 0,3 \cdot f_{pc}) \cdot b_w \cdot d_p + V_p \quad (7.15)$$

Burada f'_c beton dayanımını, d_p öngerme donatısının en dış basınç lifine mesafesini, b_w kesit gövde genişliğini, λ beton tipi ile ilişkili katsayıyı, f_{pc} kayıplardan sonra toronda kalan öngerilme kuvvetinin betona uyguladığı basınç gerilmesini, V_p efektif öngerilme kuvvetinin düşey bileşenini göstermektedir. Bu çalışmada, öngerilme donatısı her kesitte kiriş düzlemine paralel uygulandığından öngerilme kuvvetinin düşey bileşeni bulunmamaktadır ($V_p=0$).

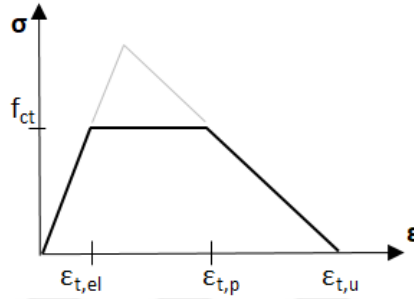
$$M_{cre} = \left(\frac{I}{y_t} \right) (6\lambda \cdot \sqrt{f'_c} + f_{pe} - f_d) \quad (7.16)$$

Burada y_t ağırlık merkezinin kiriş en dış çekme lifine mesafesini, λ beton tipi ile ilişkili katsayıyı, f'_c beton dayanımını, f_{pe} kesitin en dış çekme lifinde yalnızca efektif öngerilme kuvveti nedeniyle oluşan gerilmeyi, f_d kesitin en dış çekme lifinde ölü yük nedeniyle oluşan gerilmeyi göstermektedir. Daha önce de belirtildiği gibi, hesap kolaylığı açısından kiriş kendi ağırlığı ihmal edildiğinden $f_d=0$ alınmıştır.

7.4. Moment Taşıma Kapasitesi (U Serisi)

Moment taşıma kapasitesinin belirlenmesinde Gowripalan & Gilbert (2000) tarafından yayımlanan tasarım kılavuzundan yararlanılmıştır. Geleneksel betonarme hesaplarından

farklı olarak, betonun içerdği çelik liflerden kaynaklanan çekme dayanımı da ihmal edilmemiş, Gowripalan & Gilbert (2000)'in önerdiği malzeme modeli revize edilerek moment taşıma kapasitesi hesabında kullanılmıştır (Şekil 7.4) ($\epsilon_{t,p}=0,004$ ve $\epsilon_{t,u}=0,01$). Modelde bulunan $\epsilon_{t,el}$, beton çekme dayanımı ve elastisite modülüne bağlı olarak belirlenmiş ve yerine konulmuştur (Hooke Kanunu).



Şekil 7.4 : UYPB'nin idealize edilmiş çekme davranışı.

UYPB'de lifler tarafından sağlanan çekme dayanımının (f_{ct}) belirlenmesinde, bu çalışmadaki betonun özelliklerini doğru şekilde yansıtmayı öngörülen, Oh, B. H. (1992) tarafından önerilen ve literatürde de yaygın şekilde kullanılan (Beshara ve diğ., 2012; Hasgül ve diğ., 2018; Khalil & Tayfur, 2013) Denklem 7.17 kullanılmıştır. Literatürdeki bu çalışmalardan farklı olarak, Denklem 7.17'de yer alan lif aderans dayanımının (τ_b) hesabında, lifin karakteristik özelliklerinden bağımsız şekilde ve sadece beton dayanımına bağlı olarak yapılan hesap yaklaşımı (Denklem 7.18) yerine, lif-matris arası aderans dayanımını daha iyi temsil edeceği düşünülen ve Voo & Foster (2003) tarafından önerilen Denklem 7.19'dan yararlanılmıştır.

$$f_{ct} = 2 \cdot \eta_o \cdot \eta_b \cdot \eta_l \cdot \rho_f \cdot \tau_b \cdot (l_f / d_f) \quad (7.17)$$

Burada η_o lifin yönlenmesi ile ilişkili etkinlik katsayısını, η_b lifin aderansı ile ilişkili etkinlik katsayısını, η_l lifin uzunluğu ile ilişkili etkinlik katsayısını, ρ_f hacimce lif oranını, τ_b aderans dayanımını, l_f lif uzunluğunu, d_f lif çapını göstermektedir.

$$\tau_b = 0,66 \cdot \sqrt{f_c} \quad (7.18)$$

Burada f_c beton basınç dayanımını (MPa) göstermektedir.

$$\tau_b = \lambda_f \cdot \sqrt{f_c} \quad (7.19)$$

Burada λ_f lif geometrisine bağlı katsayıyı, f_c beton basınç dayanımını (MPa) göstermektedir. Lif geometrisinin aderansa etkisini ifade eden katsayı (λ_f), düz lifler için 0,6-0,9 aralığında, kanca uçlu lifler için 1,0-1,5 aralığında değişmektedir (Tıbea & Bompa, 2020; Voo & Foster, 2003; Voo ve diğ., 2010). Bu çalışmada ise λ_f , düz ve kanca uçlu lifler için sırasıyla 0,75 ve 1,25 olarak kabul edilmiştir.

Denklem 7.17’de yer alan, lif özellikleri ile ilgili etkinlik katsayılarının belirlenmesinde yine literatürdeki bazı çalışmalardan yararlanılmıştır. Bu doğrultuda, yönlenme etkinlik katsayısı liflerin üniform şekilde yayıldığı kabulüne bağlı olarak $\eta_0 = 0,41$ kabul edilirken, liflerin aderansına ilişkin katsayı ise düz lifler için $\eta_b=1,0$ ve kanca uçlu lifler için $\eta_b= 1,2$ olarak kabul edilmiştir (Henager & Doherty, 1976). Lif uzunluğuyla ilişkili katsayı (η_l) ise Denklem 7.20, Denklem 7.21 ve Denklem 7.22 yardımıyla belirlenmiştir (Andersons ve diğ., 2016; Cox, 1952; Khalil & Tayfur, 2013; Oh, 1992).

$$\eta_l = 1 - \frac{\tanh(\beta \cdot \frac{l_f}{2})}{\beta \cdot \frac{l_f}{2}} \quad (7.20)$$

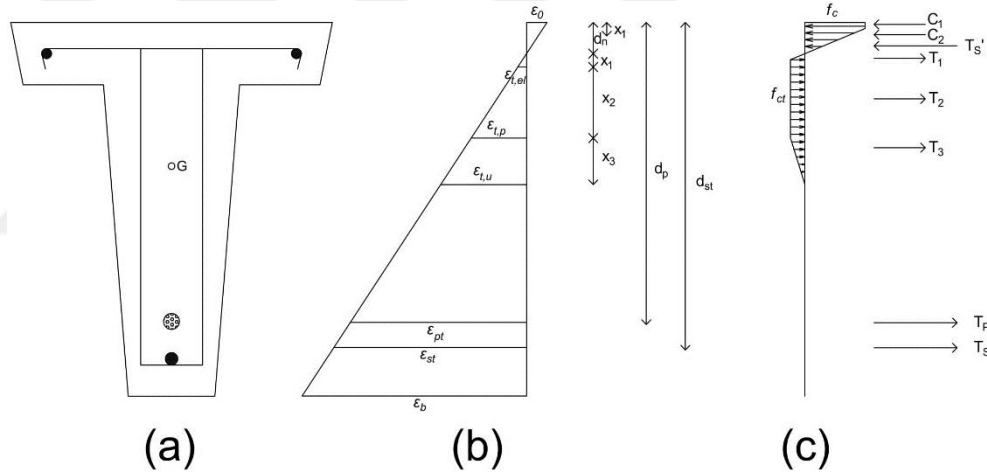
$$\beta = \sqrt{\frac{2 \cdot \pi \cdot G_m}{E_f \cdot A_f \cdot \ln(\frac{s}{r_f})}} \quad (7.21)$$

$$s = 25 \cdot \sqrt{\frac{l_f}{V_f \cdot d_f}} \quad (7.22)$$

Burada V_f lif hacimsel oranını, d_f lif çapını, l_f lif uzunluğunu, r_f lif yarıçapını, s ortalama boşluk mesafesini, A_f lif kesit alanını, E_f lif elastisite modülünü, G_m beton matrisinin kayma modülünü göstermektedir.

Kiriş kesiti üzerindeki gerilme ve birim şekil değiştirme dağılımları Şekil 7.5’te gösterilmiştir. Deneyler sırasında gözlemlendiği gibi, betonun nihai kapasitesine ulaşarak ezildiği ($\epsilon_0=0,003257$) ve toronun koptuğu ($\epsilon_{pr}>0,035$) şeklinde iki temel kabul üzerine hesaplamalara başlanmış, buna göre kesitteki şekil değiştirme dağılımı da doğrusal kabul edilerek birim şekildeğiştirme benzerlikleri yapılmıştır (Şekil 7.5.b).

Şekildeğiştirme benzerlikleri yardımıyla, deney kirişlerinin tam kapasiteye ulaşması durumundaki donatı ve toron için birim şekildeğiştirme değerleri (ϵ_{st} ve ϵ_{pt}) elde edilmiştir. Sonrasında, donatı ve toronun çekme deneylerinden elde edilen σ - ϵ diyagramları kullanılarak buna karşılık gelen gerilme değerleri tespit edilmiştir. Böylece taşıma kapasitesi hesabında, yönetmeliklerde verilen tasarım değerleri yerine, toron ve donatıların kiriş göçme durumunda taşıdığı gerçek gerilme değerleri kullanılmıştır. Kesitteki, beton basınç ve çekme gerilme blokları da dikkate alınarak (Şekil 7.5.b) kuvvet denge denklemi oluşturulmuş (Denklem 7.23), tarafsız eksen belirlenmiş ve en dış basınç lifine göre moment alınarak kiriş moment taşıma kapasiteleri (M_u) hesaplanmıştır. Kesit üst bölgesinde yer alan basınç donatılarının da tarafsız eksenin altında kaldığı görüldüğünden, bu donatılar da çekme donatısı olarak hesaba katılmış ve bu şekilde deneysel sonuçlar oldukça büyük bir yakınlıkla doğrulanabilmektedir.



Şekil 7.5 : (a) Kiriş kesiti (b) Birim şekildeğiştirme diyagramı (c) Gerilme dağılımı ve iç kuvvetler.

$$C_1 + C_2 = T_1 + T_2 + T_3 + T_p + T_s + T_s' \quad (7.23)$$

Burada C_i beton basınç bloğunu, T_i beton çekme bloğunu, T_p öngerme toronunu, T_s çekme bölgesindeki donatıyı, T_s' basınç bölgesindeki donatıyı göstermektedir.

7.5. Kesme Taşıma Kapasitesi (U Serisi)

UYPB'den üretilmiş öngermeli deney kirişlerinin toplam kesme kapasitesinin belirlenmesinde AFGC (2013)'ten yararlanılmıştır. Buna göre, toplam kesme kapasitesine beton, lifler ve kayma donatısı ayrı ayrı katkı sağlamaktadır (Denklem 7.24). Betonun katkısının (V_c) hesaplanmasında (Denklem 7.25), deneysel sonuçların doğrulanabilmesi için malzeme güvenlik katsayıları ($\gamma_{cf} \cdot \gamma_E$) 1 olarak alınmıştır. Liflerin kesme kapasitesine katkısı ise, lifin türüne, geometrisine, aderans özelliklerine ve kırılma düzlemindeki lif yönlenmesi gibi birçok değişkene bağlıdır (Tibea & Bompa, 2020). Bu yüzden, liflerin kesme kapasitesine katkısının (V_f) hesaplanmasında, liflerin yönlenmesi ve dağılımındaki öngörülemezlikler de dikkate alınarak, malzeme güvenlik katsayısı Q_i ve diğ. (2016), JSCE (2006) ve AFGC-Setra (2002)'de belirtildiği şekliyle Denklem 7.26'ya dahil edilmiş ve $\gamma_{cf}=1,3$ alınarak hesaplamalar yapılmıştır. Buna ek olarak Baby ve diğ. (2014), malzeme boyutunda dökülen numuneler ile yapısal boyuttaki elemanlar arasında lif yönlenmesi açısından önemli farklılık olduğunu, bu sebeple, yapısal boyutta gerçek lif yönlenmesinin mutlaka dikkate alınması gerektiğini vurgulamıştır. Kayma donatısının toplam kesme kapasitesine katkısı (V_s) ise Denklem 7.27 yardımıyla belirlenmektedir.

$$V_u = V_c + V_f + V_s \quad (7.24)$$

Burada V_u toplam kesme kapasitesini, V_c betonun katkısını, V_f lifin katkısını, V_s etriyenin katkısını göstermektedir.

$$V_c = \frac{0,24}{\gamma_{cf} \cdot \gamma_E} \cdot k \cdot f_{ck}^{1/2} \cdot b_w \cdot z \quad (7.25)$$

Burada $\gamma_{cf} \cdot \gamma_E$ malzeme güvenlik katsayılarını, k öngerilmenin katkısının hesaba katılabilmesi için gerekli katsayıyı, f_{ck} beton dayanımını (MPa), b_w çekme bölgesindeki en dar kesit kalınlığını (mm), z manivela kolunu (mm) göstermektedir. Öngerilmenin kesme kapasitesine katkısının hesaba katılmasını sağlayan “k” katsayısı Denklem 7.28 yardımıyla belirlenmiştir.

$$V_f = \frac{A_{fv} \cdot \sigma_{Rd,f}}{\tan \theta \cdot \gamma_{cf}} \quad (7.26)$$

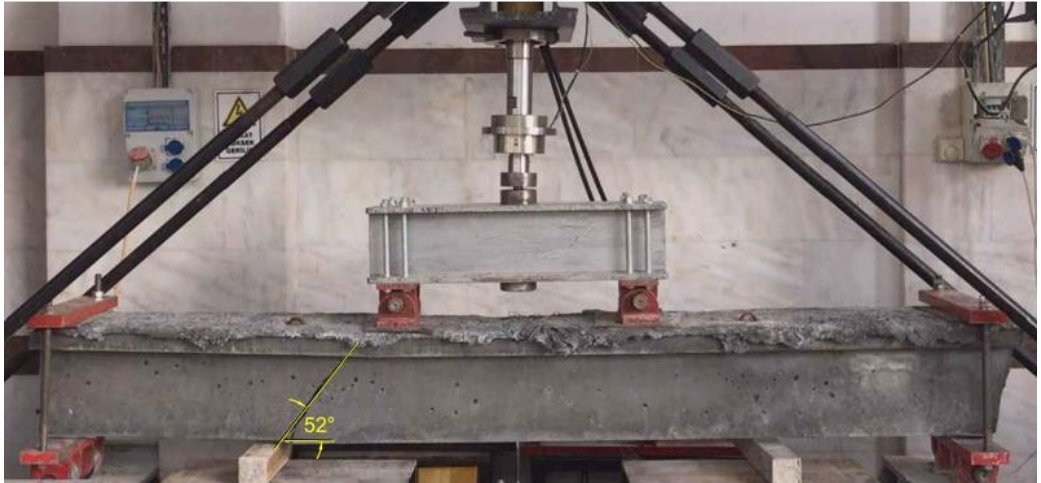
Burada A_{fv} lif etkinlik alanını (mm^2), $\sigma_{Rd,f}$ lifli kesitin çatlak sonrası artık çekme dayanımını (MPa), θ asal basınç gerilmesi ile kiriş eksenindeki açığı göstermektedir. Burada bahsedilen “ θ ” açısı, deney kirişlerindeki gerçek durum dikkate alınarak 52° olarak alınmıştır (Şekil 7.6). $\sigma_{Rd,f}$ ’nin belirlenmesinde ise Voo ve diğ. (2010) tarafından önerilen “PSM-VEM” modelden yararlanılmıştır.

$$V_s = \frac{A_{sw}}{s} \cdot z \cdot f_{ywd} \cdot \cot \theta \quad (7.27)$$

Burada A_{sw} kesme donatısı kesit alanını, s kesme donatısı adım aralığını (mm), z manivela kolunu (mm), f_{ywd} kesme donatısı akma dayanımını (MPa), θ asal basınç gerilmesi ile kiriş eksenindeki açığı göstermektedir.

$$k = 1 + \left(3 \cdot \frac{\sigma_{cp}}{f_{ck}} \right) \quad (7.28)$$

Burada f_{ck} beton dayanımını (MPa), σ_{cp} öngerilme kuvvetinden kaynaklanan beton basınç gerilmesini göstermektedir.



Şekil 7.6 : Kesme çatlak açısı.

7.6. PSM-VEM Model

Voo ve diğ. (2006), çelik lifli kirişlerin kesme dayanımlarının hesaplanması için Zhang (1994)'ın "Plastic Shear Model"ine (PSM) ve Voo & Foster (2003)'ün "Variable Engagement Model"ine (VEM) dayanan bir model geliştirmiştir. Sonrasında yine Voo ve diğ. (2010) tarafından bu model geliştirilmiş ve basitleştirilmiştir. Geliştirilen bu model, AFGC (2013)'te lifin kesme kapasitesine katkısı için verilen Denklem 7.26'da mevcut olan ve bir başka yönetmelikte (JSCE, 2006) f_{vd} ifadesiyle (" f_{vd} = diyagonal çatlağa dik doğrultudaki ortalama çekme dayanımı") verilen $\sigma_{Rd,f}$ 'nin hesaplanmasına imkan vermektedir. Bu modele göre, lifler tarafından sağlanan çekme dayanımı " f_{tf} " şu şekilde hesaplanmaktadır (Denklem 7.29):

$$f_{tf} = K_{f,max} \cdot \alpha_f \cdot \rho_f \cdot \tau_b \quad (7.29)$$

Burada $K_{f,max}$ global lif yönlenme katsayısının maksimum değerini, α_f lif narinlik oranını, ρ_f lif hacmini, τ_b lifler ve beton matrisi arasındaki aderans dayanımını (bond strength) (MPa) göstermektedir.

Burada benimsenen model (VEM), üniform bir aderans modeline dayanmaktadır. Bu model ile ilgili detaylı bilgi Lee & Foster (2008) ve Foster (2009)'da mevcuttur. Bu modele göre, ultra yüksek performanslı betonlarda lif-matris aderans dayanımının Denklem 7.30'da verildiği şekliyle bulunması mümkündür (Voo ve diğ., 2010).

$$\tau_b = \lambda_f \cdot \sqrt{f_c} \quad (7.30)$$

Burada f_c beton basınç dayanımını, λ_f lif geometrisine bağlı bir katsayıyı ifade etmektedir. Gömülü liflerin aderans performansı, Denklem 7.30'da da görüldüğü üzere liflerin geometrisine ve beton dayanımına bağlıdır. Liflerin geometrisine bağlı katsayı (λ_f), kanca uçlu lifler (hooked-end) için 1,0-1,5 aralığında, düz lifler (straight) için ise 0,6-0,9 arasında alınabilmektedir (Tıbea & Bompa, 2020; Voo & Foster, 2003; Voo ve diğ. 2010). Bu çalışmada ise λ_f , düz ve kanca uçlu lifler için sırasıyla 0,75 ve 1,25 olarak kabul edilmiştir.

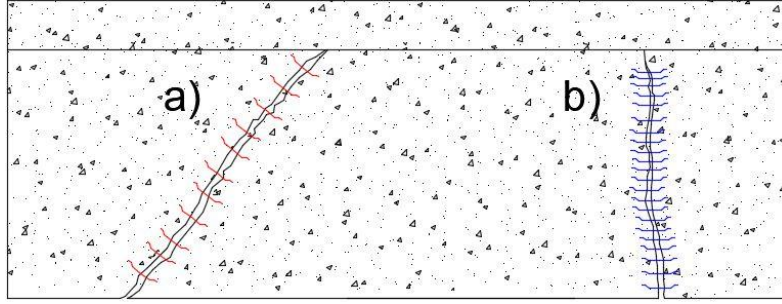
Voo ve diğ. (2010) tarafından önerilen bu modelde global lif yönlenme katsayısı maksimum değerinin ($K_{f,max}$) hesabı için basitleştirilmiş bir denklem de bulunmaktadır (Denklem 7.31).

$$K_{f,max} = 0,5 - \frac{0,645}{\alpha_f^{0,45}} \quad (7.31)$$

Burada α_f lif narinlik oranını göstermektedir.

7.7. Lif Yönlenmesinin Çekme Dayanımına Etkisi

UYPB'nin içerdiği çelik lifler tarafından sağlanan çekme dayanımı, moment ve kesme taşıma kapasitesi hesaplarında kullanılmak üzere, önerilen hesap yaklaşımları ışığında ayrı ayrı hesaplanmıştır (f_{ct} ve f_{tf}). Yapılan hesaplar sonucunda, f_{ct} ve f_{tf} çekme dayanımları sırasıyla 9,31 MPa ve 4,63 MPa olarak belirlenmiştir ($f_{ct}/f_{tf} \approx 2$). Teorik olarak hesaplanan ve deneysel sonuçların doğrulanmasında kullanılan bu çekme dayanımı değerlerinin birbirinden farklılık göstermesi, lif yönlenmesine göre betonun çekme dayanımının değişkenliğini, başka bir deyişle lifli betonun anizotropik özellik gösteriyor oluşunu doğrulamaktadır. UYPB'nin lif yönlenmesine göre anizotropik davranması ve farklı yönlerde farklı dayanımlara sahip olmasına literatürde başka çalışmalarda da değinilmiştir (Baby ve diğ., 2012; Leutbecher & Rebling, 2019). Bununla birlikte Leutbecher & Rebling (2019), bahsedilen anizotropinin artan lif içeriğiyle birlikte daha da arttığını ifade etmiştir. Bu çalışmada kullanılan UYPB'nin %3 gibi yüksek bir lif içeriğine sahip olduğu düşünüldüğünde, farklı doğrultularda farklı dayanımlar elde edilmesinin beklenen bir durum olduğunu da söylemek mümkündür. Bununla birlikte, f_{ct} çekme dayanımının f_{tf} 'den daha yüksek olması, liflerin kiriş düzlemine paralel doğrultuda yönlenmeye daha meyilli olduklarını ifade etmeyi mümkün kılmıştır (Şekil 7.7). Başka bir deyişle, liflerin büyük kısmının, Şekil 7.7'de verilen diyagonal "a" çatlakını köprüleyebilecek şekilde açılı olarak konumlanmak yerine, "b" olarak gösterilen eğilme çatlaklarını daha iyi köprüleyebilecek şekilde kiriş düzlemine paralel olarak konumlandığı düşünülmektedir.



Şekil 7.7 : Kesme ve eğilme çatlaklarına göre lif yönlenmeleri.

Liflerin yönlenmesi, kullanılan beton döküm-yerleştirme yöntemi, lif uzunluğu ve lif-matris arası sürtünme özellikleri ile doğrudan ilişkilidir (Fehling ve diğ., 2014; Yoo & Yoon, 2015; Yoo ve diğ., 2016). Bu doğrultuda, taze betonun dökümü sırasında kullanılan kalıp vibrasyonunun da liflerin bu şekilde yönlenmesinde etkili olan parametrelerden biri olduğu düşünülmektedir. Bu düşünce, Baby ve diğ. (2014) tarafından da desteklenmiştir.

7.8. Analitik Çalışmadan Elde Edilen Bulgular

Bölüm 7.2, 7.3, 7.4, 7.5 ve 7.6’da ayrıntılı şekilde bahsedilen hesap yaklaşımları ile elde edilen teorik taşıma kapasiteleri ve bunların deneysel (gerçek) taşıma kapasiteleri ile karşılaştırılması Tablo 7.1’de verilmiştir. Buna göre, geleneksel betondan elde edilen N serisi öngermeli kirişlerde etriye aralığının artması ile birlikte kesme taşıma kapasitesinin moment taşıma kapasitesinin altına düşebildiği görülürken, UYPB’den elde edilen U serisi öngerilmeli kirişlerde ise liflerin kesme kapasitesine ciddi katkı verdiği ve tüm numunelerde eğilme göçmesi beklendiği görülebilmektedir.

Ayrıca, çalışmada kullanılan toron çapının artırılması durumu da bu bölümde analitik olarak irdelenmiştir. Uygulamada 0,5" toronların alternatifi olarak yaygın şekilde yer alan 0,6" toron kullanılması durumundaki yeni taşıma kapasiteleri de Tablo 7.2’de gösterilmiştir.

Tablo 7.1 : Deney kirişlerinin hesap ve gerçek taşıma kapasiteleri.

Taşıma Kapasiteleri (Göçme Yükleri) (kN)									
Toron Çapı	Kiriş Tipi	Moment-Teorik (TS 3233)	Kesme-Teorik (TS 3233)	Kesme-Teorik (ACI 318_S)**	Kesme-Teorik (ACI 318_D)***	Deneysel	Teorik****	Denys./Teo.	Gözlenen Göçme Türü
0,5	N1-15	96,0	137,5	151,2	138,9	91,8	96,0	0,96	Kesmeli Eğilme
	N2-30	96,0	102,2	115,9	103,6	74,9	96,0	0,78	Kesmeli Eğilme
	N3-45	96,0	90,4	104,1	91,8	75,0	90,4	0,83	Kesmeli Eğilme
	N4-120	96,0	66,9	80,6	68,3	63,3	66,9	0,95	Kesme
	N5-120	96,5	66,9	80,6	68,3	67,9	66,9	1,01	Kesme
	Kiriş Tipi	Moment-Teorik (Gowripalan & Gilbert, 2000)	Kesme-Teorik (AFGC 2013)	Kesme-Teorik (ACI 318_S)	Kesme-Teorik (ACI 318_D)	Deneysel	Teorik	Denys./Teo.	Gözlenen Göçme Türü
	U1-15	136,7	239,7	/	/	139,4	136,7	1,02	Eğilme
	U2-30	136,7	215,7	/	/	152,2	136,7	1,11	Eğilme
	U3-45	136,7	207,8	/	/	140,5	136,7	1,03	Eğilme
	U4-120	136,7	191,8	/	/	141,2	136,7	1,03	Eğilme
	U5-120	135,7	191,8	/	/	161,1	135,7	1,19	Kesme+Eğilme*

*U5-120 kirişinde öncelikle eğilme ve kesmenin ortak etkisi sonucu diyagonal eğik çekme çatlağı oluşmuş, sonrasında sabit moment bölgesinde eğilme çatlağının oluşması ve artan deplasman ile birlikte eğilme göçmesi gözlemlenmiştir.

ACI 318_S: ACI 318-19 Kesme Kapasitesi Basitleştirilmiş Hesap Yöntemi *ACI 318_D: ACI 318-19 Kesme Kapasitesi Detaylı Hesap Yöntemi

**** Teorik = TS 3233'e göre elde edilen min {Moment ; Kesme}

Tablo 7.2 : Toron çapı büyütülen kirişlerdeki hesap taşıma kapasiteleri.

		Taşıma Kapasiteleri (Göçme Yükleri) (kN)				
Toron Çapı	Kiriş Tipi	Moment-Teorik (TS 3233)	Kesme-Teorik (TS 3233)	Kesme-Teorik (ACI 318_S)*	Kesme-Teorik (ACI 318_D)**	Teorik***
0,6"	N1-15	127,6	159,1	151,2	155,1	127,6
	N2-30	127,6	123,8	115,9	119,8	123,8
	N3-45	127,6	112,0	104,1	108,0	112,0
	N4-120	127,6	88,5	80,6	84,4	88,5
	N5-120	127,9	88,5	80,6	84,4	88,5
	Kiriş Tipi	Moment-Teorik (Gowripalan & Gilbert, 2000)	Kesme-Teorik (AFGC 2013)	Kesme-Teorik (ACI 318_S)	Kesme-Teorik (ACI 318_D)	Teorik
	U1-15	174,5	242,4	/	/	174,5
	U2-30	174,5	218,5	/	/	174,5
	U3-45	174,5	210,5	/	/	174,5
	U4-120	174,5	194,6	/	/	174,5
	U5-120	174,4	194,6	/	/	174,4

*ACI 318_S: ACI 318-19 Kesme Kapasitesi Basitleştirilmiş Hesap Yöntemi

**ACI 318_D: ACI 318-19 Kesme Kapasitesi Detaylı Hesap Yöntemi

*** Teorik = min{Moment ; Kesme}

Tablo 7.1 incelendiğinde, U serisi kirişlerde hesaplanan teorik göçme yüklerinin gerçek göçme yüklerine oldukça yakın olduğu görülmektedir ($P_{res}^{deneysel} / P_{res}^{teorik} = 1,02-1,11$). Böylece, UYPB'den üretilen öngermeli kirişler için benimsenen hesap yaklaşımının genel olarak başarılı olduğunu söylemek mümkündür. U5-120 deney kirişi ise, diğer kirişlerden farklı olarak, hem kesme hem de eğilme etkilerine sırayla maruz kalmış, kesme ve eğilme çatlak ağzlarının sıralı şekilde açılması ve genişlemesi ile birlikte, oluşan ve genişleyen birden çok çatlak sayesinde büyük miktarda nihai deplasman yapmış ve en sonunda göçmeye ulaşabilmiştir. Diyagonal çatlağın açılıp genişlemesiyle başlangıçta kesme etkilerine zorlanan eleman, ilk çatlak sonrası rijitliğini diğer deney kirişlerinden daha sonra kaybetmiş, kesme altında göçecek bir eleman gibi yük almaya devam etmiştir. Yapılan teorik hesaplara göre kesme kapasitesinin moment taşıma kapasitesinden yaklaşık %41 daha fazla olduğu da (Tablo 7.1) dikkate alındığında, kirişin yük alma seyrinin bu şekilde ilerlemesi de mantıklı görülebilmektedir. Bu sebeple U5-120 deney kirişi, hesaplanan moment taşıma kapasitesinin (135,7 kN) üzerinde, kesme taşıma kapasitesinin altında (191,8 kN) göçme yüküne (161 kN) ulaştığından deneysel ve teorik göçme yüklerinin birbirine oranı 1,19 olarak ($P_{res}^{deneysel} / P_{res}^{teorik} = 1,19$) elde edilmiştir. Ancak yine de, betonun heterojen bir malzeme olmasının yanında, UYPB'lerin lif yönlenmesi vb. birçok etkenden geleneksel betona göre çok daha fazla etkilendiği düşünüldüğünde, bu oranın da oldukça yakın olarak kabul edilmesinin mümkün olduğu düşünülmektedir.

N serisi kirişlerde, genel olarak deneysel göçme yüklerinin teorik tahminlerin bir miktar altında kaldığı görülmüş olmasına rağmen ($P_{res}^{deneysel} / P_{res}^{teorik} = 0,78-0,96$), kiriş elemanlarının heterojen bir kompozit malzeme olan betondan üretildiği düşünüldüğünde, farklılıkların kabul edilebilir olduğunu ifade etmek mümkündür (Saeed & Rad, 2019). Bununla birlikte, geleneksel beton-toron arası aderansın zayıf olmasından kaynaklı olarak, toronların deney sırasında sıyrılmış olmasının bu durum üzerinde ve özellikle moment taşıma kapasiteleri açısından etkili olduğu düşünülmektedir. Buna benzer durum Wang ve diğ. (2017b) tarafından da bildirilmiştir. Wang ve diğ. (2017b), sonlu eleman analiz yazılımı (ABAQUS) ile geleneksel betondan üretilen öngerilmeli kirişin taşıma kapasitesini nümerik olarak belirlemiş ve bu şekilde belirlenen değerin deneysel olarak elde edilenden yüksek olmasının, aderans kaybının nümerik modelde dikkate alınmadığından kaynaklandığını belirtmiştir. Saeed & Rad

(2019) da, kullandığı analitik modelin moment taşıma kapasitesini daha yüksek tahmin etmesini benzer şekilde yorumlamış, bu durumu analitik modeldeki “kusursuz aderans” kabulü ile açıklamıştır. Buna ek olarak, CFRP toron ile öngerilme uygulanmış kirişler hakkında yapılan bu çalışmada, toron-beton arası aderansın kaybolması, erken ve gevrek göçmenin temel nedeni olarak görülmüştür. Yük maksimuma yaklaştığında sıyrılmanın arttığı, sonrasında aderans dayanımının aşılması ile birlikte göçme anında büyük miktarda sıyrılmanın aniden görüldüğü belirtilmiştir. Bir miktar katkı sağlasa da, büyük yük değerlerinde toronların sıyrılmasını engellemek için ilave çelik etriye kullanımının da yeterli olamadığı ifade edilmiştir.

Bunlara ek olarak, öngerilmenin başlıca katkısını kemerlenme etkisi yardımıyla kesme kapasitesine yaptığı bilinmektedir (Bertram & Hegger, 2012; Fehling ve diğ., 2014). Mesnet bölgesinde uygulanmış öngerilme bileşeni, kemerlenme etkisini güçlendirmektedir. Aktarma boyunun mesnet çıkıntılarında uzun olması durumunda ise, öngerilmenin yalnızca belirli bir kısmı kullanılabilir (Bertram & Hegger, 2012; Fehling ve diğ., 2014). Aktarma mesafeleri geleneksel betonlarda, kullanılan toron çapının 50-75 katı ($50-75d_b$) aralığında değişmekteyken (ACI 318-19, 2019; AASHTO LRFD, 2017; TS 3233, 1979), UYPB’de bu mesafe yaklaşık $20d_b$ kadardır (Hegger & Bertram, 2008; Shin ve diğ., 2018). Deneysel ve teorik kesme kapasitelerindeki ufak farklılıkların da bu durumdan etkilenmiş olabileceği düşünülmektedir. Bu doğrultuda, bu çalışmadaki kirişlerin aktarma mesafeleri (L_t) ise, beton dayanımının aktarma mesafesindeki etkisinin de dikkate alınması amaçlanarak Mitchell ve diğ. (1993) tarafından önerilen yaklaşım ile hesaplanmıştır (Denklem 7.32).

$$L_t = 0,048 \cdot f_{pi} \cdot d_b \cdot \sqrt{\frac{20}{f'_{ci}}} \quad (7.32)$$

Burada f_{pi} aktarmadan hemen sonra torondaki başlangıç öngerilmesini (MPa), d_b toron çapını, f'_{ci} aktarma anındaki beton basınç dayanımını göstermektedir.

Buna göre, Mitchell ve diğ. (1993) tarafından önerilen yaklaşıma göre hesaplama yapıldığında bu çalışmadaki aktarma mesafelerinin N serisi için yaklaşık 56 cm, U serisi için ise yaklaşık 30 cm olduğunu söylemek mümkündür. Geleneksel betonda aktarma boylarının UYPB kirişlere göre önemli ölçüde büyük olduğu dikkate alındığında, N

serisi kirişlerde öngermenin kesme kapasitesine katkısının tam olarak alınamamış olabileceği ve bu sebepten, bazı deney kirişlerinde deneysel taşıma kapasitelerinin teorik hesaplanan değerlerin bir miktar altında kalmış olabileceği düşünülmektedir.

N serisindeki bazı deney kirişleri (N1-15, N2-30 ve N3-45), sabit moment bölgesinin hemen dışında, hem moment hem de kesme etkilerinin maksimuma yakın olduğu kısımda, eğilme ve kesme etkilerinin ortak etkisi sonucu oluşmuş eğik çekme çatlaklarının genişlemesiyle (Doğangün, 2007; Nawy, 2009) kesmeli-eğilme göçmesine maruz kalmıştır. Etriye aralığı en düşük olan, başka bir deyişle kesme kapasitesi moment taşıma kapasitesinden çok daha yüksek olan N1-15 kirişinde ve dahi bunun tersi şekilde moment taşıma kapasitesi kesme kapasitesinden çok daha yüksek olan N4-120 ve N5-120 kirişlerinde göçme yükü yakın şekilde tahmin edilebilmiştir ($P_{res}^{deneysel} / P_{res}^{teorik} = 0,95-1,01$). Ancak, teorik olarak hesaplanan kesme ve moment taşıma kapasitelerinin birbirine yaklaşmasıyla birlikte (örneğin N2-30 ve N3-45), deneysel sonuçların teorik tahminlerden uzaklaşmaya eğilimli olduğu görülmüştür ($P_{res}^{deneysel} / P_{res}^{teorik} = 0,78-0,83$). Kesme ve moment etkilerinin kombinasyonu nedeniyle bu tip bir göçmeye uğrayan kirişlerde, etriye aralıklarının açılmasıyla birlikte moment etkilerinin yanı sıra kesme etkilerinin de göçme üzerinde hakim duruma gelişi ile birlikte kiriş elemanlarının bu durumdan olumsuz etkilendiği, böylece göçmenin tahmin edilenden daha erken oluşabildiği görülmüştür.

Yükleme sırasında aderansını kaybederek sıyrıldığı belirtilen toronun aderansının tam olması durumunda daha fazla gerilme alabileceği, böylece kiriş moment taşıma kapasitelerinin olumlu etkileneceği düşünülmektedir. Sıyrılma olayının toronun daha fazla gerilme alabilmesini engellediği Saeed & Rad (2019) tarafından da bildirilmiştir. Geleneksel betondan üretilen kirişin taşıma kapasitesine ulaştığı anda aderansın tam olması durumunda toronun alacağı gerilme değeri (“stress in prestressed reinforcement at nominal flexural strength”) (f_{ps}) de ACI 318-19’a göre Denklem 7.33 yardımıyla hesaplanmıştır. Denklem 7.33’te yer alan beton dayanımına bağlı katsayı β_1 ise 4000-8000 psi ($\approx 28-55$ MPa) beton dayanımına sahip betonlar için Denklem 7.34’te gösterildiği gibi hesaplanmaktadır.

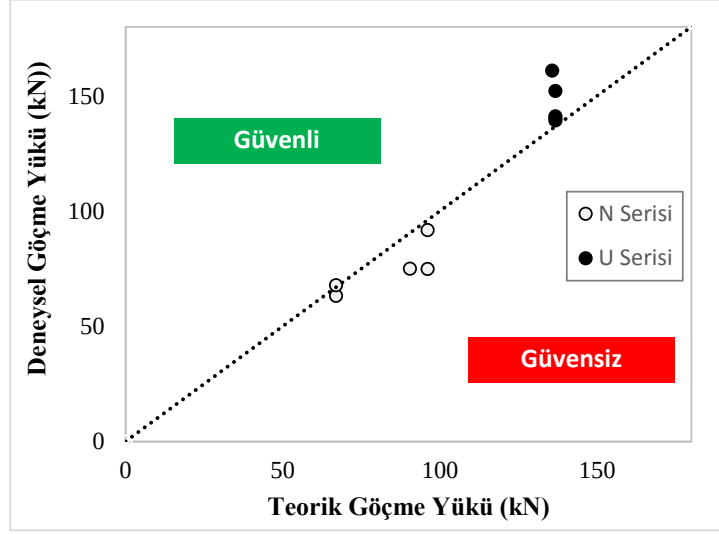
$$f_{ps} = f_{pu} \cdot \left\{ 1 - \frac{\gamma_p}{\beta_1} \left[\rho_p \frac{f_{pu}}{f'_c} + \frac{d}{d_p} \frac{f_y}{f'_c} (\rho - \rho') \right] \right\} \quad (7.33)$$

$$\beta_1 = 0,85 - \frac{0,05(f'_c - 4000)}{1000} \quad (7.34)$$

Burada f_{pu} toron çekme dayanımını (psi), γ_p toron tipine bağlı katsayı, β_1 beton dayanımına bağlı katsayı, ρ_p öngerme donatısı oranını, f'_c beton dayanımını, d donatı faydalı yüksekliğini (inç), d_p toron faydalı yüksekliğini (inç), f_y donatı akma dayanımını (psi), ρ çekme donatısı oranını, ρ' basınç donatısı oranını göstermektedir. γ_p , düşük gevşemeli toronlar için yönetmelikte tavsiye edildiği üzere 0,28 olarak alınmıştır.

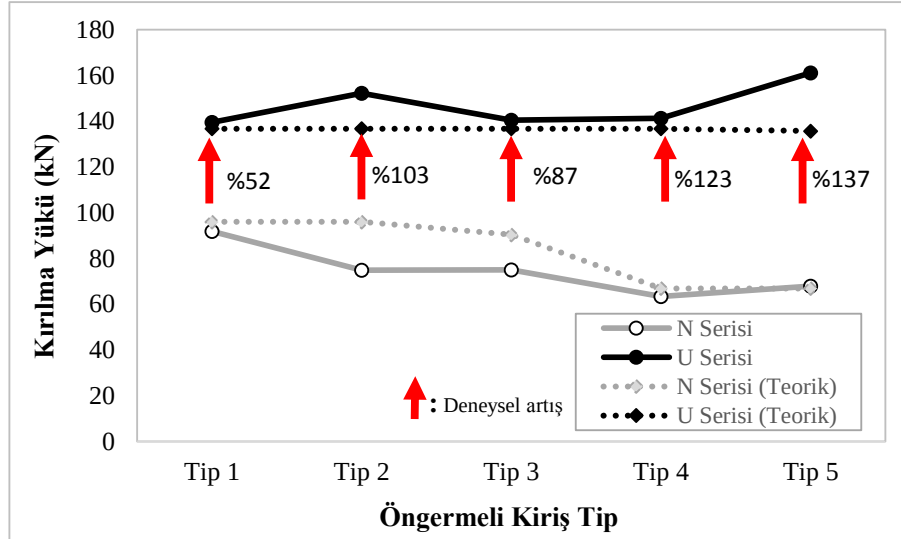
Buna göre, kirişin eğilme altında kapasitesine ulaşması durumunda toronun alacağı maksimum gerilme değerinin 1792 MPa olduğu görülmüştür. Deney sırasında alınan gerinim pulu okumalarına göre ise toron, yaklaşık 1561 MPa gerilmeye ulaştığında sıyrılmıştır. Hesaplanan f_{ps} değerine göre taşıma kapasitesi hesapları güncellendiğinde, başka bir deyişle toronda sıyrılmama durumu moment taşıma kapasitesinde yaklaşık %17 artış olması beklenmektedir.

Çalışma kapsamında geleneksel beton ve UYPB'den üretilen öngermeli kiriş serilerinin deneysel ve teorik göçme yüklerinin karşılaştırılması detaylıca irdelenmiştir. Genel olarak özetlenmesi durumunda, Şekil 7.8'de de görülebildiği üzere N serisi kirişlerin teorik olarak hesaplanan göçme yüklerinin, kayda değer bir farklılık olmamasına rağmen, deneysel olarak elde edilenlerden bir miktar düşük olma eğiliminde olduklarını söylemek mümkündür. UYPB'de ise bu durum tam tersidir. Bu bağlamda, deney kirişlerinin teorik olarak hesaplanmış göçme yüklerinin altında güç tükenmesine ulaşması durumu “güvensiz” olarak nitelendirilmiştir. UYPB'den üretilen U serisinde ise tüm deney kirişlerinin güvenli tarafta kaldığını söylemek mümkündür.



Şekil 7.8 : Analitik çalışmaya göre beklenen göçme yüklerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması.

Kesit geometrisi, mesnetlenme ve yükleme koşulları ve de donatı oranları gibi tüm özellikleri aynı olup, yalnızca beton türü değiştirildiğinde elde edilen deneysel dayanım artışları ve teorik-deneysel göçme yükü karşılaştırmaları ise Şekil 7.9’da verilmiştir. Buna göre, yalnızca beton türünün değiştirilerek, geleneksel beton yerine UYPB tercih edilmesi durumunda aynı kiriş elemanından deneysel olarak %137’ye varan dayanım artışı elde edilebilmesinin mümkün olduğu görülmüştür.



Şekil 7.9 : Beton tipine bağlı olarak kırılma yükleri karşılaştırması.

Deneysel çalışma kapsamında incelenen, aynı kesit ve beton özelliklerine sahip kirişlerde sadece toron çapının artırılması ile birlikte göçme yüklerinde beklenen %

artışlar Tablo 7.1 ve Tablo 7.2’den yararlanılarak belirlenmiş, N serisi için Tablo 7.3’te, U serisi için Tablo 7.4’te verilmiştir.

Tablo 7.3 : Toron çapı büyütülen N serisi kirişlerde kapasite artışları.

Kiriş Tipi	Moment (TS 3233)	Kesme (TS3233)	Kesme (ACI 318_S)	Kesme (ACI 318_D)
N1-15	%32,9	%15,7	%0,0	%11,7
N2-30	%32,9	%21,1	%0,0	%15,6
N3-45	%32,9	%23,9	%0,0	%17,6
N4-120	%32,9	%32,3	%0,0	%23,6
N5-120	%32,5	%32,3	%0,0	%23,6
Ortalama	%32,8	%25,1	%0,0	%18,4

Tablo 7.4 : Toron çapı büyütülen U serisi kirişlerde kapasite artışları.

Kiriş Tipi	Moment (Gowripalan & Gilbert, 2000)	Kesme (AFGC 2013)
U1-15	%27,7	%1,1
U2-30	%27,7	%1,3
U3-45	%27,7	%1,3
U4-120	%27,7	%1,5
U5-120	%28,5	%1,5
Ortalama	%27,8	%1,3

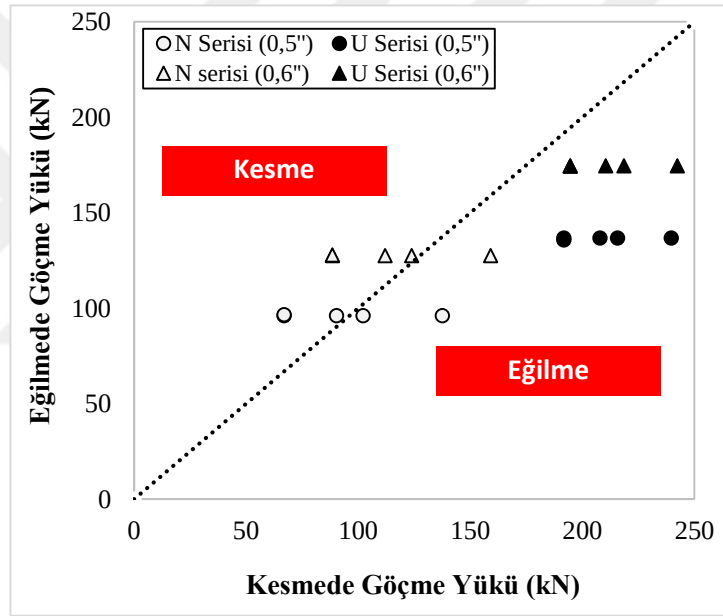
Tablo 7.3’te görüldüğü üzere, 0,5" yerine 0,6" toron kullanılması durumunda geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerin moment taşıma kapasitelerinde yaklaşık %33 artış beklenirken, Tablo 7.4 incelendiğinde bu oranın UYPB’den üretilen aynı özellikteki öngermeli kirişler için yaklaşık %28 olduğu görülmektedir. Kesme kapasitelerinde ise, N serisinde TS 3233 ve ACI 318-19’a göre sırasıyla %25 ve %18 ortalama artış beklenmektedir. UYPB kullanılması durumunda ise önemli bir farklılık görülememiştir. Daha önce bahsedildiği üzere, AFGC (2013)’te önerilme donatısının kesme kapasitesine katkısı bir “k” katsayısıyla ifade edilmekte olup (Denklem 7.25), bu katsayı, toronun üzerindeki gerilmeden dolayı betona uyguladığı kuvvete bağlı olarak belirlenmektedir. Toron çapının artırılması ile birlikte toronun üreteceği kuvvet yaklaşık %40 artacak olmasına rağmen, “k” için yönetmelikte verilen eşitliğin (Denklem 7.28)

yapısı itibariyle, toron çapındaki artış, betonun kesme kapasitesine katkısında ve dolayısıyla toplam kesme kapasitesinde büyük bir değişime sebep olamamaktadır. UYPB’lerde özellikle liflerin kesme kapasitesine ne denli ciddi bir katkı verdiği ise deneysel olarak görüldüğü üzere teorik hesaplarda da dikkate değer bulunmuştur. Kayma donatısı içermeyen, ancak yine de kesme göçmesine maruz kalmayan UYPB’lerde, toplam kesme kapasitesinin hemen hemen yarısını (~%48) liflerin katkısı (V_f) oluşturmuştur.

6. Bölümde verilen çekip-çıkarma deney sonuçlarından da anlaşıldığı üzere, N serisinde 0,5" yerine 0,6" toron kullanılması durumunda da toronun kopmasına sebep olacak gerilme değerine ulaşmadan çok daha önce aderans dayanımına ulaşıldığı dikkate alındığında, yaklaşık olarak aynı gerilme değerlerinde 0,6" toronun da sıyrılabilceğinin ifade edilmesi mümkündür. Sıyrılma gerçekleşmemesi için N serisinde 0,5" çapındaki torona %85’ten daha yüksek bir öngerilme verilmesi gerekmektedir. $\sigma_{p0} = 0,85.f_{pk}$ olması durumunda, aderans dayanımının aşılması için gerekli gerilme değerinin, toronun kopması için efektif gerilmenin üzerine ilaveten uygulanması gereken gerilme değerinden yüksek olduğu görülmüştür. Ancak Bölüm 3.6’da da bahsedildiği üzere, öngerme toronuna $0,80.f_{pk}$ ’nin üzerinde bir başlangıç öngerilmesinin uygulanması da uygun görülmemektedir (EN 1992-1-1, 2009). Öngerme miktarının, başlangıç rijitliği ve nihai dayanım üzerinde kayda değer bir etkisi bulunmamakla birlikte, öngerme miktarındaki artış yalnızca çatlak başlangıcını geciktirmektedir. Daha büyük miktarda öngerme uygulanması durumunda kiriş daha fazla ters sehim yapacak, ilk çatlak yükü artacak, ancak nihai taşıma kapasitesi ve başlangıç rijitliği değişmeyecektir (Xie ve diğ., 2018).

UYPB’de ise 0,6" çapında toron kullanılması durumunda, toronun aderans dayanımının kopma dayanımına oldukça yakın olduğu görülmüştür. Başka bir deyişle, toronun kopması için efektif gerilmenin üzerine ilave olarak alabileceği gerilme miktarı ile sıyrılması için gerekli gerilme miktarının hemen hemen aynı olduğunu söylemek mümkündür. Burada dolayısıyla, Hoyer etkisinin getirdiği ilave tutunma ile de birlikte, UYPB’den üretilmiş öngermeli kirişte 0,6" çapında toron kullanılması durumunda da 0,5" çapındaki toronda olduğu gibi yine herhangi bir sıyrılma gözlemlenmemesi beklenmektedir. Ancak, Şekil 7.5.b’de verilen birim şekildeğiştirme diyagramına göre kurulan yeni uygunluk denklemleri de göstermiştir ki, kiriş güç tükenmesine ulaştığı

anda 0,6" çapındaki toron kopacak kadar birim şekildeğiştirme de yapamayacaktır. Başka bir deyişle, kiriş güç tükenmesine ulaştığı anda hiçbir şekilde sıyrılmaya uğramayan toron halen kopmamış da olacaktır. Dolayısıyla, özellikle UYPB'de 0,6" toron kullanımı ile davranışın ve taşıma gücünün önemli ölçüde iyileştirilebileceğini söylemek mümkündür. Bu durum Şekil 7.10'da da görülebilmektedir. Mevcut durumda (0,5" çapındaki toron kullanılırken) kopmanın meydana gelmemesi için ise, kirişe ya bir toron daha ekleyerek donatı oranını artırılması, ya da öngerme miktarının azaltılması gerekmektedir. Bu bağlamda, yapılan teorik hesaplamalara göre, 0,5" çapında tek bir torona sahip öngermeli UYPB kiriş için öngerme oranının %63 veya daha düşük olması durumunda ($\sigma_{p0} \leq 0,63.f_{pk}$) kopma gözlemlenmeyebileceği tespit edilmiştir.



Şekil 7.10 : Analitik çalışmaya göre beklenen göçme yükleri.

Şekil 7.10'da verilen ve teorik olarak hesaplanan göçme yüklerine göre oluşturulan grafikte yatay eksen kesme kapasitesine karşılık gelen göçme yükü değerini ($P_{V,Res}$), dikey eksen ise eğilme kapasitesine karşılık gelen göçme yükü değerini ($P_{M,Res}$) göstermektedir. Grafikte bulunan köşegen ise kesme taşıma kapasitesine karşılık gelen göçme yükünün moment taşıma kapasitesine karşılık gelen göçme yüküne eşit olması durumunu ifade etmektedir ($P_{V,Res} = P_{M,Res}$). Eğimi 1 olan bu lineer çizgi, referans çizgisi olarak isimlendirilmiştir. Böylelikle, referans çizgisinin sağında kalan kirişler eğilme göçmesine uğraması beklenen kirişleri, referans çizgisinin sol tarafında kalan kirişler ise kesme göçmesi beklenen kirişleri göstermektedir. Toron çapının artırılması ile birlikte

beklendiği üzere, tüm kirişlerin moment taşıma kapasitelerindeki ciddi artışa bağlı olarak kesme göçmesine bir miktar yaklaştığı görülmesine rağmen, etriye aralıkları ve toron çapı ne olursa olsun U serisindeki tüm kirişlerde halen eğilme göçmesi beklendiğini söylemek mümkündür. N serisinin toron çapındaki artış ile birlikte 0,5" toron kullanılan U serisinin moment taşıma kapasitelerine ancak yaklaşılabildiği görülmüş olmasına rağmen, kesme kapasiteleri arasında halen ciddi farklılık bulunmaktadır. N ve U serilerinin kesme kapasitelerindeki önemli farkın kapatılması için toron çapının artırılması da yeterli olmamıştır. Hatta 0,6" toron kullanılan ve etriye aralıkları en sıkı olan N1-15 kirişinin dahi, 0,5" toron kullanılan ve donatı stabilitesi için yerleştirilmiş etriyeler haricinde kayma donatısı içermeyen U5-120 kirişinin kesme kapasitesine ulaşamadığını söylemek mümkündür. Ayrıca, 0,5" toron kullanılan N5-120 ile U5-120 kirişlerinin teorik kesme kapasiteleri karşılaştırıldığında, aynı miktarda kayma donatısı içeren kirişlerde geleneksel beton yerine UYPB kullanılması sayesinde kesme kapasitesinde %187'ye kadar artış elde edilebildiği görülmüştür. Böylelikle, UYPB'nin ve içerdiği çelik liflerin eğilme kapasitesinden ziyade, özellikle kesme kapasitesine verdiği katkının göz ardı edilemeyecek kadar önemli olduğunu vurgulamak gerekmektedir.

BÖLÜM 8. MALİYET ANALİZİ

Geleneksel beton ve ultra yüksek performanslı betondan üretilen ve yapısal performansları karşılaştırılan öngermeli kirişlerin maliyetlerinin kıyaslanması amacıyla maliyet analizi yapılmıştır. Bunun için, öncelikle her iki tip betonun ve/veya betonu oluşturan malzemelerin ülkemizdeki güncel birim fiyatları için saha araştırması yapılmıştır. Sonrasında, bu betonlardan üretilen öngermeli kirişlerin maliyeti çıkartılarak, maliyetine oranla sunduğu taşıma gücü kapasiteleri tartışılmıştır. Maliyet analizi için kullanılan birim fiyatların tamamı 2022 yılının ilk haftası itibariyle yapılan saha araştırması sonucu elde edilmiştir.

Ülkemizde henüz hazır beton endüstrisinde üretimi bulunmayan UYPB'nin maliyeti, betonu oluşturan bileşenlerin tek tek birim fiyatlarının temin edilmesi ile hesaplanmış ve böylece elde edilen 1 m³ UYPB karışımının maliyeti € cinsinden Tablo 8.1'de gösterilmiştir.

Tablo 8.1 : Ultra yüksek performanslı betonun maliyeti (1 m³ için).

Beton Bileşeni	1 m ³ UYPB Karışımındaki Maliyeti (€)	% Toplam Maliyet
Çimento	49	6,1
Silis Dumanı	173	21,5
Kuvars Pudrası	40	4,9
Silis Kumu-1	13	1,7
Silis Kumu-2	21	2,6
Su	~ 0	~ 0
Kimyasal Katkı	~ 0	~ 0
Çelik Lif (Mikro)	384	47,7
Çelik Lif (Makro)	125	15,6
Σ Maliyet	805	100

1 m³ geleneksel C45 betonunun maliyeti KDV dahil yaklaşık 50€ iken, aynı miktarda UYPB 805€'ya mâl olmaktadır. Böylelikle, UYPB'nin ülkemiz şartlarında geleneksel betonun yaklaşık 16 katı maliyete sahip olduğunu söylemek mümkündür. Bunda, ülkemizin geleneksel betonda kullanılan malzemeler (çimento, agrega) açısından zengin kaynaklara sahip olması nedeniyle gerekli bileşenlerin oldukça ucuz ve kolay temin edilebilir olması, UYPB bileşenlerinin ise önemli bir kısmının günümüz şartları itibarıyla yurt dışından ithal edilmesi önemli rol oynamaktadır. Bununla birlikte, UYPB karışımının %3 gibi yüksek bir oranda çelik lif içeriğine sahip olması ve bu çelik liflerin maliyetinin oldukça yüksek olması UYPB maliyetinin yükselmesine neden olmuştur. Tablo 8.1'de görülebildiği üzere, 1 m³ UYPB maliyetinin 3'te 2'sine yakını (%63,3) çelik lifler oluşturmaktadır.

Bu tez çalışmasında incelenen öngermeli kiriş serilerindeki bir adet kirişin üretimi için 91 dm³ beton kullanılmıştır. Böylelikle, N serisinde bir kirişin beton maliyeti 4,55 € iken, U serisindeki bir kirişin maliyetinin 73,26 € olduğunu ifade etmek mümkündür. 5. Bölümde verilen donatı yerleşimleri de dikkate alındığında, kirişlerde kullanılan boy donatıları (çekme ve basınç), enine donatılar ve öngörme toronları ile birlikte her bir deney kirişinin toplam maliyeti (€) ve elde edilen taşıma gücünün birim maliyeti (€/kN) Tablo 8.2'de gösterilmiştir.

Tablo 8.2 : Deney kirişlerinin birim maliyetleri.

	φ5 Donatı Σ Ağırlık (kg)	Φ8 Donatı Σ Ağırlık (kg)	Φ10 Donatı Σ Ağırlık (kg)	0,5" Toron Σ Ağırlık (kg)	Σ Donatı Maliyeti (€)	Σ Toron Maliyeti (€)	Σ Beton Maliyeti (€)	Σ Kiriş Maliyeti (€)	P _u (kN)	Taşıma Gücü Birim Maliyeti (€/kN)
N1-15	2,54	2,05	1,60	2,03	3,94	2,82	4,55	11,31	91,8	0,12
N2-30	1,34	2,05	1,60	2,03	3,18	2,82	4,55	10,55	74,9	0,14
N3-45	0,90	2,05	1,60	2,03	2,89	2,82	4,55	10,26	75,0	0,14
N4-120	0,45	2,05	1,60	2,03	2,61	2,82	4,55	9,98	63,3	0,16
N5-120	1,25	0	1,60	2,03	1,81	2,82	4,55	9,18	67,9	0,14
U1-15	2,54	2,05	1,60	2,03	3,94	2,82	73,26	80,02	139,4	0,57
U2-30	1,34	2,05	1,60	2,03	3,18	2,82	73,26	79,26	152,2	0,52
U3-45	0,90	2,05	1,60	2,03	2,89	2,82	73,26	78,97	140,5	0,56
U4-120	0,45	2,05	1,60	2,03	2,61	2,82	73,26	78,69	141,2	0,56
U5-120	1,25	0	1,60	2,03	1,81	2,82	73,26	77,89	161,1	0,48

UYPB birim maliyetinin, geleneksel betonun yaklaşık 16 katı kadar olmasına rağmen, aynı öngermeli kirişin geleneksel beton yerine UYPB ile üretilmesi durumunda aradaki maliyet farkının azaldığı görülmüştür. Ancak buna rağmen, U serisi bir kiriş maliyetinin N serisi bir kirişin 7-8 katına ulaşabildiğini söylemek mümkündür (Tablo 8.2). N serisi bir öngermeli kiriş, işçilik giderleri hariç 9-11 €'ya üretilirken, aynı kirişlerin üretiminde UYPB'nin tercih edilmesiyle birlikte üretim maliyeti 80 € seviyelerine yükselmektedir. Öngermeli kirişten elde edilen taşıma gücü birim maliyetlerinin kıyaslanması durumunda ise, aradaki bu fark daha da azalmakta, benzer bir taşıma gücüne yaklaşık 3,5 katı maliyet ile UYPB ile de sahip olunabilmektedir. Öyle ki, 1 kN taşıma gücünün elde edilebilmesi için geleneksel betonda 0,14 € ödenmesi gerekirken, aynı taşıma gücünün UYPB'deki maliyetinin 0,48 € olduğu görülmüştür.

Taşıma gücü birim maliyetleri arasında önemsenmeye değer bir fark bulunmasına ve dolayısıyla başlangıç maliyeti açısından pahalı gözükmese de, UYPB'nin bakım maliyetlerinin geleneksel betona göre çok daha düşük olduğu ve böylelikle daha uzun bir servis ömrüne sahip olacağı unutulmamalıdır (Fehling ve diğ., 2014; Naeimi & Moustafa, 2017). Bununla birlikte, UYPB'den üretilmiş bir öngermeli kiriş elemanının, çatlak oluşumu için geleneksel betona göre oldukça büyük yükleme değerlerine maruz kalması gerektiği deney sonuçlarında da görülmüştür. İçerdiği çelik lifler sayesinde çatlak genişliklerinin sınırlandırılması açısından da oldukça başarılı bir beton olarak anılmaktadır (Schmidt ve diğ., 2017). Ayrıca, kılcal su emme deney sonuçlarında elde edildiği üzere beton özellikleri açısından geleneksel betona kıyasla neredeyse geçirimsiz bir yapıya sahip olduğu da dikkate alındığında, içerisindeki donatı ve toron için korozyona karşı kusursuz bir koruma sağlayabileceğini ifade etmek mümkündür. Böylelikle, dayanımın yanı sıra dayanıklılık açısından da geleneksel betona önemli bir alternatif sunmaktadır. İhtiyaç duyulduğunda yapı ağırlığının düşürülmesine de olanak verebileceği unutulmamalıdır. Bunlara rağmen, UYPB'nin ülkemiz koşullarında kullanımının yaygınlaşmasının teşvik edilmesi amacıyla maliyetinin düşürülmesine yönelik çalışmalar yapılması gerektiği açıktır.

BÖLÜM 9. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu tez çalışmasında, herhangi bir sıcaklık kürü uygulanmaksızın dayanım ve dayanımın yanı sıra işlenebilirlik kriterlerini sağlayan, yapısal ölçekli uygulamalarda kullanılabilir bir optimum UYPB karışımının bulunması hedeflenmiş, prekast endüstrisinde UYPB'nin kullanımının yaygınlaşması için optimum çözümler önerilmiştir. Sonraki aşamada, elde edilen UYPB karışımının öngermeli kiriş serilerinin üretiminde kullanılması ve geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişler ile yapısal performanslarının karşılaştırılmasının amaçlandığı çalışma, aşağıda özetlendiği şekliyle üç aşamada gerçekleştirilmiştir.

Birinci aşamada, optimum UYPB karışımının bulunması için öncelikle bir optimizasyon çalışması yürütülmüş ve bir dizi beton deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bu doğrultuda öncelikle lif içeriği, agrega tipi ve kür yönteminin UYPB mekanik özelliklerine etkisi incelenmiştir. Mikro (düz) ve makro (kanca uçlu) iki tip lif kullanılarak, %2 tek tip (mikro) lif içeren ve %3 karma (%2 mikro+%1 makro) lif içeren karışımlarda doğal silis kumu ve kırma kuvars kumu olmak üzere iki tip agreganın ve geleneksel kür yöntemlerinin etkisi araştırılmıştır. Daha sonrasında, buradan elde edilen veriler ışığında mekanik özellikler açısından en iyi sonucu veren UYPB karışımının optimize edilerek daha da iyileştirilmesi amaçlanmış ve bu doğrultuda çimento tipi, sıkıştırma yöntemi, agrega granülometrisi ve su/çimento oranının mekanik özelliklere etkisi deneysel olarak tespit edilerek öngermeli kiriş üretimlerinde kullanılacak optimum karışım elde edilmiştir. Çalışma kapsamında üretilen beton karışımlarının basınç dayanımı, eğilme dayanımı, elastisite modülü ve tokluk değerleri araştırılmış, eğilme dayanımında boyut etkisi incelenmiştir. Ayrıca, silindir numune yüzeylerine yapıştırılan gerinim pulları yardımıyla UYPB karışımlarının basınç altındaki gerilme-birim deformasyon davranışları elde edilmiş, elastisite modülü değerleri belirlenmiştir. Deneysel olarak elde edilen elastisite modülü değerleri, literatürde mevcut bulunan eşitliklerden elde edilenler ile karşılaştırılmış ve çalışma kapsamında üretilen UYPB karışımlarının

elastisite modülü değerlerinin daha doğru şekilde tahmin edilebilmesi için yeni katsayılar önerilmiştir. Çalışmanın bu kısmında elde edilen bulgular aşağıda verilmiştir;

- Optimizasyon çalışması sonucunda, taze halde 215 mm yayılma değerine, sertleşmiş halde 170 MPa basınç dayanımına sahip UYPB karışımı elde edilebilmiştir.
- Buhar kürü imkanı bulunmayan durumlarda, buhar kürü yerine titizlikle uygulanacak su kürü ile de gerekli dayanım kriterlerini sağlayan, aynı zamanda işlenebilir ve yapısal uygulamalarda kullanılabilecek bir UYPB elde edilebildiği görülmüştür. Bu doğrultuda, agrega granülometrisinin optimizasyonu ile birlikte uygun sıkıştırma yöntemi, lif içeriği, çimento tipi ve su/çimento oranı seçimi de büyük önem taşımaktadır.
- UYPB’de çelik lif takviyesi mekanik özellikleri iyileştirmiştir. Lif hacminin %2’den %3’e çıkartılarak yükseltilmesine ek olarak, kısa ve uzun liflerin birlikte kullanılması da basınç ve eğilme dayanımlarını olduğu kadar, tepe yükü sonrası sünekliği ve tokluk özelliklerini olumlu etkilemiştir. Düz mikro ve kanca uçlu makro liflerin bir kombinasyonu olarak toplamda hacimce %3 karma lif kullanılması durumunda, %2 tek tip (düz mikro) lif kullanılan numunelere göre basınç dayanımında %16, eğilme dayanımında %48 artış elde edilmiştir.
- Mikro çatlaklar henüz başlangıç aşamasında kısa lifler tarafından kontrol edildiğinden dolayı ilk çatlak erken zamanda belirginleşmemiştir. İlk çatlak oluşuktan sonra çatlakların genişlemesi sırasında uzun lifler aktive olarak UYPB karışımının ilk çatlaktan sonra da önemli miktarda yük almasını ve süneklik açısından başarılı bir performans göstermesini sağlamıştır. Böylelikle elde edilen UYPB karışımının şekildeğiştirme sertleşmesi özelliğine sahip olduğu tespit edilmiştir.
- Numune tipinin (küp veya silindir), basınç dayanımında lif içeriğinden kaynaklanan artış yüzdeleri üzerinde kayda değer bir etkisinin olmadığı görülmüştür. Hacimce lif içeriği arttığında basınç dayanımı, silindir ve küp numunelerde hemen hemen aynı oranda artmıştır.
- Kırma kuvars kumu yerine, yerel olarak daha kolay temin edilebilir nitelikte doğal silis kumu kullanılmasıyla UYPB’de mekanik özellikler açısından çok

daha iyi sonuçlar elde edilmiş, basınç ve eğilme dayanımında kayda değer artışlar görülmüştür. Uygun agrega tercihi, dayanımın yanı sıra süreklilik açısından da olumlu etki yapmıştır.

- Elastisite modülü değerleri, numunelerin basınç dayanımıyla ilişkili olarak değişmiştir. Lif içeriği arttıkça basınç dayanımı arttığından elastisite modülü de artmıştır. Bununla birlikte, elastisite modülü değerleri üzerinde agrega tipinin de önemli olduğu görülmüş, kırma kuvars kumundan üretilen numuneler doğal silis kumu kullanılan numunelerden daha yüksek elastisite modülü değerlerine sahip olmuştur. Doğal silis kumu kullanılması durumunda, benzer bir elastisite modülü elde edebilmek için kırma kuvars kumlu numuneden neredeyse %40 daha büyük bir basınç dayanımına ihtiyaç duyulmuştur.
- Literatürdeki çeşitli çalışmalarda UYPB elastisite modülünün teorik olarak tahmin edilebilmesi için verilen eşitlikler ile karşılaştırıldığında, bu çalışmadaki UYPB karışımlarının elastisite modülü değerleri, önerilen yeni k katsayıları kullanılarak daha doğru şekilde tahmin edilebilmiştir.
- Alternatif kür tipi olarak uygulanan ıslak çuval ile kür uygulaması, beton dayanımını standart su kürüne göre bir miktar düşürebilmektedir. Düşüşler yüksek lif içeriğine sahip UYPB’de biraz daha belirgin olmaktadır. Islak çuval uygulaması ile kür edilen karışımlarda lif içeriği, basınç ve eğilme dayanımı üzerinde standart su kürü uygulanmış numunelerde olduğu kadar büyük etkiye sahip olamamıştır.
- UYPB basınç dayanımı üzerinde, kullanılan çimento tipinin etkisi, su/çimento oranının etkisinden daha büyük olmuştur. Yalnızca s/ç oranının 0,01 düşürülmesi durumunda basınç dayanımı %5 artmasına rağmen, s/ç oranındaki 0,01 düşüşe ek olarak çimento tipi de değiştirildiğinde artış %17 olmuştur.
- Numune yüzeylerindeki hava boşluklarının basınç dayanımı üzerinde etkili olduğu görülmüştür. Tamamen ortadan kaldırılmasa bile, s/ç oranının düşürülmesi ve agrega granülometrisi için yapılan optimizasyon çalışması sayesinde bu boşlukların bir miktar elimine edilmesi, boşluk çap ve sayısındaki düşüşe bağlı olarak basınç dayanımında kayda değer artışa neden olmuştur.

- Çelik liflerin, kompasitesi yüksek olan sağlam bir matrilden sıyrılmasının zorlaştığı görülmüştür. Buna bağlı olarak, agrega granülometrisinin optimizasyonu sonucunda elde edilen matriste liflerin etkinliği arttığından dolayı basınç dayanımının yanı sıra eğilme dayanımı da artmıştır.
- Su/çimento oranı sabit tutulan ve aynı çimento tipi tercih edilen serilerin basınç ve eğilme dayanımları arasında oldukça anlamlı bir doğrusal ilişki bulunmaktadır ($R^2= 0.97$). Geleneksel betonların aksine, liflerin basınç dayanımına da önemli derecede katkı vermesi bu durum üzerinde etkili olmuştur.
- Numune boyutu büyüdüğünde eğilme dayanımı düşmüştür. Büyük boyutlu numunelerde yüksek kusur olasılığı ve çentik etkisi nedeniyle, küçük boyutlu prizma numunede yaklaşık %56 daha büyük eğilme dayanımı elde edilmiştir.
- Geleneksel beton ve UYPB'nin kılcal su emme katsayıları arasında oldukça önemli bir farklılık olduğu görülmüştür. Böylelikle UYPB'nin, içerisindeki çelik donatı ve toronlar için korozyona karşı etkin koruma sağlayabileceği ve UYPB kullanılarak dayanımın yanı sıra dayanıklılığı da yüksek olan servis ömrü uzun yapıların yapılmasının mümkün olduğu görülmüştür.

DeneySEL çalışmanın ikinci aşamasında, prekast sektöründe hali hazırda geleneksel betondan üretilmekte olan bir öngermeli aşıK kirişinin etriye aralıkları kademeli olarak artırılarak ($\phi 5/15$ - $\phi 5/30$ - $\phi 5/45$ - $\phi 5/120$) en son aşamada kesme açıklığı boyunca herhangi bir kayma donatısına sahip olmayan bir numune elde edilmesi amaçlanmış ve böylelikle referans deney serisi oluşturulmuştur. Sonrasında, aynı deney kirişleri UYPB kullanılarak üretilmiş ve böylece farklı kayma donatısı oranlarına sahip iki farklı betondan üretilen öngermeli deney kirişlerinin eğilme altındaki performansları karşılaştırılmıştır. Bu doğrultuda, deney kirişlerinin testleri 300 kN kapasiteli 4 nokta yükleme deney düzeneğinde yapılmıştır. Deneyler sırasında veri toplama sistemi yardımıyla yük hücresi ve potansiyometrelerden yük ve deplasman okumaları alınmıştır. Çekme bölgesinde bulunan donatı ve toronlar üzerindeki birim şekildeğiştirme değerleri ise, üzerlerine deney öncesi yapıştırılan gerinim pullarından elde edilmiş ve yine veri toplama sistemi yardımıyla bilgisayar ortamına aktarılmıştır. Ayrıca, kiriş deneyleri sonucunda elde edilen bulgular ve öngermeli kirişlerin çalışma

prensibinde aderansın önemi dikkate alınmış, beton-nervürlü çelik ve beton-toron arası aderans özelliklerinin detaylıca irdelenmesi amacıyla aderans deneyleri gerçekleştirilmiştir. Çalışmanın bu kısmında elde edilen bulgular aşağıda verilmiştir;

- Donatı oranları, öngerme seviyesi ve kesit ölçüleri aynı olan öngermeli bir kirişin üretiminde geleneksel beton yerine UYPB kullanılması durumunda taşıma kapasitesinde %137'ye kadar artış elde edilebildiği görülmüştür.
- Geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerde kayma donatısının öneminin yüksek olduğu, etriyelerin N serisi (geleneksel betondan üretilen) kirişlere ilave süneklik kazandırdığı, etriye adım aralıklarının artması ile birlikte göçmenin gevrek kesme göçmesi biçiminde gerçekleştiği ve genel olarak taşıma kapasitelerinin düşme eğiliminde olduğu görülmüştür. Etriye adım aralıklarının artması ile birlikte geleneksel betondan üretilen deney kirişlerinde süneklik kaybının %74'lere varabildiği tespit edilmiştir.
- UYPB'den üretilen öngermeli kirişlerde kayma donatısı gerek taşıma kapasitesi gerekse göçme davranışı üzerinde kayda değer bir etkiye sahip olmamıştır. Bu kirişlerin tamamında (kesme açıklığı boyunca hiçbir kayma donatısına sahip olmasa bile) eğilme göçmesi gözlemlenmiştir. Yalnızca donatı stabilitesi için etriye konulan deney kirişlerinde dahi kesme kapasitesine ulaşamamış olması, UYPB'deki çelik liflerin kirişte etriye görevini yapabilme konusunda oldukça yeterli olduğunu göstermiştir.
- UYPB'den üretilen ve yalnızca donatı stabilitesi için etriye içeren deney kirişlerinden birinde öncelikle kesme etkileri altında bir çatlak açılmış ve açılan çatlak bir miktar genişlemiş olmasına rağmen, kanca uçlu makro liflerin de etkin hale gelmesiyle birlikte açılan çatlak kontrol altına alınmıştır. Aynı kiriş, bu çatlağın kontrol altına alınmasından sonra açılan eğilme çatlağının genişlemesi ile eğilme etkisi altında göçmeye uğramıştır. Böylelikle, çelik liflerin yapısal elemanlarda çatlağın sınırlandırılması açısından da oldukça etkili olduğu anlaşılmıştır.
- Geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerde aderans ile ilgili problemin söz konusu olabildiği, öngerme toronlarının belirli bir yük değerinden sonra aderansını kaybederek sıyrılabilirdiği görülmüştür. UYPB'de ise toron-beton arası

kusursuz bir aderans elde edilmiş, açılıp genişleyen tek bir çatlağa bağlı olarak uzamaların lokalize olması sonucu öngerme toronu şekildeğiştirme kapasitesine ulaşmış, şekildeğiştirme kapasitesine ulaşan toron sıyrılamamış ve nihayetinde kopmuştur. Helis şeklinde olmasına rağmen nervürlü üretilmemesi nedeniyle pürüzsüz bir yüzeye sahip olması aderans özelliklerini olumsuz etkilese de, toronların bu dezavantajının UYPB gibi sağlam bir matrise sahip beton kullanılarak telafi edilebildiği tespit edilmiştir.

- Geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerde meydana gelen sıyrıma miktarları ile kirişlerin yükleme altında yaptığı nihai sehim değerleri arasında oldukça yüksek bir korelasyon bulunduğu tespit edilmiştir ($R^2=0,986$). Elde edilen nihai sehim değerlerinde sıyrılmanın da etkisinin olduğu, aderansın tam olması durumunda göçmenin daha küçük deplasman değerlerinden sonra meydana gelebileceği anlaşılmıştır.
- İlk çatlak yükünün beton türüne, başka bir deyişle beton dayanımına bağlı olarak değiştiği, aynı betondan üretilen öngermeli kirişlerde meydana gelen ilk çatlağın benzer yük seviyelerinde meydana geldiği, kayma donatısı oranından ise etkilenmediği görülmüştür. UYPB kullanıldığında geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlere göre ilk çatlak yükünün %40'a kadar artırılabilirdiği tespit edilmiştir.
- Geleneksel beton yerine aynı kirişlerin UYPB'den üretilmesi durumunda, kirişlerin ilk çatlağın oluşumundan sonraki yük taşıma yetenekleri açısından da daha iyi sonuç alınabildiği görülmüştür. M_u/M_{cr} oranı, geleneksel beton kullanıldığında 1,15 seviyelerine kadar düşebilirken, UYPB kullanılması durumunda minimum 1,89 değerini almıştır. UYPB karışımında mikro ve makro iki tip çelik lifin birlikte kullanılmasının, kırış elemanlarının gerek çatlak öncesi gerek çatlak sonrası performansları üzerinde olumlu etkisi olmuştur.
- Kayma donatısının, geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerde ilk çatlağın oluşmasından sonraki ilave yük taşıma yetenekleri üzerinde olumlu etkiye sahip olduğu görülmüştür. Bu bağlamda, M_u/M_{cr} oranının artan etriye aralıklarına bağlı olarak düşme eğiliminde olduğu tespit edilmiştir. UYPB'den

üretileen öngermeli deney kirişlerinde ise kayma donatısının bu parametre üzerinde kayda değeri bir etkisi görölmemiştir.

- İlk çatlakların oluşumu ve deney sırasında öngerme toronlarında meydana gelen sıyrılma olayları, donatı ve toron üzerindeki gerinim pullarından deney sırasında alınan birim şekildeğiştirme okumaları üzerinde de doğrulanabilmiştir. Geleneksel betondan üretilen kirişlerde ilk sıyrılmadan sonra anlık olarak bir gerilme kaybına uğrayan donatı ve toronlar, sonrasında hemen ikincil bir tutunma ile tekrardan uzamaya ve dolayısıyla kirişte artan deplasman ile birlikte bir süre daha gerilme almaya devam edebilmişlerdir.
- Küçük yük değeriğinde beton ve donatılar birlikte çalışmış, sonrasında özellikle geleneksel betondan üretilen deney kirişlerinde ilk çatlaktan sonra donatı ve toronlar çok daha aktif rol oynamış, üzerlerindeki birim şekildeğiştirmelerin artışı hızlanmışır. UYPB kullanılması durumunda ise çelik liflerin de katkısıyla, donatı ve toronda çatlak sonrası meydana gelen birim şekildeğiştirmeler geleneksel betonlu kirişlerde olduğundan daha yavaş şekilde artış göstermiş, bunun yanı sıra kirişlerin aynı zamanda kayda değeri şekilde yük de almaya devam edebildiği görölmüştür.
- Öngermeli deney kirişlerinin başlangıç rijitlikleri üzerinde kayma donatısı oranından ziyade beton dayanımının etkili olduğui, başlangıç rijitliğinin beton dayanımındaki artış ile birlikte arttığı görölmüştür. Bu doğrultuda, aynı kirişin üretiminde UYPB kullanılması durumunda, geleneksel beton ile üretilen kirişlerin başlangıç rijitliklerinin neredeyse 2 katına yaklaşılabildiği tespit edilmiştir. Öngermeli kirişlerin bilhassa rijitliğin olumlu görölebileceği geniş açıklıklı köprü kirişlerinde sıklıkla kullanıldığı düşünöldüğünde, UYPB'nin öngermeli kirişler için bu açıdan da oldukça uygun bir malzeme olduğui sonucuna varılmışır.
- En yüksek başlangıç rijitliği ve süneklik katsayısı değeri, kesme açıklığı boyunca herhangi bir enine donatıya sahip olmayan UYPB'den üretilmiş deney kirişlerinde elde edilmiştir. Bunda etriyelerin, açılan çatlakların köprülenmesinde oldukça önemli katkı sağlayan, kesme etkisi altında açılan çatlığa rağmen kirişin eğilmede taşıma kapasitesine ulaşmasına sebep olan çelik

liflerin karışım içerisindeki yönelmesi ve dağılımında olumsuz etkiye sahip olabilmesi de etkili olmuştur.

- Donatı ve toronların aderans özelliklerinin incelenmesi amacıyla gerçekleştirilen çekip-çıkarma deneyleri sonucunda beton tipi fark etmeksizin nervürlü donatılar kopmuş, toronlar ise aderans dayanımlarına ulaşıldığında sıyrılmıştır. Bu durum, nervürlerin aderansa ciddi miktarda katkı yaptığını, pürüzsüz yüzeye sahip toronların ise aderans özelliklerinin halen iyileştirilmeye açık olduğunu göstermiştir.
- Aderans dayanımı değerleri, toron çapının değişmesi durumunda kayda değer bir değişim göstermezken, beton türündeki değişimle birlikte yaklaşık 2 katına çıkmıştır. Geleneksel beton yerine UYPB kullanılması sayesinde aderans dayanımında önemli bir artış görülmüş olmakla birlikte, bu artış miktarının basınç dayanımındaki artış kadar büyük olmadığı tespit edilmiştir.
- Geleneksel beton yerine UYPB kullanılması, aderans dayanımına ek olarak, ilk sıyrılmadan meydana geldiği aderans gerilmesi değerlerini de olumlu etkilemiştir. UYPB kullanımı sayesinde ilk sıyrılmadan gerilmesi, 0,5" toron için %59 oranında, 0,6" toron için ise %37 oranında artış göstermiştir.
- Çekip-çıkarma deneyleri sırasında geleneksel beton ve UYPB’de gözlemlenen hasar tipleri birbirinden farklı olmuştur. Geleneksel betonda toronun gömülü olduğu beton blok bütünlüğünü koruyamayarak iki ayrı parçaya ayrılırken (yarılma hasarı), geleneksel betona göre oldukça yüksek çekme mukavemetine sahip UYPB’de, çelik liflerin katkısıyla, toronun sıyrılmadan esnasında oluşan çatlaklar ilerleyememiş, beton blok bütünlüğünü korumuş ve bir miktar sıyrılmadan sonra deney sonuna ulaşmıştır (sıyrılmadan hasarı).

Çalışmanın üçüncü ve son aşamasında ise geleneksel beton ve UYPB’den üretilen öngermeli kiriş serilerinin taşıma kapasitelerinin teorik olarak da belirlenmesi ve deneysel sonuçlarla karşılaştırılması amacıyla analitik çalışma gerçekleştirilmiştir. Geleneksel betondan üretilen öngermeli kirişlerin taşıma kapasitelerinin hesaplanması için TS 3233 (1979) ve ACI 318-19 (2019) yönetmelikleri kullanılırken; UYPB’den üretilen öngermeli kirişlerin taşıma kapasiteleri için Gowripalan & Gilbert (2000) ve AFGC (2013) tarafından yayımlanan tasarım kılavuzlarından yararlanılmıştır.

Kullanılan tasarım kılavuzları/yönetmelikler gerektiğinde revize edilerek deney sonuçlarının mümkün olan en büyük yakınlıkla doğrulanması sağlandıktan sonra, deneysel çalışmada yer almayan, toron çapı büyütülmüş yeni kiriş serilerinin taşıma gücü özellikleri de benzer yaklaşımlar yardımıyla incelenmiştir. Böylelikle, 0,5" çapında öngerme toronu içeren öngermeli kirişler deneysel çalışma kapsamında değerlendirmeye alınırken, piyasada bu toronların alternatifi olarak yaygın şekilde yer alan 0,6" toron çapının aynı kirişlerde kullanılması durumu da analitik olarak araştırılmıştır. Öngerme toronunda meydana gelen gerilme kayıpları da hesaplanarak, 1 ay ve 1 yıl için toplam kayıplar belirlenmiş ve iki beton tipi için karşılaştırılması yapılmıştır. Bunlara ek olarak, deneysel çalışmada taşıma kapasiteleri tartışılan deney kirişlerinin maliyetlerinin karşılaştırılması amacıyla maliyet analizi gerçekleştirilmiştir. Bu kapsamda, geleneksel beton ve UYPB'nin malzeme maliyetlerine ek olarak, bu kirişlerden elde edilen taşıma güçlerinin birim maliyetleri, güncel saha araştırması sonucu elde edilen birim fiyatlar ışığında karşılaştırılmıştır. Çalışmanın bu kısmında elde edilen bulgular aşağıda verilmiştir;

- UYPB kullanılması durumunda geleneksel betona kıyasla gerilme kayıplarının daha düşük seviyede kaldığı, buna ek olarak iki beton tipi arasındaki farklılığın 1 yılda daha kayda değer duruma geldiği görülmüştür. Hesap sonucunda, 0,5" toron kullanılarak %70 oranında öngerme uygulanan UYPB kirişlerin, geleneksel beton ile üretilenlere göre 1 ayda yaklaşık %10, 1 yılda ise toplamda yaklaşık %33 daha az gerilme kaybına uğradığı tespit edilmiştir. Böylelikle kayda değer şekilde daha az gerilme kaybına izin vermesi de dikkate alınarak UYPB'nin, öngerme tekniğinin temel mantığına daha uygun bir beton olduğunu ifade etmek mümkündür.
- İçerdiği çelik lifler sayesinde UYPB'nin esas katkısını, moment taşıma kapasitesinden ziyade kirişlerin kesme kapasitesi üzerinde yaptığı tespit edilmiştir. Ayrıca, kayma donatısı içermemesine rağmen yine de kesme göçmesine maruz kalmayan UYPB'lerde, toplam kesme kapasitesinin hemen hemen yarısını (~%48) liflerin katkısının (V_f) oluşturduğu görülmüştür.

- Aynı miktarda kayma donatısı içeren kirişlerde geleneksel beton yerine UYPB kullanılması sayesinde analitik yöntemle bulunan kesme kapasitelerinde %187'ye kadar artış elde edilebildiği görülmüştür.
- Deney kirişlerinin taşıma kapasitelerinin belirlenmesi için yapılan analitik çalışma sonucunda, ilgili yönetmelik ve tasarım kılavuzlarında yapılan bazı kabullerin gözden geçirilmesi ve tasarım değerleri yerine gerçek değerler kullanılmasıyla deneysel ve teorik sonuçlar arasında büyük ölçüde tutarlılık sağlanabilmiştir.
- Deneysel ve teorik olarak elde edilen taşıma kapasitesi değerlerinin birbirine oranları geleneksel betondan üretilen kirişlerde 0,78-1,01 aralığında, UYPB'den üretilen kirişlerde ise 1,02-1,11 aralığında yer almıştır. Yalnızca, kesme açıklığı boyunca herhangi bir enine donatı içermeyen ve analitik çalışmaya göre kesme kapasitesi moment kapasitesinden %41 daha büyük olduğu görülen UYPB'den üretilmiş U5-120 kirişinde bu oranın 1,19 olduğu görülmüştür. Burada, elemanın diyagonal çatlağın açılıp genişlemesiyle başlangıçta kesme etkilerine zorlanması, ilk çatlak sonrası rijitliğini diğer deney kirişlerinden daha sonra kaybetmesi ve kesme altında göçecek bir eleman gibi yük almaya devam etmesi etkili olmuştur.
- Geleneksel betondan üretilen deney kirişlerinin analitik yöntemle bulunan taşıma kapasitelerinin, deneysel olarak elde edilen gerçek taşıma kapasitesi değerlerinden bir miktar düşük olmasında, öngerme toronlarında aderans sorunundan kaynaklanan sıyrılmalara etkili olmuştur. Bununla birlikte, teorik moment ve kesme taşıma kapasiteleri arasında önemli fark bulunan deney kirişlerinin taşıma kapasitelerinin oldukça büyük bir doğrulukla ($P_{res}^{deneysel} / P_{res}^{teorik} = 0,95-1,01$) tahmin edilebildiği, hesaplanan kesme ve moment taşıma kapasitelerinin birbirine yaklaşmasıyla birlikte ise deneysel sonuçların teorik tahminlerden uzaklaşmaya eğilimli olduğu görülmüştür.
- Geleneksel betondan üretilen deney kirişlerindeki öngerme toronlarında sıyrılma meydana gelmemesi durumunda, öngerme toronunun yükleme sırasında yaklaşık %15 daha fazla gerilme alabileceği, böylelikle moment taşıma kapasitesinde yaklaşık %17 artış elde edilebileceği tespit edilmiştir.

- Moment taşıma kapasitesinin teorik hesabında kullanılmak üzere gerekli bir parametre olarak, deneysel olarak belirlenememesi durumunda Oh (1992) tarafından sunulan yaklaşımın da UYPB’de lifler tarafından sağlanan çekme dayanımının (f_{ct}) elde edilmesinde oldukça başarılı olduğu görülmüştür.
- Yine benzer şekilde deneysel olarak belirlenememesi durumunda, kesme taşıma kapasitesinin teorik hesabında kullanılmak üzere gerekli bir parametre olarak, UYPB’de diyagonal çatlağa dik doğrultudaki ortalama çekme dayanımının (f_{tf}) elde edilmesinde de Voo ve diğ. (2010) tarafından sunulan PSM-VEM Model’in kullanılabilir olduğu tespit edilmiştir.
- Moment taşıma kapasitesinin teorik olarak belirlenmesinde kullanılan f_{ct} ’nin, kesme kapasitesi hesabında kullanılan f_{tf} ’nin yaklaşık 2 katı bir değere sahip olduğu görülmüştür. Elde edilen bu f_{ct} ve f_{tf} çekme dayanımları, deneysel sonuçların analitik olarak doğrulanmasında kullanılmış ve bu şekilde tutarlı sonuçlar elde edilmiştir. Bu durum dikkate alındığında, üretilen UYPB karışımında liflerin kiriş düzlemine paralel doğrultuda yönlenmeye daha meyilli oldukları, UYPB’nin yükün uygulama yönüne göre değişen anizotropik bir davranışa sahip olduğu, çekme dayanımının lif yönlenmesine göre önemli değişkenlik gösterebildiği sonucuna varılmıştır.
- Deneysel çalışma kapsamında incelenen ile aynı kesit ve beton özelliklerine sahip kirişlerde sadece toron çapının artırılması (0,5" yerine 0,6" toron kullanılması) durumunda moment taşıma kapasitelerinin geleneksel betonda %33, UYPB’de %28 artış göstereceği hesap edilmiştir. Kesme kapasitelerinde ise, geleneksel beton için TS 3233 ve ACI 318-19’a göre sırasıyla %25 ve %18 ortalama artış beklenirken, AFGC 2013 yönetmeliğinde önerilme donatısının kesme kapasitesine katkısının belirlenmesinde kullanılan katsayının hesabı için verilen yaklaşımın yapısı itibarıyla UYPB için benzer büyüklükte bir artış tespit edilememiştir.
- Aderans deneylerinden elde edilen sonuçlardan da yararlanılarak yapılan analitik çalışma, geleneksel betondan üretilen deney kirişlerinde 0,5" yerine 0,6" toron kullanılması durumunda da sıyrılmanın meydana gelebileceğini, sıyrılma oluşmaması için 0,5" çapındaki torona %85’ten daha yüksek bir önerilme

verilmesi gerektiğini göstermiştir. Ancak burada da öngörme toronuna $0,80.f_{pk}$ 'nın üzerinde ($> \%80$) bir başlangıç öngerilmesi uygulanmasının EN 1992-1-1 tarafından uygun görülmediği tespit edilmiştir.

- UYPB'de 0,6" toron kullanılması durumunda da 0,5" toronda olduğu gibi herhangi bir sıyrılma gözlemlenmeyeceği, ancak, kiriş güç tükenmesine ulaştığında bu sefer kopacak kadar da bir birim şekildeğiştirme yapamayacağı anlaşılmıştır. Bununla birlikte, UYPB'den üretilen tüm deney kirişlerinin 0,6" toron kullanılması durumunda da kesme kapasitelerinin moment kapasitelerinden yüksek olduğu görülmüştür. Bu bağlamda, UYPB'de 0,5" yerine 0,6" toron kullanıldığında, davranışın ve taşıma gücünün önemli ölçüde iyileştirilebileceğinin mümkün olduğu sonucuna varılmıştır.
- Maliyet analizi sonucunda, UYPB bileşenlerinin önemli bir kısmının günümüz şartları itibarıyla yurt dışından ithal edilmesi nedeniyle UYPB birim maliyetinin geleneksel betonun yaklaşık 16 katı kadar olduğu, bu çalışmada kullanılan ve $\%3$ lif içeriğine sahip UYPB karışımının 1 m^3 maliyetinin 3'te 2'sine yakınına da çelik liflerin oluşturduğu görülmüştür.
- Aynı öngermeli kirişin geleneksel beton yerine UYPB ile üretilmesi durumunda aradaki maliyet farkının yalın beton maliyetlerine göre azaldığı tespit edilmiştir. Ancak buna rağmen, U serisi bir kiriş maliyetinin N serisi bir kirişin 7-8 katına yine de ulaşabildiği görülmüştür. Öngermeli kirişten elde edilen taşıma gücü birim maliyetlerinin kıyaslanması durumunda ise, aradaki bu farkın daha da azaldığı, benzer bir taşıma gücüne yaklaşık 3,5 katı maliyet ile UYPB ile de sahip olunabildiği tespit edilmiştir.

Taşıma gücü birim maliyetleri arasında önemsenmeye değer bir fark bulunmasına ve dolayısıyla başlangıç maliyeti açısından yüksek maliyetli gözükmesine rağmen, UYPB kullanıldığında kiriş elemanlarındaki ilk çatlak dayanımlarının kayda değer şekilde arttığı, kılcal su emme sonuçlarına göre UYPB'nin geleneksel betona kıyasla oldukça geçirimsiz bir yapıya sahip olduğu, dolayısıyla içerisindeki donatı ve toronlar için korozyona karşı etkin bir şekilde koruma sağlayabileceği, bakım maliyetlerinin geleneksel betona göre çok daha düşük olduğu ve böylelikle daha uzun servis ömrüne sahip, dolayısıyla uzun vadede daha ekonomik olabilecek yapıların UYPB kullanılarak

inşa edilmesinin mümkün olabileceği unutulmamalıdır. Böylece, bu tez çalışması sonucunda sunulan birçok avantajından yararlanabilmek maksadıyla, UYPB'nin ilk yatırım maliyetini de düşürecek çalışmaların yapılması, özellikle maliyetinin büyük kısmını oluşturan çelik liflerin maliyetinin düşürülmesine veya bu çelik liflere alternatif atık malzemelerin denenmesine yönelik yapılacak çalışmaların, ülkemizde bu betonun kullanımının yaygınlaşmasına olanak sağlayabileceği düşünülmektedir. Bununla birlikte, yapılan bu tez çalışması, öngerme toronlarının aderansının nervürlü çelikler kadar iyi olmadığını göstermiştir. Bu bağlamda, gelecek çalışmalarda pürüzsüz yüzeye sahip toronların aderans özelliklerinin iyileştirilmesine yönelik araştırmalar yapılmasının olumlu olabileceği düşünülmektedir.



KAYNAKLAR

- AASHTO (2017). LRFD Bridge Design Specifications. 8th ed., Washington, DC: American Association of State Highway and Transportation Officials
- ACI 318 (2014). Building Code Requirements for Structural Concrete. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute.
- ACI 318 (2019). Building Code Requirements for Structural Concrete. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute.
- ACI 239C (2017). ETR on the Structural Design of Ultra-High Performance Concrete. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute.
- AFGC (2013). Recommendation: Ultra high performance fibre-reinforced concretes, revised ed. Association Française de Génie Civil; Service d'études techniques des routes et autoroutes.
- AFGC SETRA (2002). Ultra high performance fibre-reinforced concretes: Interim Recommendations. Association Française de Génie Civil; Service d'études techniques des routes et autoroutes.
- Aïtchin, P. C. (2000). Cement of yesterday and today concrete of tomorrow. *Cement and Concrete Research*, 30 (9), 1349-1359
- Akça, K. R., Çakır, Ö., & İpek, M. (2015). Properties of polypropylene fiber reinforced concrete using recycled aggregates. *Construction and Building Materials*, 98, 620–630. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.133>
- Akhnoukh, A. K., & Xie, H. (2010). Welded wire reinforcement versus random steel fibers in precast/prestressed ultra-high performance concrete I-girders. *Construction and Building Materials*, 24(11), 2200-2207.
- Aksoylu, C., Özkılıç, Y. O., Yazman, Ş., Gemi, L., & Arslan, M. (2020). İnceltilmiş Uçlu Önüretimli Aşık Kirişlerinin Yük Taşıma Kapasitelerinin Deneysel ve Analitik Olarak İrdelenmesi. *Teknik Dergi*. <https://doi.org/10.18400/tekderg.667066>
- Alsalmán, A., Dang, C. N., Prinz, G. S., & Hale, W. M. (2017). Evaluation of modulus of elasticity of ultra-high performance concrete. *Construction and Building Materials*, 153, 918-928.
- Andersons, J., Modniks, J., Joffe, R., Madsen, B., & Nättinen, K. (2016). Apparent interfacial shear strength of short-flax-fiber/starch acetate composites. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 64, 78–85. <https://doi.org/10.1016/j.ijadhadh.2015.10.007>

- Arandelovic, B. & Nikolic, D. (2014). Prestressing force transfer in high strength pretensioned concrete elements. International Conference on Contemporary Achievements in Civil Engineering, Subotica, Serbia: April 24-25.
- Arnold, M. L., Peterman, R.J., Bodapati, N.N.B., Beck, B. T. and Wu, C-H., (2013). "Development of a Standard Bond Test for indented prestressing wires" Proceedings of the 2013 Joint Rail Conference JRC2013 April 15-18, 2013, Knoxville, Tennessee, USA Jrc2013-2461.
- Ashkezari, G. D., Fotouhi, F., & Razmara, M. (2020). Experimental relationships between steel fiber volume fraction and mechanical properties of ultra-high performance fiber-reinforced concrete. *Journal of Building Engineering*, 32(July), 101613. <https://doi.org/10.1016/j.job.2020.101613>
- Astarlioglu, S., & Krauthammer, T. (2014). Response of normal-strength and ultra-high-performance fiber-reinforced concrete columns to idealized blast loads. *Engineering Structures*, 61, 1–12. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.01.015>
- AS 3600 (1994). Concrete structures. Homebush, NSW: Standards Australia.
- ASTM A416 (2016). Standard specification for low-relaxation, seven-wire steel strand for prestressed concrete. West Conshohocken, PA: ASTM International.
- ASTM C1018-97 (1997). Standard Test Method for Flexural Toughness and First-Crack Strength of Fiber-Reinforced Concrete (Using Beam With Third-Point Loading). West Conshohocken, PA: ASTM International.
- ASTM C1437 (2015). Standard Test Method for Flow of Hydraulic Cement Mortar. West Conshohocken, PA: ASTM International.
- ASTM C1856 (2017). Standard Practice for Fabricating and Testing Specimens of Ultra-High Performance Concrete. West Conshohocken, PA: ASTM International.
- ASTM C348 (2014). Standard Test Method For Flexural Strength of Hydraulic-Cement Mortars. West Conshohocken, PA: ASTM International.
- Aşıkoğlu, Ç. (2011). Betonun çekme dayanımının öngermeli kirişlerde yerdeğiştirmelere etkisi üzerine program geliştirme. (Yüksek lisans tezi). Gazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara.
- Azmee, N. M., & Shafiq, N. (2018). Ultra-high performance concrete: From fundamental to applications. *Case Studies in Construction Materials*, 9. <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2018.e00197>
- Baby, F., Billo, J., Renaud, J.C., Massotte, C., Marchand, P. ve Toutlemonde, F., (2012). Ultimate Shear Strength of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete Beams. In: Proceedings of Hipermat 2012-3rd Int. Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Perf. Constr. Materials, Kassel.
- Baby, F., Marchand, P., & Toutlemonde, F. (2014). Shear Behavior of Ultrahigh Performance Fiber-Reinforced Concrete Beams. I: Experimental Investigation. *Journal of Structural Engineering*, 140(5), 04013111. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0000907](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0000907)

- Bache, H. H. (1981). Densified cement ultra-fine particle-based materials. In Proceedings of the 2nd international conference on superplasticizers in concrete, Ottawa, Canada, p. 33.
- Baradan, B., Yazıcı, H., Türkel, S., Ün, H., Yiğiter, H., Felekoğlu, B., Tosun, K., Aydın, S., Yardımcı, M.Y., Topal, A. & Öztürk, A.U. (2012). Beton. Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Yayınları, 334, İzmir.
- Bayard, O., Ple, O., & Bernier, G. (2004, September). Internal heterogeneity in a reactive powder concrete. In 6th RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concretes (pp. 20-22).
- Bertram, G., & Hegger, J. (2012). Shear behavior of pretensioned UHPC beams—Tests and design. In Proceedings of the third international symposium on UHPC and nanotechnology for high performance construction materials (pp. 493-500).
- Beshara, F. B. A., Shaaban, I. G., ve Mustafa, T. S. (2012). Nominal Flexural Strength of High Strength Fiber Reinforced Concrete Beams. Arabian Journal for Science and Engineering, 37(2), 291–301. <https://doi.org/10.1007/s13369-012-0172-y>
- Bft International Magazine (Issue: 10/2020). Compressive strength classes and performance classes of ultra-high-performance concrete (2). (2020). Retrieved June 2, 2021, from https://www.bft-international.com/en/artikel/bft_Compressive_strength_classes_and_performance_classes_of_ultra-high_3573457.html
- Bindiganavile, V., Banthia, N., & Aarup, B. (2002). Impact response of ultra-high-strength fiber-reinforced cement composite. Materials Journal, 99(6), 543-548.
- Birol, T., Hasgöl, U., Yavaş, A., Türker K. & Yazıcı H. (2019). Donatı ve çelik lif miktarının UYPLB kirişlerin eğilme davranışına etkisi. 7. Yapı Mekaniği Laboratuvarları Çalıştayı, Konya, Türkiye: 4-5 Ekim.
- Blais, P. Y., & Couture, M. (1999). Precast, prestressed pedestrian bridge-world's first reactive powder concrete bridge. PCI journal, 44(5).
- Brandt, A. M. (2008). Fibre reinforced cement-based (FRC) composites after over 40 years of development in building and civil engineering. Composite Structures, 86(1–3), 3–9. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2008.03.006>
- Brearley Jr, L. M., & Johnston, D. W. (1990). Pull-out bond tests of epoxy-coated prestressing strand. Journal of Structural Engineering, 116(8), 2236-2252.
- Briere, V., Harries, K. A., Kasan, J., & Hager, C. (2013). Dilation behavior of seven-wire prestressing strand—the Hoyer effect. Construction and Building Materials, 40, 650-658.
- Burgueño, R., & Sun, Y. (2011). Effects of debonded strands on the production and performance of prestressed concrete beams (No. RC-1546).
- Carroll, J. C., Cousins, T. E., & Roberts-Wollmann, C. L. (2017). The use of Grade 300 prestressing strand in pretensioned, prestressed concrete beams. PCI Journal.
- Cavill, B., & Chirgwin, G. (2004). The World's First RPC (Ductal) Road Bridge at Shepherds Creek. In NSW, Austroads 5th Bridge Conference, Hobart, Australia (pp. 1-13).

- CEB-FIP-Model-Code 1990 (1993). Design of concrete structures, Comité Euro-International du Béton.
- Chan, Y. W., & Chu, S. H. (2004). Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete. *Cement and concrete research*, 34(7), 1167-1172.
- Chao, S. H., Naaman, A. E., & Parra-Montesinos, G. J. (2006). Bond behavior of strand embedded in fiber reinforced cementitious composites. *PCI Journal*, 51(6), 56–71. <https://doi.org/10.15554/pcij.11012006.56.71>
- Chen, Y., Matalkah, F., Rankothge, W., Balachandra, A., & Soroushian, P. (2019). Improvement of the surface quality and aesthetics of ultra-high-performance concrete. *Proceedings of Institution of Civil Engineers: Construction Materials*, 172(5), 246–255. <https://doi.org/10.1680/jcoma.17.00009>
- Chen, M., & Zheng, W. (2018). A study on optimum mixture ratio of reactive powder concrete. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2018. <https://doi.org/10.1155/2018/7196873>
- Chen, H. J., Yu, Y. L., & Tang, C. W. (2020). Mechanical properties of ultra-high performance concrete before and after exposure to high temperatures. *Materials*, 13(3), 1–17. <https://doi.org/10.3390/ma13030770>
- Choi, W. C., Yun, H. Do, Cho, C. G., & Feo, L. (2014). Attempts to apply high performance fiber-reinforced cement composite (HPFRCC) to infrastructures in South Korea. *Composite Structures*, 109(1), 211–223. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.10.027>
- Corvez, D., & Masson, B., (2013). UHPFRC solutions for the retrofit of nuclear reactor containment walls. *Proc. of Int. Symp. on Ultra High Performance Fiber-Reinforced Concrete* pp 147–156
- Cox, H. L. (1952). "The elasticity and strength of paper and other fibrous materials." *British J. Appl. Phys.*, 3, 72-79.
- CSA-A23.1 (2019). Annex U - Ultra-High-Performance Concrete. Toronto, Kanada: Canadian Standards Association.
- Çotur, E., Tanarşlan, H.M., Ertutar, Y. & Yalçinkaya Ç. (2019). Geleneksel ve ultra yüksek performanslı beton içeren kirişler üzerine kıyaslamalı bir çalışma. 7. Yapı Mekaniği Laboratuvarları Çalıştayı, Konya, Türkiye: 4-5 Ekim.
- DAfStB (2003). State-of-the-art report on ultra high performance concrete—Concrete technology and design. Berlin, Almanya: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton/German Association for Reinforced Concrete.
- DAfStb (2017). Guideline 'Ultra-High Performance Concrete' (Draft). Berlin, Almanya: Deutscher Ausschuss für Stahlbeton/German Association for Reinforced Concrete.
- Dancygier, A. N., & Berkover, E. (2016). Cracking localization and reduced ductility in fiber-reinforced concrete beams with low reinforcement ratios. *Engineering Structures*, 111, 411-424.

- Dauriac, C. (1997). Special concrete may give steel stiff competition. *The Seattle Daily Journal of Commerce*, 1997, 15-17.
- De Larrard, F. (1989). Ultrafine particles for the making of very high strength concretes. *Cement and Concrete Research*, 19 (1), 161-172.
- Dinges, T. (2009). The history of prestressed concrete: 1888 to 1963.
- Dinh, H. H. (2009). Shear Behavior of Steel Fiber Reinforced Concrete Beams without Stirrup Reinforcement (Doctoral dissertation).
- Doğangün, A. (2007). Betonarme yapıların hesap ve tasarımı, Birsen Yayınevi, İstanbul.
- Dong, P. S., Van Tuan, N., Thanh, L. T., Thang, N. C., Cu, V. H., & Mun, J. H. (2020). Compressive strength development of high-volume fly ash ultra-high-performance concrete under heat curing condition with time. *Applied Sciences* (Switzerland), 10(20), 1–18. <https://doi.org/10.3390/app10207107>
- Dugat, J., Roux, N., & Bernier, G. (1996). Mechanical properties of reactive powder concretes. *Materials and structures*, 29(4), 233-240.
- Elliott, K.S. (2017). *Precast Concrete Structures*, 2nd edition. CRC Press (Taylor&Francis Group), Florida, 1-694.
- EN 13369 (2018). Common rules for precast concrete products. Brussels: European Committee for Standardization (CEN).
- EN 12350-2 (2019). Testing fresh concrete – Part 2: Slump test. Brussels: European Committee for Standardization (CEN).
- EN 12390-2 (2019). Testing hardened concrete – Part 2 : Making and curing specimens for strength tests. Brussels: European Committee for Standardization (CEN).
- Fam, A., 1995. “Carbon fiber reinforced plastics prestressing and shear reinforcement for concrete highway bridges.” Master of science thesis, Univ. of Manitoba, Winnipeg, Man., Canada.
- Fehling, E., Leutbecher, T., & Bunje, K. (2004, September). Design relevant properties of hardened ultra high performance concrete. In *Int. Symp. on Ultra High Performance Concrete* (Vol. 1, pp. 327-338).
- Fehling, E., Schmidt, M., Walraven, J., Leutbecher, T., Fröhlich, S., (2014). *Ultra-High Performance Concrete UHPC Fundamentals – Design – Examples*. Ernst&Sohn (A Wiley Brand), Berlin, 1-189.
- Fehling, E., & Thiemicke, J. (2012). Experimental investigation on I-shaped UHPC beams with combined reinforcement under shear load. *Proceedings of Hipermat*, 477-484.
- Fládr, J., & Bílý, P. (2018). Specimen size effect on compressive and flexural strength of high-strength fibre-reinforced concrete containing coarse aggregate. *Composites Part B*, 138 (August 2016), 77–86. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.11.032>
- Foster, S. J. (2009). “The application of steel-fibers as concrete reinforcement in Australia: From material to structure.” *Mater. Struct.*, 42, 1209–1220.

- Freyssinet, E. (1936). High-early-strength concrete with Portland cement. *Cem. Concr. Manufacture*, 9, 71–77.
- Fuller, W.B. & Thompson, S.E. (1907). The laws of proportioning concrete. *ASCE J. Transport*, 59, 67-143.
- GB/T 31387 (2015). Reactive powder concrete. Beijing, Çin: Standardization Administration of the PRC.
- Gilbert, R. I., Gowripalan, N., & Cavill, B. (2000). On the design of precast, prestressed reactive powder concrete (Ductal) girders. In *Austrroads Bridge Conference*, 4th, 2000, Adelaide, South Australia (Vol. 3, No. AP-G64/00).
- Goldman, A., & Bentur, A. (1993). The influence of microfillers on enhancement of concrete strength. *Cement and concrete research*, 23(4), 962-972.
- Gowripalan, N. & Gilbert, I. (2000). “Design Guidelines for Ductal Prestressed Concrete Beams”, VSL Australia.
- Graybeal, B. A. (2007). Compressive behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *ACI Materials Journal*, 104(2), 146–152. <https://doi.org/10.14359/18577>
- Graybeal, B. A. (2008). Flexural behavior of an ultrahigh-performance concrete I-girder. *Journal of Bridge Engineering*, 13(6), 602-610.
- Graybeal, B. (2014). Design and construction of field-cast UHPC connections (No. FHWA-HRT-14-084; HRDI-40/10-14 (750) E). United States. Federal Highway Administration.
- Griffith, A. A. (1921). VI. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical transactions of the royal society of london. Series A, containing papers of a mathematical or physical character*, 221(582-593), 163-198.
- Guo, J. Y., Wang, J. Y., & Bian, C. (2021). Cyclic tensile behavior of high strain hardening UHPC analyzed by acoustic emission techniques. *Construction and Building Materials*, 267, 121797. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121797>
- Hajar, Z., Lecointre, D., Simon, A., & Petitjean, J. (2004). Design and construction of the world first ultra-high performance concrete road bridges. In *Proceeding of the international symposium on ultra high performance concrete*, University of Kassel, Kassel, Germany, pp. 39–48.
- Hamad, A.J., & Sldozian, R.J.A., (2019). Flexural and Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete-American Standard Specifications Review. *GRD Journals-Global Research and Development Journal for Engineering*, 4(3), 5-13.
- Hasgul, U., Turker, K., Birol, T., & Yavas, A. (2018). Flexural behavior of ultra- high-performance fiber reinforced concrete beams with low and high reinforcement ratios. *Structural Concrete*, 19(6), 1577-1590.
- Hassan, A. M. T., Jones, S. W., & Mahmud, G. H. (2012). Experimental test methods to determine the uniaxial tensile and compressive behaviour of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC). *Construction and Building Materials*, 37, 874–882. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.04.030>

- He, B., Zhu, X., Ren, Q., Jiang, Z., (2020). Effects of fibers on flexural strength of ultra-high-performance concrete subjected to cryogenic attack. *Construction and Building Materials*, 265, 120323. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120323>.
- Hegger, J., & Bertram, G. (2008, March). Shear carrying capacity of steel fiber reinforced UHPC. In *Proceedings of the 2nd International Symposium on Ultra-High Performance Concrete* (pp. 513-520).
- Hegger, J., & Bertram, G. (2008). Anchorage behavior of pretensioned strands in steel fiber reinforced UHPC. *Second International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, Kassel.
- Hegger, J., Tuchlinski, D., & Kommer, B. (2004, September). Bond anchorage behavior and shear capacity of ultra high performance concrete beams. In *Proceedings of the International Symposium on Ultra High Performance Concrete* (pp. 351-360).
- Heinz, D., Urbonas, L., & Gerlicher, T. (2012). Effect of heat treatment method on the properties of UHPC. In *Proceedings of Hipermat 2012 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials* (pp. 283-290).
- Henager, C. H., & Doherty, T. J. (1976). "Analysis of reinforced fibrous concrete beams." *Struct. Engineering*, ASCE, 102(1), 178-188.
- Hjorth, L. (1983). Development and application of high-density cement-based materials. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 310(1511), 167-173.
- Hoyer, E. (1939). *Der Stahlsaitenbeton* [piano-string-concrete]. Otto Elsner, Berlin; p. 136 [in German].
- Huang, H., Gao, X., Khayat, K. H., & Su, A. (2021). Influence of fiber alignment and length on flexural properties of UHPC. *Construction and Building Materials*, 290, 122863. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122863>
- Ipek, M., Yilmaz, K., Sümer, M., & Saribiyik, M. (2011). Effect of pre-setting pressure applied to mechanical behaviours of reactive powder concrete during setting phase. *Construction and Building Materials*, 25(1), 61–68. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.06.056>
- Ipek, M., Yilmaz, K., & Uysal, M. (2012). The effect of pre-setting pressure applied flexural strength and fracture toughness of reactive powder concrete during the setting phase. *Construction and Building Materials*, 26, 459–465. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.06.045>
- IS 1343 (2012). *Prestressed concrete – Code of practice*. New Delhi, India: Bureau of Indian Standards.
- Janney, J. (1954). Nature of bond in pretensioned prestressed concrete. *ACI Journal*, 50(5), 717–736.
- Jansen, D. C., Shah, S. P., & Rossow, E. C. (1995). Stress-strain results of concrete from circumferential strain feedback control testing. *Materials Journal*, 92(4), 419-428.

- Jiang Z., & Banthia, N., (2010). Size Effects in Flexural Toughness of Fiber Reinforced Concrete. *Journal of Testing and Evaluation*, 38(3), 332-338. <https://doi.org/10.1520/JTE102386>
- JSCE (2004). Recommendations for design and construction of ultra-high strength fiber reinforced concrete structures (Draft). Tokyo, Japonya: Japan Society of Civil Engineers.
- JSCE (2006). Recommendation for design and construction of ultra high strength fiber reinforced concrete structures (Draft). Guidelines for Concrete, No. 9. Concrete Committee. Tokyo, Japonya: Japan Society of Civil Engineers (JSCE).
- Kang, T. H. K., Kim, W., Kwak, Y. K., & Hong, S. G. (2011). Shear Testing of Steel Fiber-Reinforced Lightweight Concrete Beams without Web Reinforcement. *ACI Structural Journal*, 108(5).
- Kazemi, S., & Lubell, A. S. (2012). Influence of Specimen Size and Fiber Content on Mechanical Properties of UHPFRC. *ACI Materials Journal*, 109(6).
- KCI (2012). Design recommendations for ultra-high performance concrete K-UHPC. KCI-M-12-003. Seoul: Korea Concrete Institute.
- Khalil, W. I., & Tayfur, Y. R. (2013). Flexural strength of fibrous ultra high performance reinforced concrete beams. *ARPJ Journal of Engineering and Applied Sciences*, 8(3), 200–214.
- Kim, B. S., Kim, S., Kim, Y. J., Park, S. Y., Koh, K. T., & Joh, C. (2012). R&D activities and application of ultra high performance concrete to cable-stayed bridges. In *Proceedings of Hipermat 2012 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials*, Kassel University Press, Kassel (pp. 865-872).
- Kim, D. J., Park, S. H., Ryu, G. S., & Koh, K. T. (2011). Comparative flexural behavior of hybrid ultra high performance fiber reinforced concrete with different macro fibers. *Construction and Building Materials*, 25(11), 4144-4155.
- Koh, T., Bae, Y., Shin, M., & Hwang, S. (2016). Experimental study on transfer length of an eco-friendly prestressed concrete sleeper. *Construction and Building Materials*, 109, 25-33.
- Kollmorgen, G. A. (2004). Impact of age and size on the mechanical behavior of an ultra high performance concrete (Doctoral dissertation, Michigan Technological University).
- Kuntal, V. S., Chellapandian, M., & Prakash, S. S. (2017). Efficient near surface mounted CFRP shear strengthening of high strength prestressed concrete beams–An experimental study. *Composite Structures*, 180, 16-28.
- Larsen, I. L., & Thorstensen, R. T. (2020). The influence of steel fibres on compressive and tensile strength of ultra high performance concrete: A review. *Construction and Building Materials*, 256, 119459.
- Lee, C., Lee, S., & Shin, S. (2017). Modeling of Transfer Region with Local Bond-Slip Relationships. *ACI Structural Journal*, 114(1).

- Lee, G. G., & Foster, S. J. (2008). "Modelling of shear-fracture of fiber-reinforced concrete." Proc., Int. FIB Symp. 2008, Taylor Made Concrete Structures—New Solutions for Our Society, CRC Press, London.
- Lee, S. H., Kim, S., & Yoo, D. Y. (2018). Hybrid effects of steel fiber and carbon nanotube on self-sensing capability of ultra-high-performance concrete. *Construction and Building Materials*, 185, 530-544.
- Leutbecher, T., & Rebling, J. (2019). Predicting the postcracking strength of ultra-high performance fiber reinforced concrete by means of three-point bending tests according to EN 14651. *Structural Concrete*, 20(6), 2081–2095. <https://doi.org/10.1002/suco.201900070>
- Long, G., Wang, M., Xie, Y., & Ma, K. (2014). Experimental investigation on dynamic mechanical characteristics and microstructure of steam-cured concrete. *Science China Technological Sciences*, 57(10), 1902-1908.
- López, J. A., Serna, P., & Navarro-Gregori, J. (2017). Advances in the development of the first UHPFRC Recommendations in Spain: Material classification, design and characterization. *UHPFRC 2017 Designing and Building with UHPFRC: New large-scale implementations, recent technical advances, experience and standards*, 565-74.
- Ma, J., Orgass, M., Dehn, F., Schmidt, D., & Tue, N. V. (2004, September). Comparative investigations on ultra-high performance concrete with and without coarse aggregates. In *International Symposium on Ultra High Performance Concrete*, Kassel, Germany (pp. 205-212).
- Ma, Y., Guo, Z., Wang, L., & Zhang, J. (2017). Experimental investigation of corrosion effect on bond behavior between reinforcing bar and concrete. *Construction and Building Materials*, 152, 240-249.
- Máca, P., Sovják, R., & Vavříník, T. (2013). Experimental investigation of mechanical properties of UHPFRC. *Procedia Engineering*, 65, 14–19. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.09.004>
- Maher, K. T., & Voo, Y. L. (2016). Taking ultra-high performance concrete to new height—the malaysian experience. *Aspire the Concrete Bridge Magazine*, Summer, 2016, 36-38.
- Markovic, I. (2006) *High-Performance Hybrid-Fibre Concrete – Development and Utilisation*. Dissertation, Delft University of Technology, DPU Science, Delft University Press.
- Martí-Vargas, J. R., Serna, P. ve Hale, W. M. (2013). Strand bond performance in prestressed concrete accounting for bond slip. *Engineering Structures*, 51, 236–244. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.01.023>
- Mitchell, D., Cook, W. D., Khan, A. A., & Tham, T. (1993). Influence of high strength concrete on transfer and development length of pretensioning strand. *PCI Journal*, 38(3), 52–66.
- Naeimi, N., & Moustafa, M. A. (2017). Three-Dimensional Finite Element Modeling of UHPC Using Total Strain Crack Models. In *AFGC-ACI-Fib-RILEM Int. Symp. Ultra-High Perform. Fibre-Reinforced Concr. UHPFRC*.

- Nagataki, S. (1994). Mineral admixtures in concrete: state of the art and trends. ACI Special Publications, 144, 447-447.
- Nasrin, S., & Ibrahim, A. (2021). Flexural response of Ultra-High-Performance Concrete (UHPC) hybrid bridge deck connections made with local materials. *Construction and Building Materials*, 270, 121451. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121451>
- Nawy, E.G. (2009). *Prestressed Concrete: A Fundamental Approach*, 5th edition. Prentice Hall, New Jersey, 1-949.
- Nematollahi, B., Saifulnaz, R. M., Jaafar, M. S., & Voo, Y. L. (2012). A review on ultra high performance 'ductile' concrete (UHPdC) technology. *International journal of civil and structural engineering*, 2(3), 994.
- Ngo, T. T., Kim, D. J., Moon, J. H., & Kim, S. W. (2018). Strain rate-dependent shear failure surfaces of ultra-high-performance fiber-reinforced concretes. *Construction and Building Materials*, 171, 901–912. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.180>
- Nguyen, D. L., Kim, D. J., Ryu, G. S., & Koh, K. T. (2013). Size effect on flexural behavior of ultra-high-performance hybrid fiber-reinforced concrete. *Composites Part B: Engineering*, 45(1), 1104–1116. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.07.012>
- Nieto, C. D. C. (2014). Comparison of prestressed concrete girders, with debonded strands and harped strands. The University of Texas at Arlington.
- Niu, Y., Huang, H., Zhang, J., Jin, W., Wei, J., & Yu, Q. (2019). Development of the strain field along the crack in ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) under bending by digital image correlation technique. *Cement and Concrete Research*, 125(June), 105821. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2019.105821>
- NF P 18-470 (2016). Bétons fibrés à ultra-hautes performances – Spécification, performance, production et conformité. Paris, Fransa: AFNOR.
- NF P 18-710 (2016). Calcul des structures en béton – Règles spécifiques pour les bétons fibrés à ultrahautes performances (BFUP). Paris, Fransa: AFNOR.
- Ngo, T. T., Kim, D. J., Moon, J. H., & Kim, S. W. (2018). Strain rate-dependent shear failure surfaces of ultra-high-performance fiber-reinforced concretes. *Construction and Building Materials*, 171, 901–912. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.180>
- Nguyen, D. L., Kim, D. J., Ryu, G. S., & Koh, K. T. (2013). Size effect on flexural behavior of ultra-high-performance hybrid fiber-reinforced concrete. *Composites Part B: Engineering*, 45(1), 1104–1116. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.07.012>
- Nguyen, V. T., & Ye, G. (2011, September). The use of rice husk ash to produce ultra-High performance concrete in sustainable construction. In *The International Conference on Advances in Construction Materials Through Science and Engineering*.

- NPCA White Paper. (2011). Ultra high performance concrete (UHPC), guide to manufacturing architectural precast UHPC elements. <http://precast.org/wp-content/uploads/2011/05/NPCA-ultra-high-performance-concrete.pdf>
- O'Neil, E. F. & Dowd, W. M. (1995). Reactive powder concrete: A new material for the construction industry. In: S. K. Ghosh, Ed. Third National Concrete and Masonry Engineering Conference, 15-17 June 1995. San Francisco, CA., 43-50.
- O'Neil, E. F., Neeley, B. D., & Cargile, J. D. (1999). Tensile properties of very- high-strength concrete for penetration- resistant structures. *Shock and Vibration*, 6(5, 6), 237-245.
- Obaydullah, M., Jumaat, M. Z., Alengaram, U. J., ud Darain, K. M., Huda, M. N., & Hosen, M. A. (2016). Prestressing of NSM steel strands to enhance the structural performance of prestressed concrete beams. *Construction and Building Materials*, 129, 289-301.
- Oh, B. H. (1992). Flexural analysis of reinforced concrete beams containing steel fibers. *Journal of Structural Engineering*, 118(10): 2821-2835.
- Othman, H., & Marzouk, H. (2016). Impact response of ultra-high-performance reinforced concrete plates. *ACI Structural Journal*, 113(6), 1325–1334. <https://doi.org/10.14359/51689157>
- Özden, K. 1998. Öngerilmeli Beton, 3. Baskı. İstanbul Teknik Üniversitesi İnşaat Fakültesi Matbaası, İstanbul, 1-365.
- Pakravan, H. R., Latifi, M., & Jamshidi, M. (2017). Hybrid short fiber reinforcement system in concrete: A review. *Construction and Building Materials*, 142, 280–294. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.03.059>
- Pansuk, W., Nguyen, T. N., Sato, Y., Den Uijl, J. A., & Walraven, J. C. (2017). Shear capacity of high performance fiber reinforced concrete I-beams. *Construction and Building Materials*, 157, 182–193. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.057>
- Philippot, S., Masse, S., Zanni, H., Nieto, P., Maret, V. & Cheyrezy, M. (1996). Si NMR study of hydration and pozzolanic reactions in reactive powder concrete (RPC). *Magnetic Resonance Imaging*, 14 (7-8) 891-893.
- Piotrowski, S., & Schmidt, M. (2012, March). Life cycle cost analysis of a UHPC-bridge on example of two bridge refurbishment designs. In *Proceedings of Hipermat 2012 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials* (pp. 957-964).
- Platias, S., Vatalis, K. I., & Charalampides, G. (2014). Suitability of quartz sands for different industrial applications. *Procedia Economics and Finance*, 14, 491-498.
- Pourbaba, M., Asefi, E., Sadaghian, H., & Mirmiran, A. (2018). Effect of age on the compressive strength of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *Construction and Building Materials*, 175, 402–410. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.04.203>
- Qi, J. N., Ma, Z. J., Wang, J. Q., & Liu, T. X. (2016). Post-cracking shear strength and deformability of HSS-UHPFRC beams. *Structural Concrete*, 17(6), 1033–1046. <https://doi.org/10.1002/suco.201500191>

- Qian, C., Stroven, P., Dalhuisen, D. H. & Moczko, A. (2000). Fracture Properties and Acoustic Emission Response of Hybrid Polypropylene-Steel Fibre Reinforced Concrete. Fifth RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concretes (FRC), 491-500, Lyon, France.
- Raju, N. K. (2018). Prestressed Concrete, 6e. McGraw-Hill Education.
- Ramirez-Garcia, A. T., Floyd, R. W., Micah Hale, W., & Martí-Vargas, J. R. (2016). Effect of concrete compressive strength on transfer length. *Structures*, 5, 131–140. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2015.10.006>
- Rebentrost, M., & Wight, G. (2009, November). UHPC perspective from a Specialist Construction Company. In RILEM-fib-AFGC International Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete (UHPFRC) Marseille, France.
- Resplendino, J., & Toulemonde, F. (2011). Designing and Building with UHPFRC. John Wiley & Sons.
- Ricciotti, R., Pastor, F., Hajar, Z., & Bernardi, S. (2017). La République Bridge in Montpellier. Proc. of Int. Symp. on Ultra High Performance Fibre-Reinforced Concrete, UHPFRC 2017, 727-736.
- Richard, P. & Cheyrezy, M., (1994). “Reactive Powder Concrete with High Ductility and 200-800 MPa Compressive Strength”, ACI SP144-24, pp. 507-518.
- Richard, P., & Cheyrezy, M. (1995). Composition of reactive powder concretes. *Cement and Concrete Research*, 25(7), 1501–1511.
- Richard, P., Cheyrezy, M., & Dugat, J. (1995). Pretensioned beam without conventional reinforcing. FIP notes, 1, 2-3.
- Roy, D. M., Gouda, G. R., & Bobrowsky, A. (1972). Very high strength cement pastes prepared by hot pressing and other high pressure techniques. *Cement and Concrete Research*, 2(3), 349–366.
- Roy, D. M., & Gouda, G. R. (1973). High strength generation in cement pastes. *Cement and Concrete Research*, 3(6), 807–820.
- Russell, H. G., & Graybeal, B. A. (2013). Ultra-high performance concrete: A state-of-the-art report for the bridge community (No. FHWA-HRT-13-060). United States. Federal Highway Administration. Office of Infrastructure Research and Development.
- Ryu, G.S, Kang, S.T., Park, J.J., Koh, K.T., Kim, S.W. (2011) Mechanical behavior of UHPC (ultra high performance concrete) according to hybrid use of steel fibers. *Adv Mater Res*, 287–290, 453–457. [10.4028/www.scientific.net/AMR.287-290.453](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.287-290.453)
- Sadrekarimi, A., (2004). Development of a light weight reactive powder concrete. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 2(3), 409-417.
- Saeed, Y. M., and Rad, F. N. (2019). Experimental Investigation of CFRP Prestressed Concrete Beams. *ACI Special Publication*, 331 (7), pp. 101-121.

- Sajna, A., Denarié, E., & Bras, V. (2012). Assessment of UHPFRC based bridge rehabilitation in Slovenia, two years after application. In *Proceedings of 3rd International Symposium on Ultra-High Performance Concrete* (Vol. 1, No. CONF, pp. 1-8). Uni Kassel.
- Sato, Y., Pansuk, W., Den Uijl, J. A., & Walraven, J. C. (2008). Shear capacity of high performance fiber reinforced concrete I-beams. In *8th International symposium on utilization of high-strength and high-performance concrete*, Tokyo (pp. 369-376). Japan Concrete Institute.
- Savino, V., Lanzoni, L., Tarantino, A. M., & Viviani, M. (2018). Tensile constitutive behavior of high and ultra-high performance. *Construction and Building Materials*, 186, 525–536. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.07.099>
- Schießl, P., Mazanec, O., Lowke, D., Plank, J., Schröfl, J., Gruber, M., Schmidt, M., Stephan, D., & Glotzbach, C. (2010). Investigations on the workability and microstructure development of UHPC, part 1: Effect of superplasticizer and silica fume on mixing and workability of UHPC. *Cement International*, 8, 60-7.
- Schmidt, C., Schmidt, M., & Racky, P. (2012, September). “Whitetopping” of asphalt and concrete pavements with thin layers of Ultra-High-Performance Concrete: Construction and economic efficiency. In *Life-Cycle and Sustainability of Civil Infrastructure Systems: Proceedings of the Third International Symposium on Life-Cycle Civil Engineering (IALCCE'12)*, Vienna, Austria, October 3-6, 2012 (p. 456). CRC Press.
- Schmidt, M. & Fröhlich, S. (2010). Testing of UHPC. In: *2010 fib Congress and PCI Convention Bridge Conf. Proc.*, Washington, D.C. (pub.: Precast/Prestressed Concrete Institute, Chicago).
- Schmidt, M., Leutbecher, T., Piotrowski, S., & Wiens, U. (2017). The German Guideline for Ultra-High Performance. *Proc. of Int. Symp. on Ultra High Performance Fibre-Reinforced Concrete, UHPFRC 2017*, 545–554.
- Shafieifar, M., Farzad, M., & Azizinamini, A. (2017). Experimental and numerical study on mechanical properties of Ultra High Performance Concrete (UHPC). *Construction and Building Materials*, 156, 402–411. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.08.170>
- Shaikh, F. U. A., Luhar, S., Arel, H. Ş., & Luhar, I. (2020). Performance evaluation of Ultrahigh performance fibre reinforced concrete – A review. *Construction and Building Materials*, 232. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117152>
- Shi, Y., Long, G., Zen, X., Xie, Y., & Shang, T. (2021). Design of binder system of eco-efficient UHPC based on physical packing and chemical effect optimization. *Construction and Building Materials*, 274, 121382. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121382>
- Shin, H. O., Lee, S. J., & Yoo, D. Y. (2018). Bond Behavior of Pretensioned Strand Embedded in Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 12(1). <https://doi.org/10.1186/s40069-018-0249-4>

- SIA 2052 (2014). UHPFRC: Materials, Design and Application. Zürich, İsviçre: Swiss Society of Engineers and Architects.
- Sobek, W., Plank, M., Frettlöhr, B., Röhm, J., & Corvez, D. (2013). Conceptual design of an UHPFRC tower structure in segmental construction for offshore wind turbines. In *Proceedings of International Symposium on Ultra-High Performance Fiber-Reinforced Concrete* (pp. 423-432).
- Sritharan, S., & Schmitz, G. M. (2013). Design of tall wind turbine towers utilizing UHPC. In *2nd International Symposium on Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concrete (UHPFRC)*. Marseille, France.
- Stark, A., Classen, M., & Hegger, J. (2019). Bond behaviour of CFRP tendons in UHPFRC. *Engineering Structures*, 178(October 2018), 148–161. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.10.002>
- Tam, C. M., Tam, V. W. Y., & Ng, K. M. (2012). Assessing drying shrinkage and water permeability of reactive powder concrete produced in Hong Kong. *Construction and Building Materials*, 26(1), 79–89. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.05.006>
- Tanaka, Y., Maekawa, K., Kameyama, Y., Ohtake, A., Musha, H., & Watanabe, N. (2009). Innovation and application of UHPFRC bridges in Japan. In: *Designing and Building with UHPFRC: State of the Art and Development, Part III, New Frontiers for Bridges*, 112-120.
- Taşdemir, M. A., & Bayramov, F. (2002). Yüksek performanslı çimento esaslı kompozitlerin mekanik davranışı. *İTÜ Dergisi/d*, 1(2), 125-144.
- Țîbea, C., & Bompa, D. V. (2020). Ultimate shear response of ultra-high-performance steel fibre-reinforced concrete elements. *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 20(2), 1–16. <https://doi.org/10.1007/s43452-020-00051-z>
- Topçu, İ. B., & Karakurt, C. (2005). Reaktif pudra betonları. *Türkiye Mühendislik Haberleri Dergisi*, 437, 25–30.
- Toutlemonde, F., Bouteiller, V., Platret, G., Carcasses, M. & Lion, M. (2010). Field demonstration of UHPFRC durability. *Concr Int*, 39-45.
- Toutlemonde, F., Génèreux, G., Resplendino, J., & Delort, M. (2016, July). Product and design standards for UHPFRC in France. In *International Interactive Symposium on Ultra-High Performance Concrete (Vol. 1, No. 1)*. Iowa State University Digital Press.
- Tran, N. T., & Kim, D. J., (2017). Synergistic response of blending fibers in ultra-high-performance concrete under high rate tensile loads. *Cement and Concrete Composites*, 78, 132–145. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2017.01.008>
- TS 3233 (1979). Öngerilmeli Beton Yapıların Hesap ve Yapım Kuralları. Ankara: Türk Standartları Enstitüsü (TSE).
- TS 708 (2010). Çelik-betonarme için donatı çeliği. Ankara: Türk Standartları Enstitüsü (TSE).
- TS EN 206-1 (2002). Beton-Bölüm 1: Özellik, Performans, İmalat ve Uygunluk. Ankara: Türk Standartları Enstitüsü (TSE).

- US Army Engineer Waterways Experiment Station, (1998). Reactive powder concrete for producing sewer, culvert, and pressure pipes. Technical Report CPAR-SL-98-3.
- Ünal O., & Kürklü, G. (2007). Öngerilmeli Beton Teknolojisi. Yapı Teknolojileri Elektronik Dergisi, 3(2), 26-35.
- Voo, J. Y. L., & Foster, S. J. S. J. (2003). Variable Engagement Model for the Fibre Reinforced Concrete in Tension. Proceedings Advanced Materials for Construction of Bridges, Buildings, and Other Structures III.
- Voo, Y. L., Foster, S. J., & Gilbert, R. I. (2006). Shear strength of fiber reinforced reactive powder concrete prestressed girders without stirrups. Journal of Advanced Concrete Technology, 4(1), 123–132. <https://doi.org/10.3151/jact.4.123>
- Voo, Y. L., Foster, S., & Pek, L. G. (2017). Ultra-High Performance Concrete—Technology for Present and Future. Proceedings of the High Tech Concrete: Where Technology and Engineering Meet, Maastricht, The Netherlands, 12-14.
- Voo, Y. L., Foster, S. J., & Voo, C. C. (2014). Ultrahigh-performance concrete segmental bridge technology: Toward sustainable bridge construction. Journal of Bridge Engineering, 20(8), B5014001.
- Voo, Y. L., Poon, W.K. & Foster, S. J. (2010). Shear strength of steel fiber reinforced ultra-high performance concrete beams without stirrups. Journal of Structural Engineering, 136(11), 1393–1400. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000234](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000234)
- Walraven, J. (2012, March 7-9). On the way to international design recommendations for Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete. Proceedings of the 3rd International Symposium on UHPC and Nanotechnology for High Performance Construction Materials, (pp. 51-58). Kassel, Germany.
- Wang, C., Shen, Y., Yang, R., ve Wen, Z. (2017b). Ductility and Ultimate Capacity of Prestressed Steel Reinforced Concrete Beams. Mathematical Problems in Engineering, 2017. <https://doi.org/10.1155/2017/1467940>
- Wang, D., Shi, C., Wu, Z., Xiao, J., Huang, Z., & Fang, Z. (2015). A review on ultra high performance concrete: Part II. Hydration, microstructure and properties. Construction and Building Materials, 96, 368–377. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.095>
- Wang, L., Zhang, X., Zhang, J., Dai, L., & Liu, Y. (2017). Failure analysis of corroded PC beams under flexural load considering bond degradation. Engineering Failure Analysis, 73, 11-24.
- Wang, L., Yuan, P., Zhang, X., Dong, Y., Ma, Y., & Zhang, J. (2019). Bond behavior between multi-strand tendons and surrounding grout: Interface equivalent modeling method. Construction and Building Materials, 226, 61–71. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.242>
- Wang, Q., Song, H., Lu, C., & Jin, L. (2020). Shear performance of reinforced ultra-high performance concrete rectangular section beams. Structures, 27(April), 1184–1194. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2020.07.036>

- Wille, K., Naaman, A., & Parra-Montesinos, G. (2011). Ultra-High Performance Concrete with Compressive Strength Exceeding 150 MPa (22 ksi): A Simpler Way. *Aci Materials Journal*, 108, 46-54.
- Wu, C., Li, J., & Su, Y., (2018). Development of Ultra-High Performance Concrete Against Blasts-from Materials to Structures. Woodhead Publishing. <https://doi.org/10.1016/C2017-0-01252-1>
- Wu, Z., Shi, C., He, W., & Wang, D. (2017). Static and dynamic compressive properties of ultra-high performance concrete (UHPC) with hybrid steel fiber reinforcements. *Cement and Concrete Composites*, 79, 148–157. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2017.02.010>
- Xie, J., Zhao, X., & Yan, J. B. (2018). Experimental and numerical studies on bonded prestressed concrete beams at low temperatures. *Construction and Building Materials*, 188, 101-118.
- Xu, Y. (1990). Experimental study of anchorage properties for deformed bars in concrete. Doktora Tezi. Beijing, China.
- Xue, W. C., Wang, X. H., Hu, X., & Zheng, R. G. (2016). Mechanical Behaviors of High Performance Concrete Beams Prestressed with CFRP Strands. *Journal of Residuals Science & Technology*, 13.
- Yang, I. H., Joh, C., & Kim, B. S. (2011). Flexural strength of large-scale ultra high performance concrete prestressed T-beams. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 38(11), 1185-1195.
- Ye, Y., Hu, S., Daio, B., Yang, S., & Liu, Z., (2012). Mechanical Behavior of Ultra-High Performance Concrete Reinforced with Hybrid Different Shapes of Steel Fiber, 12th COTA International Conference of Transportation Professionals: Multimodal Transportation Systems - Convenient, Safe, Cost-Effective, Efficient, CICTP 2012, American Society of Civil Engineering, Pages 3017-3028, Beijing, China.
- Yigiter, H., Aydin, S., Yazici, H., & Yardimci, M. Y. (2012). Mechanical performance of low cement reactive powder concrete (LCRPC). *Composites Part B: Engineering*, 43(8), 2907–2914. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2012.07.042>
- Yoo, D. Y., Banthia, N., & Yoon, Y. S. (2017). Experimental and numerical study on flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete beams with low reinforcement ratios. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 44(1), 18-28.
- Yoo, D. Y., Banthia, N., & Yoon, Y. S. (2016). Predicting the flexural behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites*, 74, 71–87. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2016.09.005>
- Yoo, D. Y., Kang, S. T., & Yoon, Y. S. (2016). Enhancing the flexural performance of ultra-high-performance concrete using long steel fibers. *Composite Structures*, 147, 220–230. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.03.032>

- Yoo, D. Y., & Kim, M. J., (2019). High energy absorbent ultra-high-performance concrete with hybrid steel and polyethylene fibers. *Construction and Building Materials*, 209, 354–363. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.03.096>
- Yoo, D. Y., Kim, M. J., Kim, S., & Yoon, Y. S. (2017). Fiber orientation effect on flexural response of UHPFRC. In *MATEC Web of Conferences* (Vol. 138, p. 03007). EDP Sciences.
- Yoo, D. Y., Shin, H.O., Yang, J.M., & Yoon, Y. S., (2014). Material and bond properties of ultra high performance fiber reinforced concrete with micro steel fibers. *Composites Part B: Engineering*, 58, 122-133. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.10.081>.
- Yoo, D., & Yoon, Y. (2015). Structural performance of ultra-high-performance concrete beams with different steel fibers. *Engineering Structures*, 102, 409–423. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.08.029>
- Yoo, D. Y., & Yoon, Y. S. (2016). A Review on Structural Behavior, Design, and Application of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 10(2), 125–142. <https://doi.org/10.1007/s40069-016-0143-x>
- Younes, T., Al-Mayah, A., & Topper, T. (2017). Fatigue performance of prestressed concrete beams using BFRP bars. *Construction and Building Materials*, 157, 313-321.
- Yu, K. Q., Yu, J. T., Dai, J. G., Lu, Z. D., & Shah, S. P. (2018). Development of ultra-high performance engineered cementitious composites using polyethylene (PE) fibers. *Construction and Building Materials*, 158, 217-227.
- Yudenfreund, M., Odler, I., & Brunauer, S. (1972). Hardened portland cement pastes of low porosity I. Materials and experimental methods. *Cement and Concrete Research*, 2(3), 313–330.
- Yuguang, Y., Walraven, J. C., & den Uijl, J. A. (2009). Combined effect of fibers and steel rebars in high performance concrete. *Heron*, 54(2-3), 205-224.
- Zhang, J. P. (1994). “Strength of cracked concrete: Part 1—Shear strength of conventional reinforced concrete beams, deep beams, corbels, and prestressed reinforced concrete beams without shear reinforcement.” Rep. No. 311, Dept. of Structural Engineering, Technical Univ. Of Denmark, Lyngby, Denmark.
- Zhang, P., Huang, Y., Li, Y., Zhao, J., Dong, H., & Chen, T. (2018). Influence Factors on the Properties of Ultrahigh-Performance Fiber-Reinforced Concrete Cured under the Condition of Room Temperature. *Advances in Civil Engineering*, 2018. <https://doi.org/10.1155/2018/2754735>
- Zhang, W., Liu, X., & Gu, X. (2016). Fatigue behavior of corroded prestressed concrete beams. *Construction and Building Materials*, 106, 198-208.
- Zhang, Z., Nielsen, M. K., Hørsholt, S., Muralidharan, G., & Jørgensen, J. B. (2021). Digitalization, Control and Optimization for Cement Plants. In *Computer Aided Chemical Engineering* (Vol. 50, pp. 1319-1324). Elsevier.

Zhou, B., & Uchida, Y. (2017). Influence of flowability, casting time and formwork geometry on fiber orientation and mechanical properties of UHPFRC. Cement and Concrete Research, 95, 164-177.

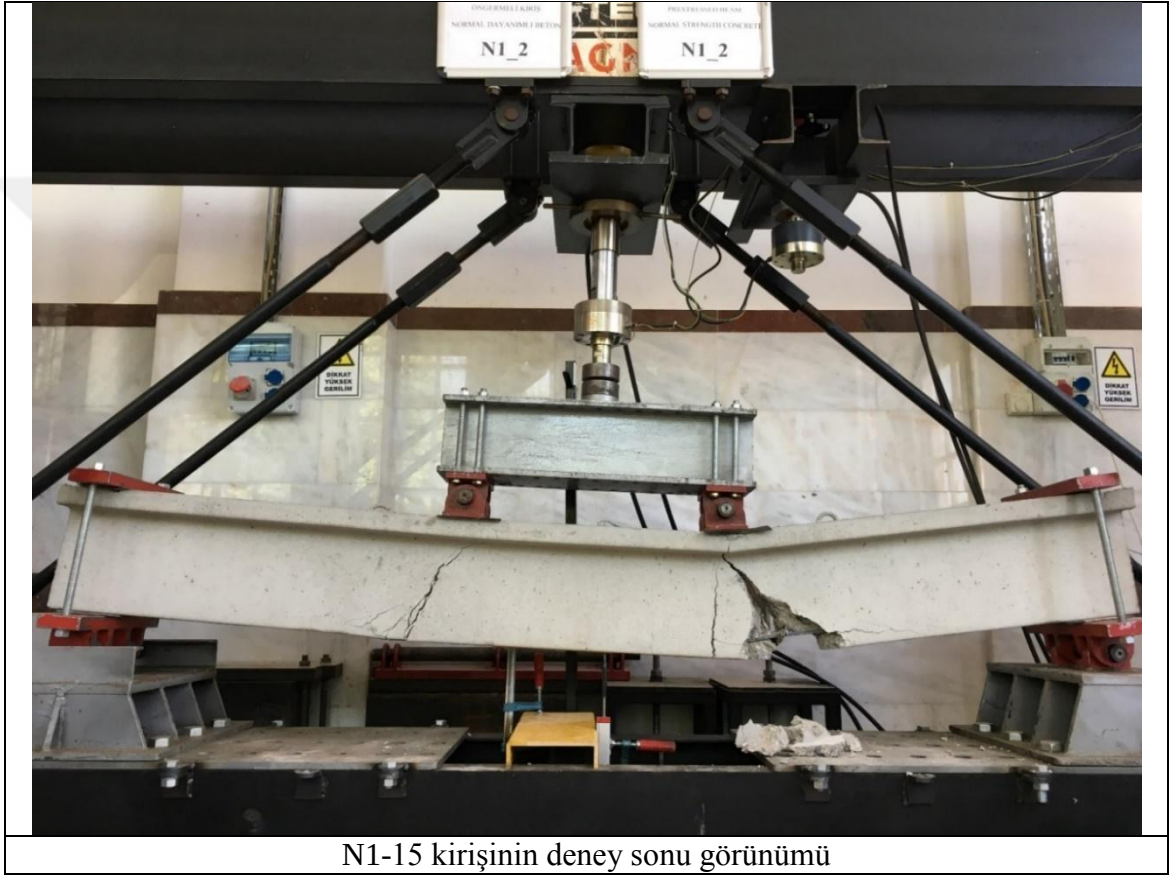
Zou, P. X. (2003). Theoretical study on short-term and long-term deflections of fiber reinforced polymer prestressed concrete beams. Journal of composites for construction, 7(4), 285-291.

Url-1 <<http://www.betonurunler.com/urunler/>>, erişim tarihi 11.07.2021

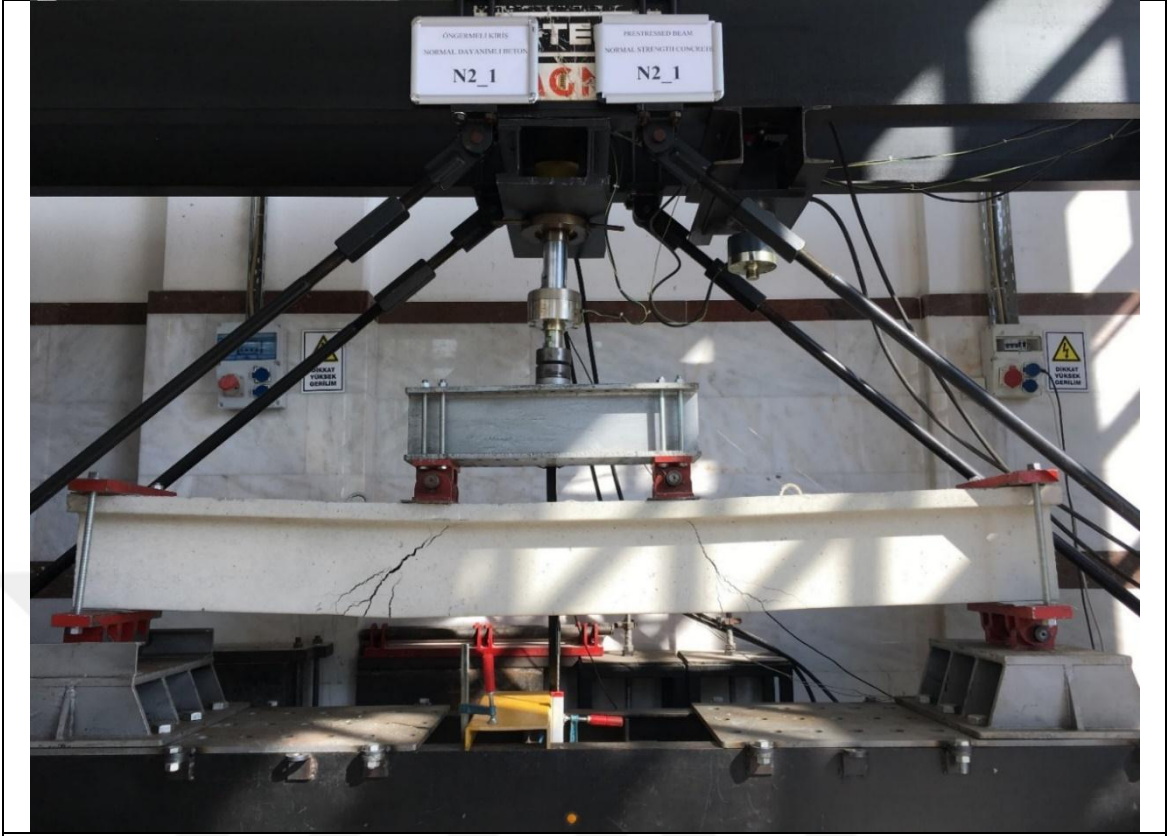


EKLER

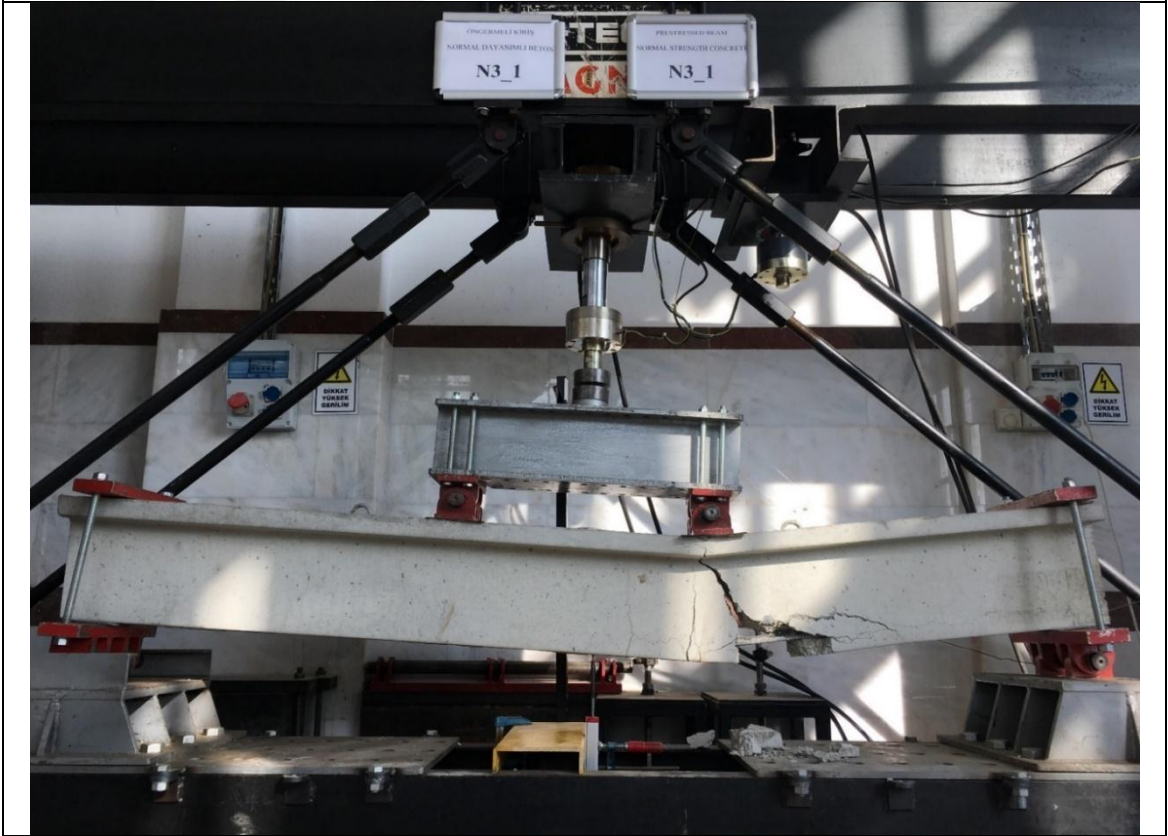
EK A: Öngermeli Kirişlerin Deney Sonu Görünümleri



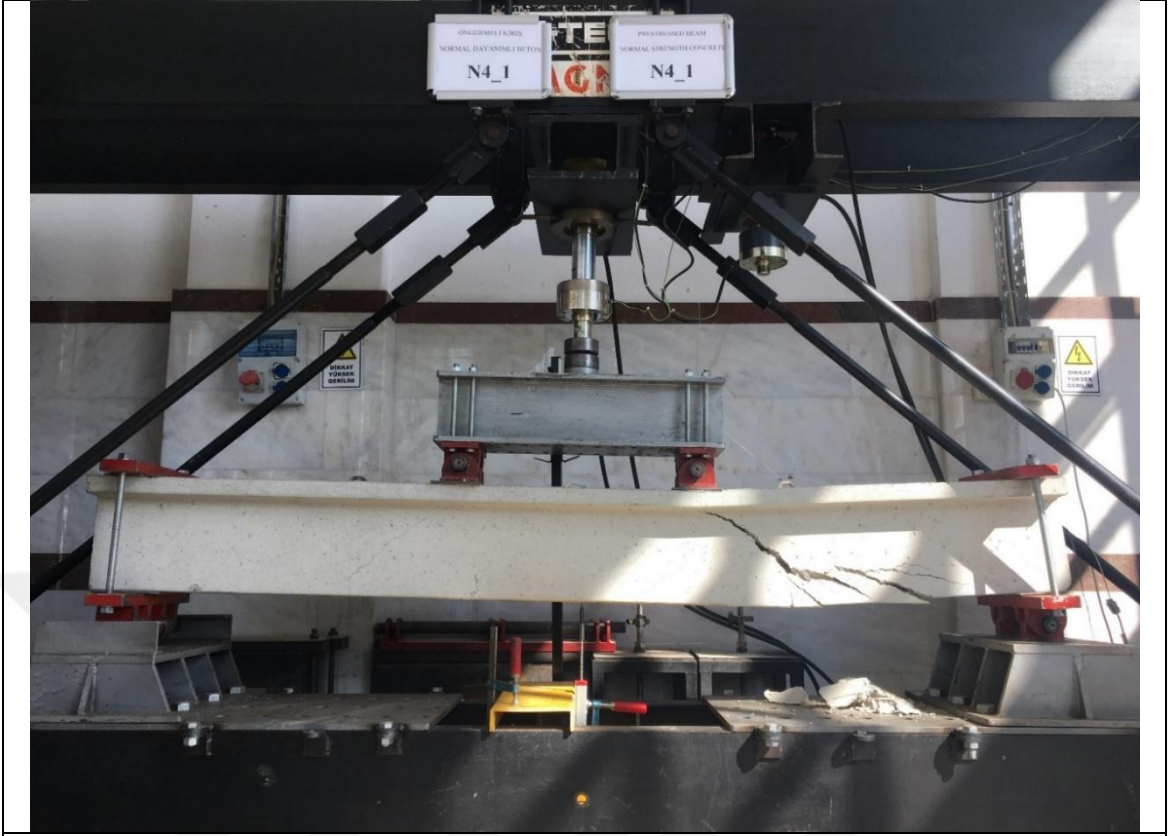
N1-15 kirişinin deney sonu görünümü



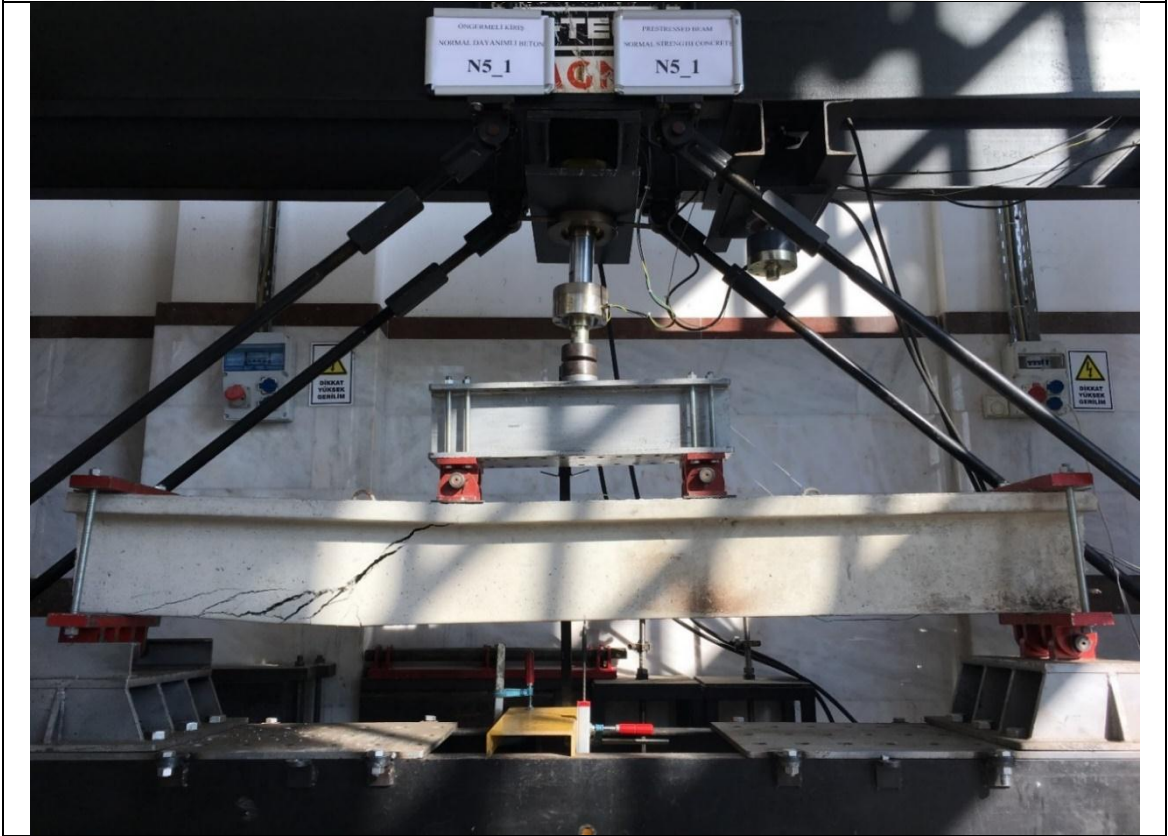
N2-30 kirişinin deney sonu görünümü



N3-45 kirişinin deney sonu görünümü



N4-120 kirişinin deney sonu görünümü



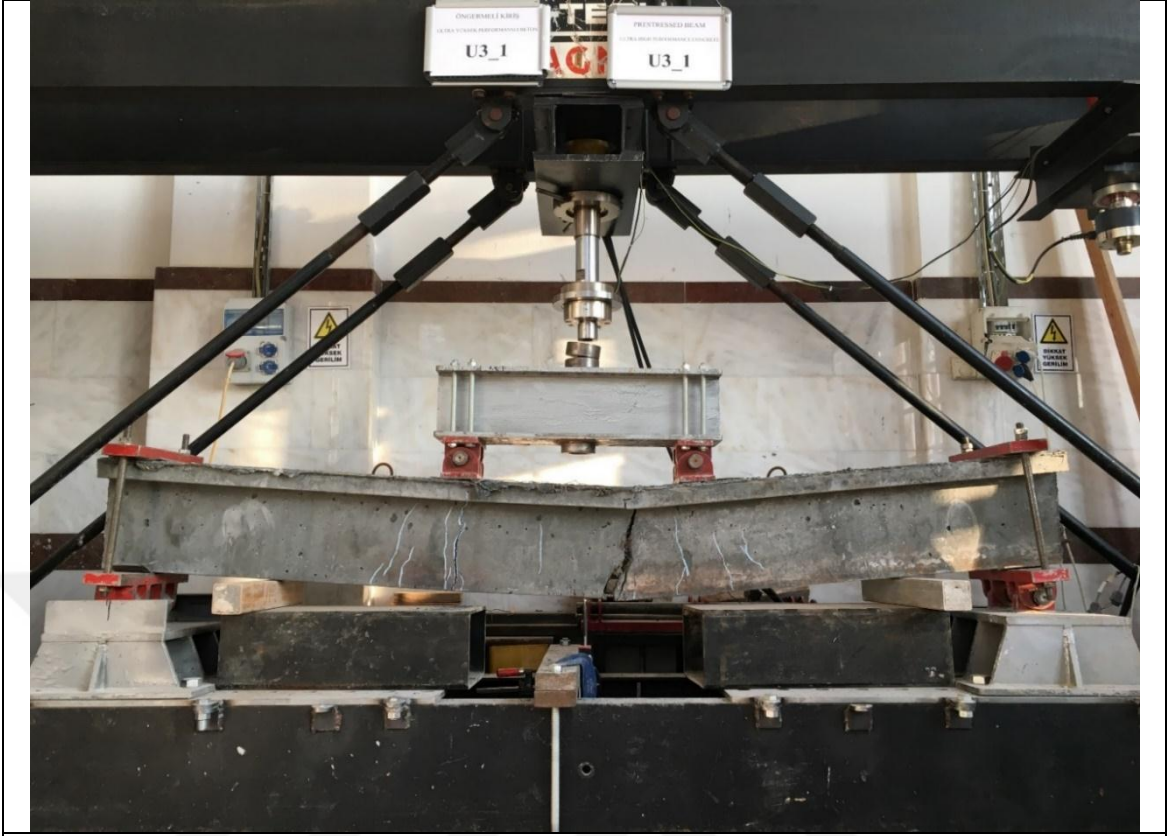
N5-120 kirişinin deney sonu görünümü



U1-15 kirişinin deney sonu görünümü



U2-30 kirişinin deney sonu görünümü



U3-45 kirişinin deney sonu görünümü



U4-120 kirişinin deney sonu görünümü



U5-120 kirişinin deney sonu görünümü