

T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

BETONARME SÜREKLİ KİRİŞLERDE FARKLI
PARAMETRELERİN MOMENTLERİN YENİDEN
DAĞILIMINA ETKİSİ

Mehmet Safa AYDOĞAN

DOKTORA TEZİ

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Programı

Danışman

Prof. Dr. Güray ARSLAN

Eş Danışman

Prof. Dr. Cem AYDEMİR

Şubat, 2024

T.C.
YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**BETONARME SÜREKLİ KİRİŞLERDE FARKLI
PARAMETRELERİN MOMENTLERİN YENİDEN
DAĞILIMINA ETKİSİ**

Mehmet Safa AYDOĞAN tarafından hazırlanan tez çalışması 21.02.2024 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Yapı Programı **DOKTORA TEZİ** olarak kabul edilmiştir.

Prof. Dr. Güray ARSLAN
Yıldız Teknik Üniversitesi
Danışman

Prof. Dr. Cem AYDEMİR
İstanbul Aydın Üniversitesi
Eş-Danışman

Jüri Üyeleri

Prof. Dr. Güray ARSLAN, Danışman
Yıldız Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Murat Serdar KIRÇIL, Üye
Yıldız Teknik Üniversitesi

Doç. Dr. Sema ALACALI, Üye
Yıldız Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Kutlu DARILMAZ, Üye
İstanbul Teknik Üniversitesi

Dr. Öğr. Üyesi Cenk AKSOYLAR, Üye
Fatih Sultan Mehmet Vakıf Üniversitesi

Danışmanım Prof. Dr. Güray ARSLAN sorumluluğunda tarafımda hazırlanan Betonarme Sürekli Kirişlerde Farklı Parametrelerin Momentlerin Yeniden Dağılımına Etkisi başlıklı çalışmada veri toplama ve veri kullanımında gerekli yasal izinleri aldığımı, diğer kaynaklardan aldığım bilgileri ana metin ve referanslarda eksiksiz gösterdiğimi, araştırma verilerine ve sonuçlarına ilişkin çarpıtma ve/veya sahtecilik yapmadığımı, çalışmam süresince bilimsel araştırma ve etik ilkelerine uygun davrandığımı beyan ederim. Beyanımın aksinin ispatı halinde her türlü yasal sonucu kabul ederim.

Mehmet Safa AYDOĞAN



*Eşime,
oğluma
ve
aileme*

TEŞEKKÜR

Doktora eğitimimin başından sonuna kadar olan tüm süreçlerinde her daim desteklerini hissettiğim ve her türlü tecrübe, bilgi ve birikimini bana cömertçe sunmaktan çekinmeyen kıymetli danışman hocam Sn. Prof. Dr. Güray ARSLAN'a ve değerli görüşleri ile deneysel çalışmalarda ve sonraki aşamalarda tez çalışmama önemli katkılar sunan eş danışmanım Sn. Prof. Dr. Cem AYDEMİR'e şükranlarımı sunarım.

Tez çalışmam kapsamında gerçekleşen makale hazırlama sürecine sağladığı katkılardan ötürü değerli hocam Sn. Doç. Dr. Sema ALACALI'ya çok teşekkür ederim.

Kıymetli zamanlarını ayırarak tezimi değerlendiren hocalarım Sn. Prof. Dr. Kutlu DARILMAZ, Sn. Doç. Dr. Murat Serdar KIRÇIL ve Sn. Dr. Öğr. Üyesi Cenk AKSOYLAR'a çok teşekkür ederim.

Doktora çalışmalarım süresince sabırla bana anlayış göstererek bu çalışmaların nihayete ermesinde dolaylı katkıları çok fazla olan kıymetli eşim Rümeyza AYDOĞAN ve biricik oğlum Kerem Asaf AYDOĞAN'a çok teşekkür ederim.

Tüm hayatım boyunca daima yanımda olan ve desteklerini benden hiçbir zaman esirgemeyen annem Hatice AYDOĞAN'a, babam Seyit AYDOĞAN'a ve kardeşlerime şükranlarımı sunarım.

Deney numunelerinin hazırlanması ve deneysel çalışmaların yapılmasındaki yardımlarından ötürü Sn. Şemsettin TONKUŞ ve Sn. Hasan ERBİLGİN'e teşekkür ederim.

İnşaat mühendisliği eğitim hayatım boyunca üzerimde emeği olan Yıldız Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümündeki tüm hocalarıma müteşekkir olduğumu belirtmek isterim.

Doktora eğitimim süresince "2211 Genel Yurt İçi Doktora Burs Programı" kapsamında çalışmalarımı destekleyen Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu'na (TÜBİTAK) teşekkür ederim.

Mehmet Safa AYDOĞAN

İÇİNDEKİLER

TEŞEKKÜR	iv
SİMGE LİSTESİ	vii
KISALTMA LİSTESİ	ix
ŞEKİL LİSTESİ	x
TABLO LİSTESİ	xii
ÖZET	xiv
ABSTRACT	xvi
1 GİRİŞ	1
1.1 Literatür Özeti	1
1.2 Tezin Amacı	16
1.3 Hipotez	17
2 DENEYSEL ÇALIŞMA	18
2.1 Betonarme Sürekli Kirişlerin Üretilmesi	18
2.2 Malzeme Özellikleri	22
2.3 Kirişlerin Özellikleri ve Deney Düzenegi	24
3 DENEY SONUÇLARI	28
3.1 Seri 1 Kirişleri	28
3.1.1 Kirişlerin Davranışları	28
3.1.2 Donatı Şekil Değiş-tirmeleri	30
3.1.3 Yük - Yer Değiş-tirme İlişkileri	31
3.1.4 Deneysel ve Teorik Yüklerin Karşılaştırılması	34
3.1.5 Süneklik	35
3.1.6 Momentlerin Yeniden Dağılımı	39
3.2 Seri 2 Kirişleri	43
3.2.1 Kirişlerin Davranışları	43
3.2.2 Donatı Şekil Değiş-tirmeleri	46
3.2.3 Yük - Yer Değiş-tirme İlişkileri	47
3.2.4 Deneysel ve Teorik Yüklerin Karşılaştırılması	49
3.2.5 Süneklik	50

3.2.6	Momentlerin Yeniden Dağılımı.....	54
4	MEVCUT MOMENT YENİDEN DAĞILIMI BAĞINTILARI	59
4.1	Tasarım Kodlarında Yer Alan Bağıntılar.....	59
4.2	Literatürde Yer Alan Bağıntılar.....	61
5	ANALİTİK ÇALIŞMA	64
5.1	Veri Setinin Oluşturulması.....	64
5.2	İstatistiksel Sonuçların Değerlendirilmesi.....	65
5.3	İstatistiksel Hata Analizi.....	70
6	SONUÇ	73
	KAYNAKÇA	77
	TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR	89



SİMGE LİSTESİ

A_{s3}	Açıklık kesitindeki basınç donatısı alanı
A_{s4}	Açıklık kesitindeki çekme donatısı alanı
Δ	Açıklık yer değiştirmesi
φ_y	Akma eğriliği
E_y	Akma yükü anındaki söñümlenen enerji
Δ_y	Akma yükündeki açıklık yer değiştirmesi
ρ'	Basınç donatısı oranı
f_c	Beton basınç dayanımı
k_1	Betondaki ortalama basınç gerilmesinin maksimum gerilmeye oranı
f_{ck}	Betonun karakteristik basınç dayanımı
ε_{cu2}	Betonun nihai Şekil değiştirmesi
d_b	Boyuna donatı çapı
ρ	Çekme donatısı oranı
M_E	Deneysel eğilme momenti
β_E	Deneysel moment yeniden dağılımı
P_E	Deneysel yük
ρ_b	Dengeli donatı oranı
R^2	Determinasyon katsayısı
f_y	Donatı akma dayanımı
Φ	Donatı çapı
f_t	Donatı çekme dayanımı
ε_t	Donatının çekme Şekil değiştirmesi
ε_{su}	Donatının nihai Şekil değiştirmesi
θ	Dönme
φ	Eğrilik
$\mu\Phi$	Eğrilik süneklik faktörü
M_{el}	Elastik eğilme momenti
β_{el}	Elastik moment yeniden dağılımı
μ_E	Enerji yoğunluk faktörü
ω_w	Etriyenin hacimsel oranı
ρ_{vol}	Hacimsel enine donatı oranı
A_{s2}	İç mesnet kesitindeki basınç donatısı alanı

A_{s1}	İç mesnet kesitindeki çekme donatısı alanı
ρ_1/ρ_2	İç mesnetteki çekme donatısının açıklıktaki çekme donatısına oranı
d	Kiriş etkili derinliği
b_w	Kiriş genişliği
a	Kirişin kesme açıklığı
l/t	Kirişin narinlik oranı
R	Korelasyon katsayısı
ρ_{max}	Maksimum donatı oranı
ρ_{min}	Minimum donatı oranı
β	Moment yeniden dağılımı
φ_u	Nihai eğrilik
β_u	Nihai moment yeniden dağılımı
E_u	Nihai yük anındaki sönmömlenen enerji
Δ_u	Nihai yükteki açıklık yer değıştirmesi
L_p	Plastik mafsalsal boyu
E	Sönmömlenen enerji
μ	Süneklik
ε	Şekil değıştirme
β_{tah}	Tahmin edilen moment yeniden dağılımı
c	Tarafsız eksen derinliği
P_T	Teorik plastik yük
μ_Δ	Yer değıştirme süneklik faktörü
P	Yük

KISALTMA LİSTESİ

ACI	American Concrete Institute
AS	Australia Standards
BFRP	Basalt Fiber Reinforced Polymer
BSI	British Standards Institution
CSA	Canadian Standards Association
CFRP	Carbon Fiber Reinforced Polymer
FRP	Fiber Reinforced Polymer
DIN	German Institute of Standard
GFRP	Glass Fiber Reinforced Polymer
LVDT	Linear Variable Displacement Transducer
MV	Ortalama Değer
MSE	Ortalama Karesel Hata
RMSE	Ortalama Karesel Hatanın Karekoku
MAE	Ortalama Mutlak Hata
MAPE	Ortalama Mutlak Yuzdesel Hata
SD	Standart Sapma
TBDY	Turk Bina Deprem Yonetmeliği
TS	Turk Standartları
COV	Varyasyon Katsayısı

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 1.1	Betonarme taşıyıcı sistemlerde tasarıma esas olan sınır durumlar [1]	3
Şekil 1.2	Betonarme sürekli bir kirişte elastik durum ve yeniden dağılım durumu [1]	5
Şekil 1.3	Betonarme sürekli bir kirişte pozitif moment yeniden dağılımının oluşması	6
Şekil 1.4	Sünek ve sünek olmayan kesitlere ait moment-eğrilik grafiği	7
Şekil 2.1	Kiriş kalıplarının hazırlanması	19
Şekil 2.2	Şekil değiştirme ölçerlerin donatılara uygulanması	19
Şekil 2.3	Donatıların kalıplara yerleştirilmesi	20
Şekil 2.4	Beton dökümü ve vibrasyon işlemleri	21
Şekil 2.5	Beton dökme işleminin tamamlanması ve beton küp numuneleri	21
Şekil 2.6	Kirişlerin kalıptan çıkarılarak deneye hazır hale getirilmesi	22
Şekil 2.7	Beton basınç deneyi örneği	23
Şekil 2.8	Çelik çekme deneyi ve donatıların son durumları	23
Şekil 2.9	Boyuna donatı düzeni ve detayları, geometrik konfigürasyonlar [38] ...	25
Şekil 2.10	Düşey yer değiştirmeyi ölçen LVDT'lerin ve şekil değiştirme ölçerlerin detaylı konumları [38]	25
Şekil 2.11	Sürekli kirişlerin arka yüzeylerine yerleştirilen LVDT'lerin detaylı konumları [38]	26
Şekil 2.12	(a) Örnek bir deney düzeneği; (b) Arka yüzeydeki LVDT'lerin mevcut konumları [38]	27
Şekil 3.1	T12C08 kirişinin deney sonundaki nihai durumu [43]	28
Şekil 3.2	Seri 1 kirişlerinin kritik kesitlerinin deney sonrasındaki nihai durumları, (a) T10C08, (b) T12C08, (c) T14C08, (d) T16C08, (e) T18C08, (f) T20C08	29
Şekil 3.3	T14C08 kirişinin mafsallaşan açıklık kesitindeki hasar durumları [43]	30
Şekil 3.4	Seri 1 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait toplam yük – donatı şekil değiştirmesi eğrileri	31
Şekil 3.5	Seri 1 kirişlerinin toplam yük – açıklık yer değiştirmesi ilişkileri [43]	32
Şekil 3.6	İç mesnet kesitlerindeki hasarlar, (a) T10C08 kirişi, (b) T20C08 kirişi [43]	34
Şekil 3.7	Seri 1 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait moment-eğrilik ilişkileri [43]	38
Şekil 3.8	Seri 1 kirişlerinin toplam yükleri ($2P$) ve moment yeniden dağılım yüzdeleri (β) arasındaki ilişkiler [43]	39

Şekil 3.9 Örnek bir sürekli kiriş üzerinde açıklık kesitinin her iki tarafında meydana gelen dönmelerin incelenmesi (T10C08 kirişi).....	42
Şekil 3.10 T12C10 kirişinin deney sonundaki nihai durumu [38]	44
Şekil 3.11 Seri 2 kirişlerinin kritik kesitlerinin deney sonrasındaki nihai durumları, (a) T16C10, (b) T16C12C08, (c) T16C16, (d) T12C10, (e) T14C10C08, (f) T18C14C08 [38]	45
Şekil 3.12 T14C10C08 kirişinin mafsallaşan açıklık kesitindeki hasar durumları [38].....	46
Şekil 3.13 Seri 2 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait toplam yük – donatı şekil değiştirmesi eğrileri [38].....	47
Şekil 3.14 Seri 2 kirişlerinin toplam yük – açıklık yer değiştirmesi ilişkileri [38]	48
Şekil 3.15 Seri 2 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait moment-eğrilik ilişkileri [38]	53
Şekil 3.16 Seri 2 kirişlerinin toplam yükleri ($2P$) ve moment yeniden dağılım yüzdeleri (β) arasındaki ilişkiler [38].....	55
Şekil 5.1 Mevcut modellerin veri setindeki kirişler için istatistiksel olarak karşılaştırılması [43]	68
Şekil 5.2 Aydoğan vd. [78] ‘e ait modelin deneysel sonuçları tahmin yeteneği ...	68
Şekil 5.3 Deneysel ve tahmin edilen moment yeniden dağılımlarının karşılaştırılması [43]	70

TABLO LİSTESİ

Tablo 2.1 Beton karışım özellikleri [38]	22
Tablo 2.2 Donatıların mekanik özellikleri [38].....	24
Tablo 2.3 Betonarme sürekli kirişlerin donatı detayları.....	27
Tablo 3.1 Seri 1 kirişlerinde toplam yüklerin ve açıklık yer değiştirmelerinin yüklemenin farklı aşamalarındaki değerleri [43]	33
Tablo 3.2 Seri 1 kirişlerinde deneysel yükler ile teorik plastik yüklerin karşılaştırılması [43]	35
Tablo 3.3 Seri 1 kirişlerinin yer değiştirme süneklik faktörleri [43]	36
Tablo 3.4 Seri 1 kirişlerinin enerji sönmleme kapasiteleri ve enerji yoğunluk faktörleri [43]	37
Tablo 3.5 Seri 1 kirişlerinin eğrilik süneklik faktörleri [43]	38
Tablo 3.6 Seri 1 kirişlerinin c/d parametreleri ve moment yeniden dağılımı yüzdeleri (β) [43]	41
Tablo 3.7 Seri 1 kirişlerinin elastik ve nihai moment yeniden dağılım yüzdeleri [43]	43
Tablo 3.8 Seri 1 kirişleri ile çeşitli çalışmaların β_{el}/β_u oranlarının karşılaştırılması [43]	43
Tablo 3.9 Seri 2 kirişlerinde toplam yüklerin ve açıklık yer değiştirmelerinin yüklemenin farklı aşamalarındaki değerleri [38]	49
Tablo 3.10 Seri 2 kirişlerinde deneysel yükler ile teorik plastik yüklerin karşılaştırılması [38]	50
Tablo 3.11 Seri 2 kirişlerinin yer değiştirme süneklik faktörleri [38]	51
Tablo 3.12 Seri 2 kirişlerinin enerji sönmleme kapasiteleri ve enerji yoğunluk faktörleri [38]	52
Tablo 3.13 Seri 2 kirişlerinin eğrilik süneklik faktörleri [38]	54
Tablo 3.14 Seri 2 kirişlerinin c/d parametreleri ve moment yeniden dağılımı yüzdeleri (β) [38]	57
Tablo 3.15 Seri 2 kirişlerinin elastik ve nihai moment yeniden dağılım yüzdeleri [43]	58
Tablo 3.16 Seri 2 kirişleri ile çeşitli çalışmaların β_{el}/β_u oranlarının karşılaştırılması [43]	58
Tablo 4.1 Tasarım kodlarında yer alan bağıntılar [43]	60
Tablo 4.2 Literatürde yer alan bağıntılar [43]	63
Tablo 5.1 Deneysel veri setinin özellikleri [43]	64
Tablo 5.2 Veri setindeki ve bu çalışmadaki kirişlere ait istatistiksel sonuçların karşılaştırılması [43]	66

Tablo 5.3 Moment yeniden dağılımı tahmin modelleri için istatistiksel hata endeksleri [43]	71
---	-----------



Betonarme Sürekli Kirişlerde Farklı Parametrelerin Momentlerin Yeniden Dağılımına Etkisi

Mehmet Safa AYDOĞAN

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Programı

Doktora Tezi

Danışman: Prof. Dr. Güray ARSLAN

Eş-Danışman: Prof. Dr. Cem AYDEMİR

Bu çalışma, yapılarda sıklıkla kullanılan bir yapısal form olan betonarme sürekli kirişlerde moment yeniden dağılımının gerçekçi bir şekilde belirlenmesi amacıyla yapılan deneysel ve analitik çalışmaların sonuçlarını içermektedir. Bu amaçla, literatürde moment yeniden dağılımını en çok etkileyen parametrenin donatı oranı olduğu tespit edilmiş ve bu nedenle iki seri halinde farklı donatı oranlarına sahip olan on iki adet betonarme sürekli kiriş üretilmiştir. Bu çalışmada, çekme donatısı oranı (ρ), basınç donatısı oranı (ρ') ve iç mesnet kesitlerindeki dengeli donatı oranı (ρ_b) ana değişkenler olarak dikkate alınmıştır. Dikkate alınan parametreler Seri 1 kirişlerinde ρ , Seri 2 kirişlerinde ρ'/ρ ve ρ/ρ_b 'dir ve bu parametrelerin kirişlerin moment yeniden dağılım kapasiteleri üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Bu çalışmanın temel amaçlarından biri, tasarım kodlarında ve literatürde yer alan bağıntıların güvenli bir tahmin verip vermediklerini kontrol etmektir. Bu kontrolü gerçekleştirmek için literatürde yer alan 141 adet kirişin deneysel sonuçlarından oluşan bir veri seti kullanılmış ve bu veri setinin moment yeniden dağılım oranları tüm bu bağıntılar ile tahmin edilmiştir. Elde edilen sonuçlar, ortalama değer (MV),

standart sapma (*SD*), varyasyon katsayısı (*COV*), ortalama karesel hata (*MSE*), ortalama karesel hatanın karekökü (*RMSE*), ortalama mutlak hata (*MAE*), ortalama mutlak yüzdesel hata (*MAPE*) gibi çeşitli istatistiksel endeksler kullanılarak karşılaştırılmıştır. Özellikle, literatürde yer alan ve moment yeniden dağılımını etkileyen birçok parametreyi dikkate alan bağıntıların, tasarım kodlarında yer alan bağıntılardan daha iyi sonuçlar verdiği görülmüştür. Bu tez çalışması kapsamında Aydoğan vd. [78] tarafından üretilen bağıntının moment yeniden dağılımını en çok etkilediği tespit edilen dört parametreden oluşan bir bağıntı olmasından dolayı istatistiksel endeksler açısından en iyi sonucu veren bağıntı olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Bununla birlikte, tasarım kodu bağıntılarının literatürdeki bazı bağıntılardan daha kötü performans göstermesinin, tasarım kodlarındaki hükümlerin sonuçların güvenli tarafta olmasını hedeflediği ve bunun bilinçli olarak yapıldığı şeklinde yorumlanabileceği unutulmamalıdır. Bu çalışmanın sonuçları, toplam moment yeniden dağılımının önemli bir kısmını oluşturan elastik moment yeniden dağılımının da göz önünde bulundurulması gerektiğini ortaya koymaktadır. Ayrıca bu çalışmada, betonarme sürekli kirişlerin yük-yer değiştirme ilişkileri, enerji sönümleme, süneklik ve moment-eğrilik ilişkileri gibi genel davranışlarıyla ilgili özellikleri de ayrıntılı olarak incelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Sürekli kiriş, moment yeniden dağılımı, analitik çalışma, süneklik, enerji sönümleme.

The Effect of Different Parameters on Moment Redistribution in Reinforced Concrete Continuous Beams

Mehmet Safa AYDOĞAN

Department of Civil Engineering

Doctor of Philosophy Thesis

Supervisor: Prof. Dr. Güray ARSLAN

Co-supervisor: Prof. Dr. Cem AYDEMİR

This study consists of the results of experimental and analytical studies carried out to determine the moment redistribution in reinforced concrete (RC) continuous beams realistically, which are a frequently used structural forms in buildings. For this purpose, it was found in the literature that the parameter that most affects moment redistribution is the reinforcement ratio and therefore twelve reinforced concrete continuous beams with different reinforcement ratios were produced in two series. In this study, the tensile reinforcement ratio (ρ), the compressive reinforcement ratio (ρ') and the balanced reinforcement ratio (ρ_b) in the interior support sections are considered as the main variables. The parameters considered are ρ for Series 1 beams and ρ'/ρ and ρ/ρ_b for Series 2 beams, and the effects of these parameters on the moment redistribution capacities of the beams are investigated. One of the main goals of this study is to check if the formulations in the design code provisions and in the literature give a safe estimate, and in order to perform this check, a dataset consisting of the experimental results of 141 beams in the literature has been used for validation and the moment redistribution ratios of this dataset have been estimated with all these formulations. The obtained results have been compared using various statistical indices such as the mean value (MV),

standard deviation (*SD*), coefficient of variation (*COV*), mean square error (*MSE*), root mean square error (*RMSE*), mean absolute error (*MAE*), mean absolute percentage error (*MAPE*). In particular, the formulations in the literature that take into account many parameters affecting the moment redistribution have been found to give better results than the formulations in the design code provisions. Within the scope of this thesis study, it was concluded that the formulation produced by Aydogan et al. [78] is the formulation that gives the best result in terms of statistical indices since it is a formulation consisting of four parameters that are found to affect the moment redistribution the most. However, it should be noted that the fact that the design code formulations perform worse than some of the formulations in the literature can be interpreted as the design code provisions aiming for the results to be on the safe side, which is done deliberately. The results of this study confirm that elastic moment redistribution which constitutes a significant part of the total moment redistribution is also important. Moreover, the properties of continuous RC beams related to their general behaviors, such as load-displacement relationships, energy dissipation, ductility and moment-curvature relationships have been also investigated in detail.

Keywords: Continuous beam, moment redistribution, analytical study, ductility, energy dissipation.

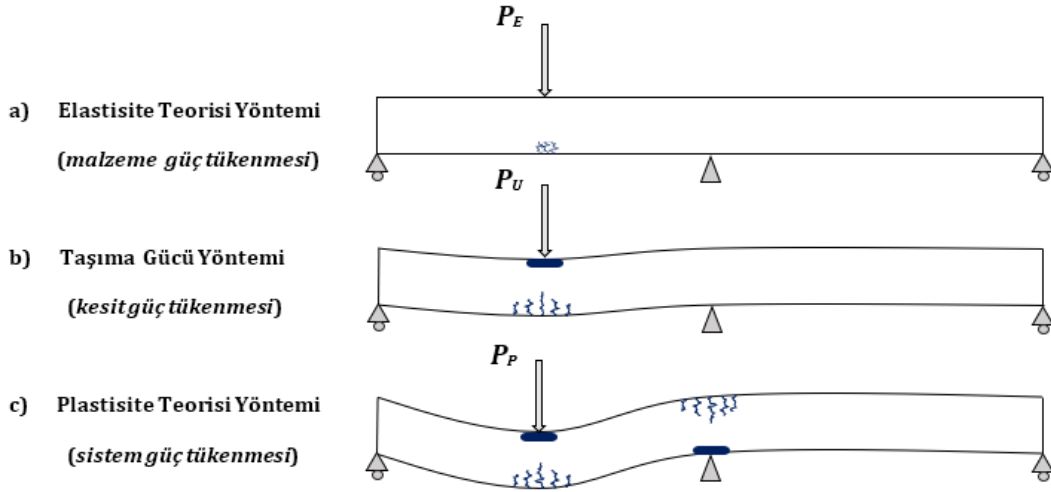
1.1 Literatür Özeti

Günümüzde hâlihazırdaki yapı stoğunun çok büyük bir bölümünü betonarme yapılar oluşturmaktadır. Betonarme bir elemanın veya betonarme bir yapının davranışının oldukça karmaşık olduğu ve gerçek çözüme yaklaşılmaması için dikkate alınması gereken parametre sayısının da oldukça fazla olduğu bilinen bir gerçektir. Betonarmenin bu karmaşıklığının azaltılarak gerçeğe en yakın çözümün bulunması mühendislerin en temel problemidir. Deprem gibi etkiler altında, çok büyük kesit tesirlerinin olduğu durumlarda, elastik ötesi ve anlaşılması güç davranışların sergilendiği bir safhaya geçilebilir. Böyle bir durumda, artık daha fazla yük taşıyamayacak bir kesitten dolayı diğer kesitlerin daha fazla yük almaya başladığı ve dolayısıyla bunlar arasında bir uyumun varlığı araştırmacılar tarafından incelenmiştir. Literatürde ismi moment yeniden dağılımı olarak geçen bu uyumun liften life, kesitten kesite ve elemandan elemana olmak üzere üç çeşidinin varlığından bahsedilmektedir. Buradaki davranışa bakıldığında, donatının akmasından sonra plastik mafsal oluşmakta ve bu plastik mafsalın gelen yükler altında dönmesi sürecinde eğilme momenti çoğunlukla hemen hemen sabit kalmakta ve bu esnada da sistem mekanizma durumuna gelinceye kadar bu kesitten diğer kesitlere moment transferi gerçekleşmektedir. İşte bu durum eğilme momentlerinin yeniden dağılımı olarak adlandırılmaktadır. Genellikle ara mesnet kesitlerindeki momentlerin belirli hesaplamalar neticesinde açıklık kesitlerine dağıtılması söz konusudur. Böylece ekonomik anlamda donatıdan tasarruf sağlanmakta ve ara mesnet bölgelerinde donatı yığılması engellenmekte yani bu bölgelerdeki donatı imalatının zorlaşmasının önüne geçilmektedir. Ayrıca bu sayede, dökülen betonun donatılar arasına daha rahat girmesine de imkân sağlanmış olmaktadır. Bu durum özellikle kolon-kiriş birleşim bölgelerinde önem arz etmektedir. Moment yeniden dağılımı dikkate alınarak ekonomik bir tasarım yapılmasının yanı sıra malzemenin rezerv kapasitesi tam olarak kullanıldığından mühendislik açısından daha doğru ve gerçekçi bir tasarım yapılmış olur. Ayrıca hareketli yükün ölü yüke oranının büyük olması durumunda ekonomik tasarım anlayışı önemli olabilir [1].

Betonarme sürekli kirişler, hiperstatik sistemler arasında en sık kullanılan yapısal formlardan biridir. Kullanım alanları oldukça geniş olan betonarme sürekli kirişler birçok açıdan farklı avantajlar sunabilmektedir. Mevcut potansiyelleri ile yapısal rijitlik ve bütünlüğün artırılmasını mümkün kılmaktadırlar. Ek olarak, hiperstatik (fazla bağlı) yapıya sahip olmaları nedeniyle, yapısal sistemin diğer bölgelerindeki mevcut dayanımın kullanılmasına izin vererek moment yeniden dağılımı sağlayabilirler [2]. Moment yeniden dağılımı, statik olarak belirsiz (hiperstatik) sistemlerde eğilme momentlerinin eğilme kapasitesine ulaşmış kesitlerden henüz eğilme kapasitesine ulaşmamış kesitlere transferi olarak tanımlanır. Momentin yeniden dağılımı, bir betonarme sistemin donatı düzenlemesinde esneklik sağlar ve bu olgu özellikle pratik tasarım için oldukça yararlıdır [3].

Betonarmenin karmaşık ve doğrusal olmayan doğası nedeniyle gerçekçi çözümler üretmek oldukça zordur. Bu nedenle literatür incelendiğinde bu çözümlerin elde edilebilmesi için betonarme yapıların tasarımında farklı yaklaşımların sunulduğu görülmektedir. Şekil 1.1'de gösterildiği gibi literatürde var olan bu yaklaşımlar genellikle üç tip çözüm yöntemi ile ifade edilmektedir. Bunlardan ilki Elastisite Teorisi Yöntemi, ikincisi Taşıma Gücü Yöntemi iken bir diğer çözüm yöntemi ise Plastisite Teorisi Yöntemi'dir. Her bir tasarım için farklı kabuller ve sınır koşulları söz konusu olduğundan, betonarme sistemin güvenle taşıyabileceği yükler hepsinde farklı şekilde elde edilmektedir. Şekil 1.1 (a)'da gösterilen Elastisite Teorisi Yöntemi'nde sınır durum, beton veya donatıdaki gerilmenin maksimum seviyeye ulaşması olarak kabul edilir, yani bu yöntemde malzeme göçmesi olduğu kabul edilmektedir. Şekil 1.1 (b)'de gösterilen Taşıma Gücü Yöntemi'nde ise sınır durum, elemanın bir kesitinin yük taşıma kapasitesine ulaşması olarak ifade edilebilir ve bu durum kesit göçmesi olarak adlandırılır. Bu yöntem dikkate alınarak hesaplanacak yük, birçok betonarme tasarım yönetmeliğinde tanımlanan Taşıma Gücü Yöntemi ilkelerinin bir sonucu olarak ortaya çıkmaktadır. Üçüncü olarak, Şekil 1.1 (c)'de gösterilen Plastisite Teorisi Yöntemi en gerçekçi çözümleri sunmaktadır. Eğer betonarme yapının kritik kesitleri gerekli sünekliğe, yani kesit dönme kapasitesine sahipse, dış yüklerin artması sonucu kritik kesitlerde plastik mafsallar ortaya çıkar. Daha sonra bu süreç sistem nihai limit duruma (ULS) ulaşmaya kadar devam eder ve sistemin yük taşıma kapasitesi bulunur. Sistem

göçmesi olarak adlandırılan bu süreçte, plastisite teorisinin varsayımları dikkate alınarak gerçeğe en yakın çözümler üretilir [1].



Şekil 1.1 Betonarme taşıyıcı sistemlerde tasarıma esas olan sınır durumlar [1]

Şekil 1.1'de gösterilen üç yöntemle elde edilecek yükler sırasıyla malzemenin (donatı veya beton), kesitin veya taşıyıcı sistemin sınır yükünü temsil etmektedir. Bulunacak sınır yükler bu sıra ile daha büyük olacaktır. "Sistem güç tükenmesi" durumunda, sistemin yük taşıma kapasitesinin tamamen ortaya çıktığı söylenebilir. Böyle bir durumda hem malzemenin plastik davranışından yararlanılır hem de hiperstatik sistemde kapasitesine ulaşan kesitlerin henüz kapasitesine ulaşmamış kesitlere plastik mafsal dönmeleri vasıtasıyla eğilme momenti aktarmasına (moment yeniden dağılımı) izin verilir [1]. Dünya çapındaki çeşitli betonarme yapı tasarım yönetmelikleri, nihai limit durumda (ULS) elastik analiz kullanılmamasına izin vermekte, ancak eğilme momentinin yapının bir kesitinden diğerine sınırlı miktarda yeniden dağılımına izin verilerek doğrusal olmayan davranışın da bu şekilde dikkate alınabileceğini kabul etmektedirler [3]. Bu yönetmeliklerde yaygın olarak Taşıma Gücü Yöntemi (Şekil 1.1 (b)) kullanılmakta ve bu yöntemde "sınırlı yeniden dağılımlı doğrusal elastik analiz" prensibi dikkate alınmaktadır. Bu prensip sayesinde sistem güç tükenmesi olgusundan elde edilen göçme yüküne mümkün olduğunca yaklaşılması hedeflenmektedir [1]. Tasarım yönetmeliklerine göre, sınırlı yeniden dağılım ile doğrusal elastik analiz yaklaşımı kullanılarak elde edilen moment diyagramını dikkate almanın, doğrudan doğrusal elastik analizden elde edilen moment diyagramını kullanmaktan daha gerçekçi olduğu ifade edilebilir [4]. Öte yandan, tüm kirişlerin kritik kesitleri, boyuna donatı oranı ve enine donatı

oranının sağladığı sargı etkileri dikkate alınarak yeterli sünekliğe, yani yeterli plastik dönme kapasitesine sahip olacak şekilde tasarlanır. Böylece moment yeniden dağılımının gerçekleşebilmesinin sağlanması amaçlanır. Geleneksel olarak, yeniden dağılım yüzdesinin esas olarak plastik mafsal bölgesinin dönmesinden kaynaklandığına inanılır. Çünkü bu süreçte eğilme rijitliği önemli ölçüde azalır [5].

Eurocode 2 [6] tasarım kodunda moment yeniden dağılım kapasitesini ölçen yeniden dağılım katsayısı δ , pratik kullanım için Denklem (1.1) ile ifade edilmektedir:

$$\delta = \frac{M_u}{M_{el}} \quad (1.1)$$

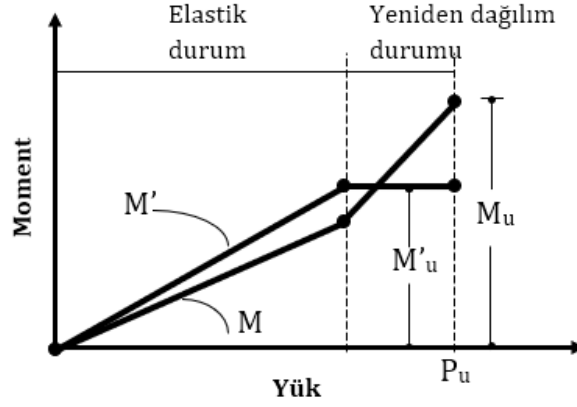
Burada M_{el} dikkate alınan kesite ait elastisite teorisine göre hesaplanan elastik moment iken, M_u ise elde edilen gerçek moment değeridir. Buna göre, moment yeniden dağılım oranı Denklem (1.2) ile belirlenir:

$$\eta = 1 - \delta \quad (1.2)$$

Öte yandan, çoğu tasarım kodunda, moment yeniden dağılım yüzdesi Denklem (1.3)'e göre hesaplanır:

$$\beta = \left(\frac{M_{el} - M_u}{M_{el}} \right) \times 100 \quad (1.3)$$

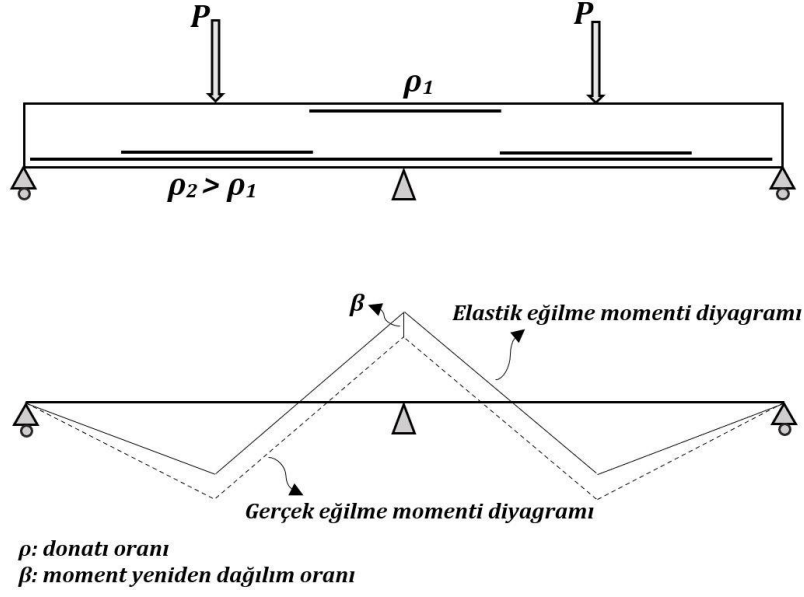
Betonarme bir sistemde, iç mesnet kesitinin (örneğin kiriş-kolon birleşimleri) rijitliği açıklık kesitinden (örneğin kirişlerin orta açıklıkları) daha azsa ve/veya iç mesnet kesiti açıklık kesitine kıyasla daha fazla eğilme momentine maruz kalıyorsa, iç mesnet kesitinden açıklık kesitine doğru moment transferi gerçekleşir. Bu olgu literatürde pozitif moment yeniden dağılımı olarak adlandırılmaktadır [7]. Öte yandan, bunun tam tersi bir durum söz konusu ise de bu durum negatif moment yeniden dağılımı olarak adlandırılır. Şekil 1.2'de açıklık kesitlerinin ortasından tekil yüke maruz kalan bir betonarme sürekli kirişte elastik durum ve yeniden dağılım durumu grafiksel olarak sunulmuştur. Burada M açıklık kesitindeki elastik moment, M' iç mesnet kesitindeki elastik moment, M_u açıklık kesitindeki nihai moment ve M'_u iç mesnet kesitindeki nihai momenttir.



Şekil 1.2 Betonarme sürekli bir kirişte elastik durum ve yeniden dağılım durumu

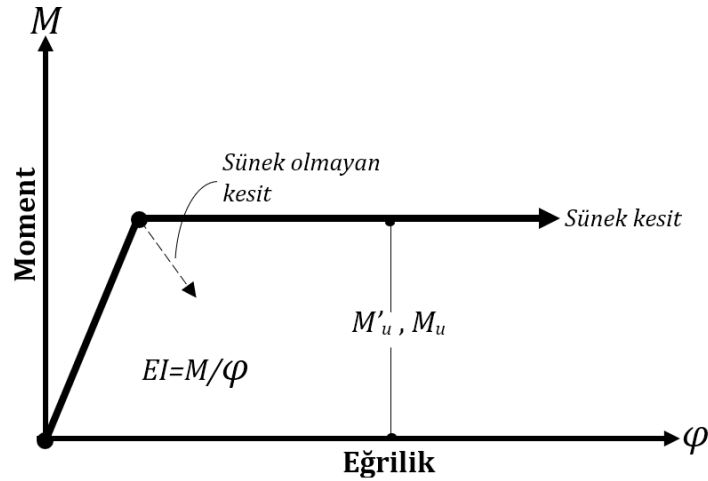
[1]

Şekil 1.2 incelendiğinde iç mesnet kesitindeki donatı akma seviyesine ulaşmaya kadar iç mesnet kesiti ve açıklık kesitindeki momentlerin lineer bir şekilde arttığı ve bu ana kadar iç mesnet kesitindeki momentin açıklıktan daha büyük olduğu görülmektedir. Akma anından sonra ise, donatıda pekleşmenin olmadığı bir durumda, iç mesnet kesitindeki moment sabit kalırken buradaki kesit eğriliğinde ve açıklık kesitindeki momentte hızlı bir artış gözlenmekte ve ardından açıklık kesitinin de kapasitesine erişmesiyle sistem mekanizma durumuna gelmektedir. Şekil 1.3'te ise iki açıklıklı bir sürekli kirişte gözlenen pozitif moment yeniden dağılım süreci incelenmektedir. Buna göre açıklık donatısı iç mesnet donatısından fazla olan bir sürekli kirişte, aynı zamanda l açıklıklardan birinin uzunluğunu göstermek üzere iç mesnet kesitindeki elastik moment ($0.188Pl$) de açıklık kesitindeki elastik momentten ($0.156Pl$) daha fazla olacağından ilk plastik mafsallık iç mesnet kesitinde oluşacaktır. Dolayısıyla böylesi bir durumda negatif moment bölgesi olan iç mesnet kesitinden pozitif moment bölgesi olan açıklık kesitlerine doğru bir pozitif moment yeniden dağılımı söz konusu olacaktır.



Şekil 1.3 Betonarme sürekli bir kirişte pozitif moment yeniden dağılımının oluşması

Yukarıda bahsi geçen hususlar betonarme sürekli kiriş sisteminin kritik kesitlerinin yeterli sünekliliğe sahip olması durumunda geçerlidir. Örneğin iç mesnet kesiti yeterince sünek olarak düzenlenmemişse Şekil 1.3 için bahsedilen durumun aksine Şekil 1.4'teki moment eğrilik grafiğinde görüldüğü gibi kapasite momentine erişildiğinde kiriş ani olarak göçecektir. Ayrıca, ilk oluşan plastik mafsalsın (bu örnekte iç mesnet kesitindeki plastik mafsalsın) yeterli dönme kapasitesinin olmaması veya meydana gelen plastik mafsalsın dönmelerinin kabul edilebilir sınırı aşması sistemde tam bir yeniden dağılımın oluşmasını mümkün kılmayabilir. Bu sebeple yeniden dağılım ilkesine uygun olacak şekilde moment diyagramının değiştirilebilmesi ancak ve ancak plastik mafsalsın bölgelerinde yeterli sünekliliğin mevcut olmasıyla ve donatı ve betonda meydana gelen birim uzama ve kısaltmalar neticesinde oluşan plastik mafsalsın dönmelerinin kabul edilebilir düzeyde kalmasıyla mümkündür. Ayrıca donatının kenetlenmesinin sağlanmasının da kesitte yeterli sünekliliğin elde edilebilmesi açısından önemli olduğunu belirtmek gerekir.



Şekil 1.4 Sünek ve sünek olmayan kesitlere ait moment-eğrilik grafiği

Yukarıda bahsedildiği gibi, iki açıklıklı ve açıklık ortalarından tekil yüklerle yüklü sürekli kiriş sisteminde açıklık kesitlerinde $0.156Pl$ elastik momenti oluşurken iç mesnet kesitinde ise $0.188Pl$ büyüklüğünde elastik moment oluşmaktadır. Böyle bir durumda plastik dönmenin başlangıcında iç mesnet kesitinde M'_u ve açıklık kesitinde ise yaklaşık olarak $(0.156 / 0.188) M'_u \approx (5/6) M'_u$ momenti ortaya çıkacaktır. Sistemde meydana gelecek güç tükenmesi durumu ise açıklık kesitinin kendi moment kapasitesine (M_u) ulaşmasıyla ortaya çıkacağından iç mesnet kesitindeki plastik mafsalsın dönmesine açıklık kesitinde oluşan $(M_u - 5/6 M'_u)$ ilave momentinin etkili olacağı söylenebilir. Bu ilave momentin oluşması esnasında, sözü edilen iki açıklıklı sürekli kirişin davranışı yan yana getirilmiş iki basit kiriş davranışı şeklinde olacağından iç mesnet kesitinde plastik mafsals dönmesi Denklem 1.4'te olduğu gibi hesaplanır. Özetlemek gerekirse, bu örnekteki kesitin momentin yeniden dağılımı ile güç tükenmesine erişebilmesi için Denklem (1.4) ile verilen dönme kapasitesine sahip olması gerekmektedir [1].

$$\theta_p = \frac{l}{2EI} (M_u - \frac{5}{6} M'_u) \quad (1.4)$$

Buraya kadar olan kısımlarda anlatılan tüm hesaplar kirişin atalet momentinin sabit olduğu kabulüne dayanmaktadır. Kesitte düşük yük değerlerinde ve henüz çatlama başlamamışken atalet momenti için büyük ölçüde brüt beton kesiti etkili olduğundan bu kabulün doğruluğundan söz edilebilir. Çatlamanın başlaması neticesinde atalet momenti bazı kesitlerde azalacağından moment dağılımında değişiklik meydana gelecektir. Ayrıca, unutulmamalıdır ki moment yeniden

dağılımında atalet momentinin mutlak değeri değil göreceli değeri etkilidir [1]. Örneğin sözü edilen iki açıklıklı sürekli kirişte iç mesnet kesitinde ve açıklık kesitindeki atalet momentlerinin aynı oranda azalması ile bu iki kesit arasındaki göreceli rijitlik sıfır olacağı için böylesi bir durumda aslında herhangi bir moment aktarımından da bahsedilemeyecektir. Çünkü, moment yeniden dağılımında esas önemli olan husus göreceli rijitliğin fazla olmasıdır. Elbette ki moment yeniden dağılımının gözlenebilmesi için göreceli rijitliğin de bir üst sınırının olduğundan bahsetmek gerekir. Kritik kesitlerin kabul edilebilir plastik dönme sınırlarının aşıldığı durumlara karşılık gelen göreceli rijitlik değerlerinde moment yeniden dağılımından söz etmek de yerinde olmayacaktır.

Lin ve Chien [8] tarafından kesit sünekliğinin yeniden dağılıma olan etkisinin incelendiği çalışmada, analitik ve deneysel yöntemler uygulanmıştır. İncelenen ana parametreler; enine donatı oranı, çekme donatısı oranı, basınç donatısı oranı ve beton basınç dayanımıdır. Deneysel çalışmada, 26 kiriş dikkate alınmış ve doğrusal olmayan çerçeve analizi (nonlinear frame analysis) programı geliştirilmiştir. Analitik ve deneysel sonuçlar karşılaştırılmış, analitik sonuçlarla deneysel sonuçların kabul edilebilir düzeyde tutarlı olduğu ifade edilmiştir. Deneysel çalışma sonuçlarına göre, çekme donatısı oranının azaltılması ve basınç donatısının artırılmasının sünekliği artırdığı, süneklik artışının da yeniden dağılım olgusunu artırdığı çıkarımında bulunulmuştur. Ayrıca, etriye kullanımının, sargı etkisinden dolayı yeniden dağılımı önemli oranda artırdığından söz edilmiştir. Çalışmanın sonucunda, süneklik ve yeniden dağılımın belirlenmesiyle ilgili bağıntılar önerilmiş ve önerilen bu bağıntıların da oldukça tutarlı sonuçlar verdikleri ifade edilmiştir. Momentlerin yeniden dağılımının, akmanın başlangıcından göçme anına kadar devam eden bir süreç olduğu vurgulanmıştır. Ayrıca, boyut etkisi üzerine gerçekleştirilen analitik çalışma sonuçlarına göre kesit boyutları arttıkça süneklikte ve yeniden dağılım yüzdesinde bir artma eğiliminin söz konusu olduğu sonucuna ulaşılmıştır.

Shakir ve Rogowski [9] tarafından betonarme kirişlerde yeniden dağılımı etkileyen en önemli parametrelerden birisi olan plastik dönme kapasitesinin belirlenmesiyle ilgili bir bağıntı önerilmiştir. Bu amaçla iki kısımdan oluşan bir süreçten bahseden araştırmacılar ilk aşamada θ_p ifadesinin çekme donatısındaki uzamanın dikkate alınarak geliştirildiğinden, ikinci aşamada ise θ_p ifadesinin rijitlik, geometri ve

yükleme durumları dikkate alınarak geliştirildiğinden söz etmektedirler. Çalışmanın bir diğer amacı, çeşitli tasarım kodlarında önerilen izin verilen yeniden dağılım yüzdeleri ile deneysel sonuçların karşılaştırılmasıdır. Karşılaştırma sonucu, Kanada Yönetmeliği'nde (CSA A23.3) yeniden dağılım hakkında yer alan bağıntının tam anlamıyla gerçekçi sonuçlar ortaya koymadığı belirtilmiş, ayrıca plastik dönme kapasitesi ve yeniden dağılım ile ilgili yeni bir analitik model geliştirilmesinin önemi vurgulanmıştır. Geliştirilen bu model, kesme çatlakları ve donatı sıyrılması gibi dönme kapasitesini etkileyen önemli parametrelerin etkilerini de içermektedir.

Carmo ve Lopes [10] tarafından on adet yüksek dayanıma sahip betonarme kirişte süneklik ve eğilme momentlerinin yeniden dağılımı hususları deneysel olarak incelenmiş, boyuna donatı oranı ve enine donatı oranının plastik dönme kapasitesini nasıl etkilediği değerlendirilmiştir. Yönetmeliklerdeki izin verilen değerler ile deneysel verilerin karşılaştırılmasına yönelik bir çalışma yapılmış, yönetmeliklerdeki önermelerin güvenli olmadığı tespit edilmiştir. Ayrıca, yüksek dayanımlı betonarme kirişlerin, uygun şekilde tasarlandıklarında, plastik analizde kullanılmak için yeterli şekil değiştirme kapasitesine sahip oldukları belirlenmiştir. Öte yandan, yüksek dayanımlı betonarme kirişlerin kritik kesitlerindeki tarafsız eksen derinliğinin etkili derinliğe oranına (c/d) bağlı olarak yeterli yeniden dağılım kapasitesine sahip oldukları belirtilmiştir. Bulunan deneysel sonuçlara göre ise, kritik kesitlerde yeniden dağılımın sağlanması için ilgili kesitlerin c/d oranının 0.40'tan küçük olacak şekilde tasarlanmaları gerektiği ifade edilmiştir. Ayrıca araştırmacılar tarafından, plastik dönme kapasitesinin yeniden dağılımı etkileyen en önemli parametrelerden biri olduğu vurgulanmış ve çekme donatısı oranı %2.9'dan küçük olan yüksek dayanımlı betonarme kirişler için, düzgün tasarlandıkları takdirde, plastik dönme kapasitelerinde bir kayıp olmadığından söz edilmiştir.

Olguner [11] tarafından doğrusal elastik analiz yöntemi kullanılarak çeşitli elverişsiz yük kombinasyonları ile yüklenmiş üç farklı betonarme yapı analiz edilerek momentlerin yeniden dağılımı yüzdelerine göre TS500-2000 ve ACI 318-02 standartları arasında karşılaştırmalı bir çalışma yapılmıştır. Yapılan çalışmada, ACI 318-02 tasarım kodunun TS500-2000 standardına göre momentlerin yeniden

dağılımının gerçekleşebilmesi için kesitlerde gerekli sünekliğin sağlanması konusunda genel olarak daha tutucu olduğu çıkarımında bulunulmuştur.

Bagge vd. [4] tarafından boyuna donatı oranı, enine donatı oranı ve beton basınç dayanımı parametreleri dikkate alınarak deneysel çalışma yapılmış ve deneysel çalışma sonuçları teorik sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Yapısal göçmeye kadar olan yeniden dağılım gelişimini deneysel olarak inceleyen araştırmacılar tarafından, ara mesnet kesitinde boyuna donatı oranının değiştirilmesinin yeniden dağılım üzerinde çok ciddi derecede etkisinin olduğu, enine donatı oranının ise yeniden dağılım üzerinde boyuna donatı akıncaya kadar çok az etkisi olduğu belirtilmiştir. Eğilme etkisi ile göçmeye ulaşan kirişlerde, deneysel ve teorik model ile tutarlı yeniden dağılım yüzdelerine ulaşıldığı, fakat kesme etkisiyle göçen kirişlerde ise böyle bir durumun söz konusu olmadığı belirtilmiştir. Öte yandan araştırmacılar Eurocode, Amerikan ve Kanada tasarım kodlarında yer alan yeniden dağılımla ilgili izin verilen sınırlamaların gerçekte olması gereken düzeyin altında kaldığını ve bu konuda yönetmeliklerin oldukça konservatif kaldıklarını ifade etmişlerdir.

Lou vd. [12] tarafından normal ve yüksek dayanımlı beton kullanımının yeniden dağılım üzerine etkileri incelenmiş ve doğrusal olmayan hesap modeli de geliştirilerek deneysel sonuçların doğruluğu incelenmiştir. Beton basınç dayanımını 30 MPa ve 90 MPa alan araştırmacılar, momentlerin yeniden dağılımının kritik kesitlerin rijitliğine bağlı olarak değiştiğini belirtmişlerdir. Mesnet ve açıklıktaki çekme donatısı oranlarını birçok kez değiştirerek parametrik bir çalışma yapan araştırmacılar, mesnet ve açıklıktaki çekme donatısı oranlarının birbirlerine bölünmesiyle elde edilen katsayının 0.8 olması durumunda beton dayanımı arttıkça yeniden dağılımın da bir artma eğilimi gösterdiğini ifade etmişlerdir.

Vasiliev vd. [13] tarafından beş açıklıklı sürekli bir betonarme kirişte, momentlerin yeniden dağılımı özelliğinden yararlanılarak ne kadarlık bir donatı tasarrufunda bulunulabileceği araştırılmıştır. Momentlerin yeniden dağılımı için önerilen hesap yöntemi ile elastik hesaba göre kirişin belirli bölgelerinde %13'e varan oranlarda donatı tasarrufunun sağlanabildiği ifade edilmiştir.

Mahmood vd. [14] tarafından çelik lif kullanımının betonarme sürekli kirişlerde eğilme ve yeniden dağılım davranışlarını nasıl etkilediği deneysel olarak incelenmiştir. Değişken parametreler olarak boyuna donatı oranı (0.0069 ve

0.0138) ve çelik lif oranı dikkate alınmıştır (30 kg/m³ ve 60 kg/m³). Kirişleri, farklı tasarım kodları ve standartlar tarafından izin verilen maksimum değer olan doğrusal-elastik duruma göre %30 pozitif ve negatif moment yeniden dağılımı olacak şekilde tasarlayan araştırmacılar, çelik lif kullanımının yük taşıma kapasitesini artırdığını, ayrıca çatlak sayısında da artış olduğunu, ancak çatlak genişliklerinde bir azalma olduğunu gözlemlemişlerdir. Ayrıca, test edilen donatı oranları için çelik lifli kirişlerin sünek davranış sergilediği ve lifli kirişlerin göçmeye kadar çok iyi yeniden dağılım davranışı gösterdiğinden ve büyük plastik mafsalsal dönmeleri ile yük taşıma kapasitelerini koruduklarından bahsedilmiştir.

Li vd. [7] tarafından literatürde yer alan ve betonarme elemanlar üzerinde eğilme momentlerinin yeniden dağılımı konusunda yapılmış olan deneysel ve sayısal çalışmalar araştırılmıştır. Güncel yönetmeliklerle birlikte literatürdeki sonuçların karşılaştırıldığı bu çalışmada, yeniden dağılımı etkileyen parametreler olarak boyuna donatı oranı, boyuna donatı düzeni, donatı akma dayanımı, beton dayanımı, eleman narinliği, betonun sargı etkisi gibi birçok etken olduğu ifade edilmiştir. Sonuç olarak bu çalışmada, bahsi geçen yönetmeliklerin, yeniden dağılım olayını etkileyen parametrelerin birçoğunu ihmal etmelerinden ötürü, gerçekte olandan farklı olarak konservatif kalma eğiliminde olduklarından söz edilmektedir. Araştırmacılar bu nedenden ötürü, pratik mühendislik hayatında ekonomik tasarım ve yapım gerçekleştirebilmek için betonarme elemanlarda momentlerin yeniden dağılımı özelliğinden yararlanarak, davranışın daha gerçekçi olmasını ve yapının da daha uygun maliyetli olarak inşa edilmesini sağlamak amacıyla yönetmeliklerin geliştirilebilmesi için yeni çalışmaların yapılması gerektiğini önermektedirler. Ayrıca, yeniden dağılımın derecesinin, negatif moment bölgelerindeki çekme donatısı oranının azalmasıyla birlikte arttığı, ayrıca eleman narinliğinin de yeniden dağılıma olumlu yansıdığı bulgusuna erişilmiştir. Bunların yanı sıra, donatı düzeninin de momentlerin yeniden dağılımı üzerinde önemli bir etki oluşturduğu ve üstelik bunun yeniden dağılımın yönünü bile değiştirebileceği ifade edilmiştir.

Luo vd. [15] tarafından ACI 318-19 ve Eurocode 2'de yeniden dağılım ile ilgili yer alan hükümlerin uygulanabilirliği sayısal incelemeler yoluyla irdelenmiş ve yeniden dağılımı etkileyen faktörler kapsamlı bir şekilde araştırılmıştır. Elde edilen sonuçlara göre, bu yönetmeliklerde dikkate alınmayan bazı parametrelerin yeniden dağılımı belirli ölçüde etkilediği, ara mesnetteki çekme donatısı oranının açıklık

ortasındaki çekme donatısı oranına (ρ_{s1}/ρ_{s2}) oranının ve yük tipinin dikkate alınması gereken önemli parametreler oldukları belirtilmiştir. Bu iki parametrenin spesifik kombinasyonu ise, yönetmeliklerin yeniden dağılımı olduğundan fazla tahmin etmesine veya önemli ölçüde düşük tahmin etmesine neden olabileceği vurgulanmıştır. Öte yandan, her iki kritik kesitin akma durumunun, her bir parametrenin yeniden dağılım üzerindeki etki derecesi üzerinde önemli bir tesire sahip olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca, ACI 318-19'da yer alan çekme donatısına ait şekil değiştirmenin (ϵ_t) moment yeniden dağılımı ile Eurocode 2'de yer alan tarafsız eksen derinlik faktörüne (c/d) kıyasla daha iyi bir doğrusal korelasyona sahip olduğu tespit edildiğinden, moment yeniden dağılımını tahmin etmek için ϵ_t 'nin bir fonksiyonu olan denklemler önerilmiştir.

Modabber-Saeed vd. [16] tarafından yapılan çalışmada çelik donatı ve GFRP donatının çeşitli kombinasyonları ile donatılmış T-kesitli betonarme sürekli kirişlerde farklı parametrelerin moment yeniden dağılımı üzerindeki etkileri sayısal olarak araştırılmış ve bu amaçla ABAQUS sonlu elemanlar programı kullanılmıştır. Çalışmada, pozitif ve negatif moment bölgelerindeki GFRP donatısının çelik donatıya oranı (A_f/A_s), bu bölgelerdeki malzemelerin türü ve etriyeler değişken olarak dikkate alınmıştır. Modellemenin doğrulanmasından sonra yeni modeller oluşturulmuş ve değişkenlerin etkileri araştırılmıştır. Edinilen sonuçlar, kirişin üst ve alt bölgelerindeki A_f/A_s oranının sırasıyla birden fazla ve 0.75'ten az olmasının daha iyi sonuçlar verdiğini göstermektedir. Bu nedenle, teorik olarak, moment yeniden dağılımı açısından en iyi durum, negatif ve pozitif moment bölgelerindeki donatıların sırasıyla GFRP ve çelik olduğu durumdur. Bu kirişlerdeki maksimum moment yeniden dağılımını hesaplamak ve sınırlamak için en uzakta yer alan çekme donatısındaki maksimum gerilmeye dayalı bir denklem önerilmiştir.

Lou vd. [17] tarafından yapılan çalışmada tarafsız eksen derinliğinin çeşitli tasarım kodlarında sözü edildiği gibi betonarme sürekli kirişlerde yeniden dağılımı ölçmek için en etkili parametre olarak kabul edildiği ve bu nedenle tarafsız eksen derinliğinin moment yeniden dağılımına karşı değişimini iyi anlamının önemli olduğu vurgulanmaktadır. Araştırmacılar yaptıkları çalışmanın FRP ve çelik donatılar kullanılan betonarme kirişlerde tarafsız eksen derinliği ile moment yeniden dağılımı arasındaki ilişkiye dayalı teorik bir araştırmadan ibaret olduğunu, bir sonlu eleman modeli geliştirildiğini ve geliştirilen modele ait tahminlerin

deneysel sonuçlarla uyumlu olduğunu belirtmektedirler. Öte yandan, cam elyaf, karbon elyaf ve çelik olmak üzere üç tip donatının kullanıldığı bu çalışmada parametrik bir değerlendirme için farklı donatı oranları kullanılmıştır. Edinilen bulgular, FRP donatılı betonarme sürekli kirişlerin, çelik donatılı kirişlerden moment yeniden dağılımı ve tarafsız eksen derinliğinin değişimi ile ilgili önemli ölçüde farklı özellikler sergilediğini göstermektedir. Ayrıca, FRP donatıların kullanıldığı betonarme kirişlerde izin verilen moment yeniden dağılımını hesaplamak için tasarım kodlarındaki önerilerin genellikle güvenli olmadığı ve bu tür kirişlerde yeniden dağılımın ihmal edilmesinin aşırı konservatif olabileceği tespit edilmiştir.

Shamass vd. [18] tarafından yapılan çalışmada BFRP donatı ve etriye içeren dört adet iki açıklıklı betonarme sürekli kirişten oluşan deneysel bir programdan söz edilmektedir. Deney sonuçları, özellikle çatlama davranışı, eğilme kapasitesi, moment yeniden dağılımı ve yer değiştirmelere odaklanılarak analiz edilmiş ve bu sonuçlar Amerikan ve Kanada tasarım kodları ile karşılaştırılmıştır. Her iki tasarım kodunun da çatlama momenti ve açıklık eğilme momenti kapasitesini olduğundan fazla tahmin ettiği, ancak sehimleri olduğundan az tahmin ettiği bulunmuştur. Ayrıca, bu araştırma BFRP ile donatılan betonarme sürekli kirişlerin en az %20 moment yeniden dağılımı sergilediğini ortaya koymuştur. Bu araştırmadan elde edilen bulgular, betonarme sürekli kirişlerin korozyonsuz beton eleman elde etmek için tamamen BFRP donatılar ve etriyeler ile donatılabileceğini göstermektedir.

Farouk ve Khalil [19] tarafından yapılan çalışmada akma öncesi gerçekleşen yeniden dağılım ihmal edilerek betonarme kirişlerde akma sonrası moment yeniden dağılımını analitik olarak incelemek için matematiksel bir model önerilmiştir. Önerilen matematiksel modelde kiriş, plastik mafsallar oluşturulduktan sonra yapısal doğrusal analizle analiz edilebilecek sanal bir kirişe dönüştürülmektedir. Sanal kirişteki plastik mafsallar, ortaya çıkan momente karşı doğrusal bir dönme rijitliğine sahip dönme yayları olarak temsil edilmektedirler. Gerçek momentler, matematiksel modelde bu moment ile sanal moment arasında türetilen ilişkiler aracılığıyla bulunabilmektedir. Önerilen matematiksel modelin doğrulandığı ve deneysel sonuçlarla uyum gösteren sonuçlar verdiği yazarlar tarafından belirtilmektedir. Ayrıca, önerilen matematiksel model ile çeşitli tasarım kodları arasında momentin yeniden dağılım yüzdesi açısından bir karşılaştırma yapılmıştır.

Analitik sonuçlar, önerilen matematiksel modelin betonarme kirişlerin moment yeniden dağılımının analizi için kullanılabileceğini göstermektedir.

Nguyen [20] tarafından yapılan çalışmada iki açıklıklı betonarme bir kirişin, kesit boyutlarındaki rastgele değişimler, açıklık ve mesnet eğilme momentleri için donatı alanı ve konumu, malzeme dayanımları, yükler ve model belirsizlikleri dikkate alınarak güvenilirlik analizi sunulmuştur. Buna ek olarak, hiperstatik kiriş için sınır durum fonksiyonları türetilmiş; momentler yeniden dağıtıldıktan sonra statik denge gereksinimi ve her bir kiriş kesitindeki düzeltilmiş moment için kodlanmış izin verilebilir sınır dikkate alınmıştır. Temel değişkenlerin normal, lognormal ve Gumbel dağılımları ile modellendiği çok sayıda Monte Carlo simülasyonu gerçekleştirilmiştir. Kiriş güvenilirliğinin değerlendirilmesinde elastik moment dağılımı kullanıldığında, iki açıklıklı kiriş, iç mesnet ve orta açıklık kesitlerinde bulunan üç kritik düğümüne sahip bir seri sistem olarak davranmıştır. Bununla birlikte, momentin yeniden dağılımının dikkate alınması, kirişin güvenilirliğini korurken donatı miktarının azaltılmasını mümkün kılmıştır. Donatı alanı mesnet kesitinde %26 veya orta açıklık kesitlerinde %14 azaltıldığında, göçme olasılığı 6.90×10^{-5} olarak tahmin edilmiş ve bu değer 50 yıllık referans dönemi için kabul edilebilir bulunmuştur.

Mandor ve El Refai [21] tarafından kumaş takviyeli çimento esaslı matris (FRCM) sistemleri ile güçlendirilmiş on adet betonarme sürekli kirişin eğilme performansları rapor edilmiştir. Deney parametreleri, kullanılan güçlendirme sisteminin türünü, güçlendirme gerektiren kusurlu kesitin yerini ve kullanılan kumaş katmanlarının sayısını içermektedir. Güçlendirilmemiş iki kontrol kirişinin yanı sıra, iki kiriş iki kat Polyparaphenylene benzobisoxazole (PBO) FRCM ile güçlendirilmiştir. Diğer altı kiriş, hepsi aynı aksenal sertliğe sahip dört kat PBO-FRCM, iki kat karbon FRCM (C-FRCM) ve bir kat karbon fiber takviyeli polimer levha (CFRP) ile güçlendirilmiştir. Deney sonuçları, FRCM ile güçlendirilmiş kirişlerin mükemmel dönme kapasitesine ve kritik kesitleri arasında momentleri etkin bir şekilde yeniden dağıtma özelliklerine sahip olduğunu göstermektedir. Moment yeniden dağılım yüzdesi, FRCM ile açıklık kesitleri güçlendirilenler için %8 ile %13 (kontrol kirişleri için sırasıyla %42 ve %65) arasında iken, iç mesnet kesitleri güçlendirilenler için %20 ile %31 (kontrol kirişleri için sırasıyla %51 ve %77) arasında değişmektedir. FRP ile güçlendirilmiş kirişler için

ise iç mesnet ve açıklık kesitleri, sırasıyla %15 ve %2 (kontrol kirişleri için sırasıyla %37 ve %9) arasında değişen moment yeniden dağılım yüzdeleri göstermiştir.

Lou vd. [22] tarafından yapılan çalışmada birçok tasarım yönetmeliğinde tarafsız eksen derinliğinin öngörülen betonarme sürekli kirişlerin moment yeniden dağılımının belirlenmesinde eğilme sünekliğinin bir göstergesi olarak kabul edildiği ifade edilmekte, ancak moment yeniden dağılımının sadece sünekliğe değil aynı zamanda kiriş uzunluğu boyunca rijitlikteki farklılıklara da bağlı olduğu vurgulanmaktadır. Bu sebepten ötürü araştırmacılar tarafından yeniden dağılım ölçümü için yalnızca tarafsız eksen derinliğini kullanmanın etkinliğinin daha fazla sorgulanması gerektiği düşüncesinden yola çıkılarak bir çalışma yapılmış ve bu çalışmada doğrulanmış bir sonlu eleman modeli uygulanarak dış CFRP tendonlu iki açıklıklı öngörülen betonarme sürekli kirişlerde tarafsız eksen derinliğine karşı moment yeniden dağılımı incelenmiştir. Ana değişken, kritik kesitler arasında değişen rijitlik farkları oluşturmak için pozitif veya negatif moment bölgesindeki öngörülmesiz donatı içeriğidir. Çalışma, bu kirişlerdeki moment yeniden dağılımını ölçerken tarafsız eksen derinliğinin anahtar parametre olarak kullanılmasının yetersiz olduğunu göstermektedir. Rijitlik farkının etkisini yansıtan bir parametre eklenerek CSA, BSI ve EC2 denklemlerinde değişiklikler önerilmiştir. Önerilen denklemler, mevcut tasarım kodlarında yer alan denklemlere kıyasla gerçek yeniden dağılıma çok daha iyi uyum göstermektedir.

Scott ve Whittle [3] tarafından yapılan çalışmada nihai limit durum için momentler hesaplanırken varsayılan eğilme rijitlikleri ile eleman boyunca donatı yerleşimindeki farklılıklar ve çatlamanın etkisi nedeniyle kullanım sınır durumunda gerçekte meydana gelenler arasındaki uyumsuzluk nedeniyle bu yeniden dağılımın önemli bir kısmının neredeyse her zaman kullanım sınır durumunda meydana geleceği gösterilmektedir. Bu durum, bahsi geçen çalışmada analitik olarak gösterilmekte ve BS 8110'daki eleman rijitliği ile ilgili mevcut tavsiyelere ilişkin yorumlar yapılmaktadır. Daha sonra 33 adet iki açıklıklı kiriş üzerinde yapılan deneyler sunulmuş olup, incelenen parametreler yeniden dağılım değerleri, kiriş derinliği, donatı düzenlemeleri, beton dayanımı ve GFRP malzemeye ait gevrek donatı etkisidir. Elde edilen sonuçlar, kullanım sınır durumunda önemli ölçüde yeniden dağılım olduğunu ve yeniden dağılım için izin verilen sınırların tasarım kodlarında öngörülenlerin ötesine yükseltilmesi gerektirdiğini ortaya koymaktadır.

Bu durum, çatlak genişliğinin sınırlayıcı bir faktör haline gelebileceğini göstermesine rağmen daha ileri modellemelerle desteklenmelidir.

Literatür detaylıca incelenirse, yukarıda bahsedilen çalışmaların dışında, betonarme çerçeveler, betonarme döşemeler, kompozit kirişler, yüksek dayanımlı donatıya sahip kirişler, ön üretimli ve ön gerilmeli kirişler, simetrik ve asimetrik yüklemeye maruz kalan kirişler, korozyon ön hasarına sahip kirişler, hafif donatılı betonarme elemanlar, yangın etkisine maruz kalmış betonarme kirişler, narin kirişler gibi konular üzerine moment yeniden dağılımı kavramını temel alan birçok deneysel, teorik, analitik ve sayısal çalışmaların yer aldığı görülmektedir [23–36].

1.2 Tezin Amacı

Betonarme yapılar son yüz yılda mevcut yapı stoğunun çok büyük bir kısmını oluşturur hale gelmiştir. Bu yapıların bu denli fazla kullanılmalarından ötürü tasarımlarını da mümkün olduğunca doğru ve gerçekçi bir şekilde yapmak güvenlik ve ekonomik kriterler açısından oldukça öneme sahiptir ve bunu gerçekleştirmek momentlerin yeniden dağılımı sayesinde mümkün olabilmektedir. Betonarme sürekli kirişler ise hiperstatik sistemler arasında en sık kullanılan yapısal formlardan biridir. Kullanım alanları oldukça geniş olan betonarme sürekli kirişler birçok açıdan farklı avantajlar sunabilmektedir. Mevcut potansiyelleri ile yapısal rijitlik ve bütünlüğün artırılmasını mümkün kılmaktadırlar. Ek olarak, hiperstatik yapıya sahip olmaları nedeniyle, dayanım açısından sisteme ait rezervlerin tümüyle kullanılabilmesine izin vererek momentin yeniden dağılımını sağlayabilirler. Literatürde yapılan çalışmalar incelendiğinde boyuna donatı oranının momentlerin yeniden dağılımı üzerine olan etkisinin oldukça fazla olduğu belirtilmesine rağmen bu konuda çok kapsamlı bir çalışma gerçekleştirilmediği görülmüştür. Buradan yola çıkılarak bu doktora tezi çalışmasında iki açıklıklı betonarme sürekli kirişler üzerinde çekme donatısı (ρ), basınç donatısı (ρ') ve dengeli donatı oranlarının (ρ_b) çeşitli kombinasyonlar halinde geniş bir yelpazede seçilmesiyle boyuna donatı oranı etkisinin kapsamlı bir şekilde değerlendirilmesi amaçlanmıştır.

Tezin en önemli amaçları arasında momentlerin yeniden dağılımının yanı sıra, yük - yer değiştirme, moment – eğrilik, enerji sönümlenme, süneklik gibi kirişlerin genel davranışlarını ilgilendiren hususların irdelenmesi de yer almaktadır. Öte yandan, momentlerin yeniden dağılımını belirlemeye yönelik ve gerçekçi ve güvenilir

sonuçlar verebilen bir bağıntı türetilmesi amaçlanmıştır. Bu bağıntıyla birlikte uluslararası tasarım kodlarında yer alan hükümleri ve literatürde yer alan diğer bağıntıları da dikkate alarak analitik çalışma gerçekleştirilmiştir.

1.3 Hipotez

Betonarme yapılara has bir özellik olan momentlerin yeniden dağılımını, mühendislerin tasarımlarında mutlaka dikkate almaları önem arz etmektedir. Moment yeniden dağılımını etkileyen birçok parametre olduğu bilinmektedir. Literatür incelendiğinde boyuna donatı oranının yeniden dağılım konusunda en belirleyici etmen olduğu belirtilmesine rağmen bu konuyu geniş çapta ele alan bir çalışmaya rastlanmamaktadır.

Boyuna donatı oranı etkisinin betonarme sürekli kirişlerin davranışlarına olan etkisi de ayrıntılı bir şekilde incelenecektir. Bu amaçla yer değiştirme, süneklik, eğrilik ve enerji sönümleme açısından deney sonuçları karşılaştırmalı olarak sunulacaktır.

Bunların dışında, doğru bir tasarım yapabilmek adına yeniden dağılım oranının da doğru bir şekilde belirlenmesi esastır. Literatürdeki ve çeşitli uluslararası tasarım kodlarındaki bağıntıların çoğunlukla güvenli tarafta kalan fakat gerçek yeniden dağılım oranından da epeyce uzak tahminlerde bulunabildiği tespit edilmiştir. Bu çalışmada ise yeniden dağılımını en çok etkileyen parametreleri dikkate alarak hem güvenli tarafta kalan hem de gerçeğe oldukça yakın tahminler üretebilen bir bağıntı önerilerek literatüre katkı sağlanması öngörülmektedir.

Gerçekleştirilen bu deneysel çalışma, iki ayrı seriden ve toplamda 12 adet betonarme sürekli kirişten oluşmaktadır. Bahsi geçen kirişlerin moment yeniden dağılımlarının yanı sıra eğilme, yer değiştirme, süneklik, eğrilik ve enerji sönmüleme gibi özelliklerinin belirlenmesi hedeflenmektedir. Bu çalışma, elde edilen deneysel sonuçların teorik hesaplarla karşılaştırılması ile desteklenmiştir. Tüm kirişlerin kesme kapasitesi eğilme kapasitesinden fazla olacak şekilde tasarlanmıştır. Bu sayede, sürekli kirişlerin kritik kesitlerinin yeterli sünekliğe ve plastik dönme kapasitesine sahip olmasıyla momentlerin yeniden dağılımının belirgin bir biçimde gözlemlenebilmesi amaçlanmıştır. Kirişlerde kesme açıklığının etkili derinliğe oranı (a/d) 5.5 olarak dikkate alınarak gelebilecek muhtemel kesme etkilerinin de minimize edilmesi amaçlanmıştır. Seri 1'e ait kirişler için değişken iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranı (ρ) iken, Seri 2'ye ait kirişlerde ise değişken olarak iç mesnet kesitindeki basınç donatısı oranının çekme donatısı oranına oranı (ρ'/ρ) ve iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranının dengeli donatıya oranı (ρ/ρ_b) dikkate alınmıştır. Bahsi geçen parametreler, yeniden dağılımı en çok etkileyen parametrenin boyuna donatı oranı olmasından yola çıkılarak belirlenmiştir. Ayrıca, boyuna donatının kesit sünekliğiyle de çok yakın ilişki içerisinde olduğu bilinmektedir [7]. Öte yandan, literatürdeki çalışmalar incelendiğinde beton basınç dayanımı, donatı akma dayanımı, sargı etkisi, narinlik gibi etkenlerin boyuna donatı etkisinin yanında daha az önemli olduğu görülmektedir [4,7,10,37]. Bu sebepten ötürü, mevcut çalışmada, bahsi geçen diğer tüm parametreler aynı olarak dikkate alınmıştır.

2.1 Betonarme Sürekli Kirişlerin Üretilmesi

Yapılan deneysel çalışma kapsamında, beş noktalı eğilme deneyleri gerçekleştirilecek olan 12 adet iki açıklıklı betonarme sürekli kiriş üretilmiştir. Şekil 2.1'de kiriş kalıplarının üretilmesi gösterilmektedir. Her bir kiriş kalıbının ölçüleri 15x24x490 cm boyutlarındadır. Kalıpların hazırlanmasında, kirişlerin arka yüzeylerine yerleştirilecek olan ve dönme ve eğrilikleri belirlemeye yarayacak olan yer değiştirme ölçerlerin (LVDT) bağlanabilmesi için uygun yerlere matkapla

deliklerin açılabilmesi amacıyla kalıplar arasında uygun ölçülerde boşluklar bırakılmıştır.



Şekil 2.1 Kiriş kalıplarının hazırlanması

Kalıpların üretiminden sonra boyuna ve enine donatıların kirişlerin tasarımına uygun şekilde bağlanarak hazırlanması aşaması gerçekleştirilmiştir. Ardından donatılar üzerinde meydana gelecek birim şekil değiştirmeleri ölçebilmek amacıyla Şekil 2.2’de görüldüğü gibi donatıların uygun yerlerinin traşlanması ve temizlenmesi suretiyle bu bölgelere şekil değiştirme ölçerler (strain gauge) yapıştırılmıştır.



Şekil 2.2 Şekil değiştirme ölçerlerin donatılara uygulanması

Donatıları örülen, şekil değiştirme ölçerleri yapıştırılan ve pas payları takılan kirişlerin kalıplara yerleştirilmesi Şekil 2.3'te sunulmuştur. Şekilde, kirişlerin arka yüzeylerine LVDT'lerin takılabilmesi amacıyla kalıpların uygun yerlerine (iç mesnet kesiti ve açıklık kesitleri) matkapla açılan deliklere takılan tijler de görölmektedir.



Şekil 2.3 Donatıların kalıplara yerleştirilmesi

Donatıların kalıplara yerleştirilmesinden sonra beton üretim tesisinden hazır beton getirilerek beton dökümü işlemlerine geçilmiştir. Bu aşamada, Şekil 2.4'te görüldüğü gibi betonun kalıplara düzgün bir şekilde ve homojen olarak yerleştirilebilmesi için vibrasyon işlemi uygulanmıştır. Vibrasyon işlemi sırasında şekil değiştirme ölçerlere zarar vermemek amacıyla azami özen gösterilmiştir.



Şekil 2.4 Beton dökümü ve vibrasyon işlemleri

Beton dökümü sırasında, ortalama beton basınç dayanımının belirlenebilmesi amacıyla küp numuneler de alınmıştır. Şekil 2.5'te görüldüğü gibi beton dökme işlemlerinin hemen ardından kirişlerin üzeri bez örtülerle örtülmüş ve betonun çatlamaması ve hedeflenen dayanımına ulaşabilmesi için kirişler günde üç kez sulanmıştır.



Şekil 2.5 Beton dökme işleminin tamamlanması ve beton küp numuneleri

Betonun prizini alması süreci tamamlandıktan sonra kiriş kalıpları sökülerek kirişlerin isimlendirilmesi gerçekleştirilmiştir. Bu işlemler Şekil 2.6’da gösterilmektedir. Ardından beton malzemenin hedeflenen dayanıma ulaşması için beklenmesi gereken süre olan 28. günün sonuna kadar beklendikten sonra betonarme sürekli kirişler deneye hazır hale getirilmiştir.



Şekil 2.6 Kirişlerin kalıptan çıkarılarak deneye hazır hale getirilmesi

2.2 Malzeme Özellikleri

Betonarme sürekli kirişler üzerinde gerçekleştirilecek olan bu deneysel çalışmada beton malzeme olarak hazır beton tercih edilmiştir ve kullanılan betonun özellikleri Tablo 2.1’de sunulmuştur.

Tablo 2.1 Beton karışım özellikleri [38]

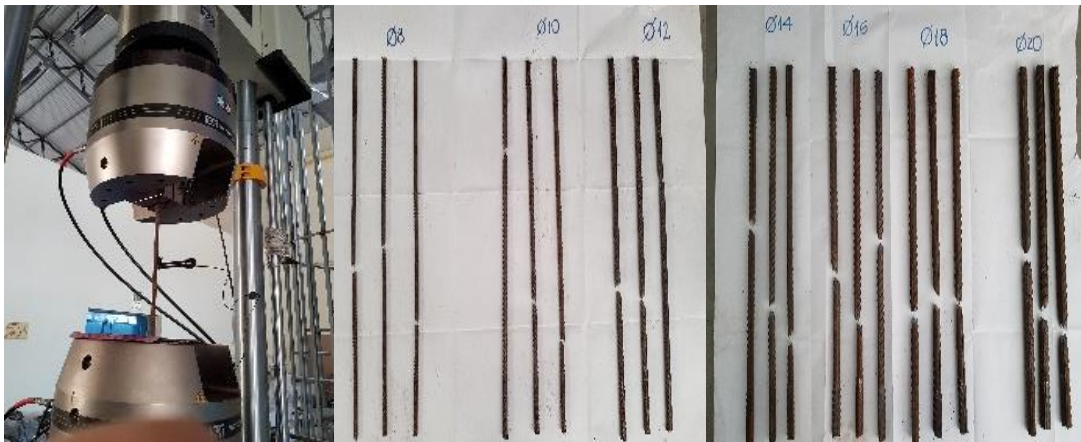
Malzeme	kg/m³
Çimento CEMI 42.5R	295
Doğal Kum	445
Kırma Kum	606
Kırma Taş	730
Mineral Katkı	65
Kimyasal Katkı	5.76
Karışım Suyu	163
Su/Çimento	0.47

Beton basınç deneyleri 15x15x15 cm boyutlarında sekiz adet küp numune üzerinde gerçekleştirilmiş ve bu küp numunelerin basınç dayanım değerleri kullanılarak betonun silindir dayanım değerleri elde edilmiştir. Şekil 2.7’de örnek bir küp numuneye ait beton basınç deneyi görülmektedir. Bahsi geçen sekiz küp numunedan elde edilen ortalama silindir dayanımları 39.1 MPa olarak belirlenmiş olup, bu dayanım değerlerinin varyasyon katsayısı (*COV*) 0.085 olarak hesaplanmıştır.



Şekil 2.7 Beton basınç deneyi örneği

Donatıların mekanik özelliklerini belirlemeye yarayan çelik çekme deneyleri her bir çaptaki donatı için üçer adet numune alınmak suretiyle gerçekleştirilmiştir. Şekil 2.8’de çelik çekme deneyinin yapılması ve deney sonrasında her bir çaptaki üçer donatının kopmuş hallerine ait son durumları gösterilmektedir.



Şekil 2.8 Çelik çekme deneyi ve donatıların son durumları

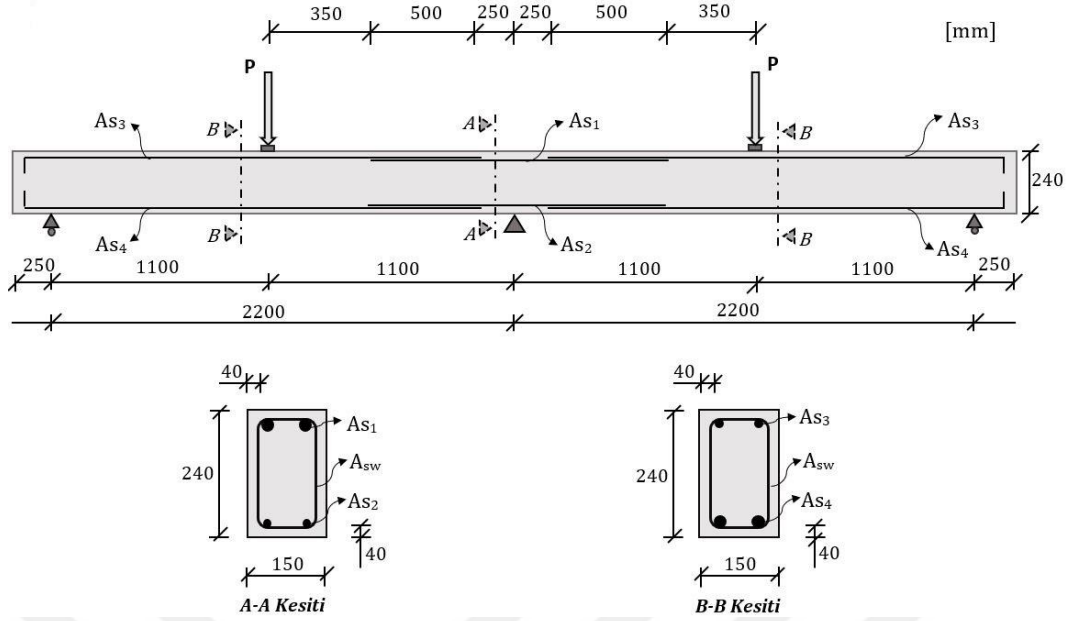
Tablo 2.2’de ise farklı çaplardaki donatıların sırasıyla akma dayanımı (f_y), çekme dayanımı (f_t) ve nihai şekil değiştirme (ϵ_{su}) değerleri sunulmuştur. Bu değerler, yukarıda bahsi geçen ve ilgili çaptaki her bir üç numuneye ait ortalama değerleri temsil etmektedir.

Tablo 2.2 Donatıların mekanik özellikleri [38]

Φ (mm)	f_y (MPa)	f_t (MPa)	ϵ_{su} (%)
8	619	788	10.7
10	588	700	14.4
12	531	662	14.7
14	604	740	11.8
16	628	739	10.2
18	553	654	13.0
20	586	698	11.0

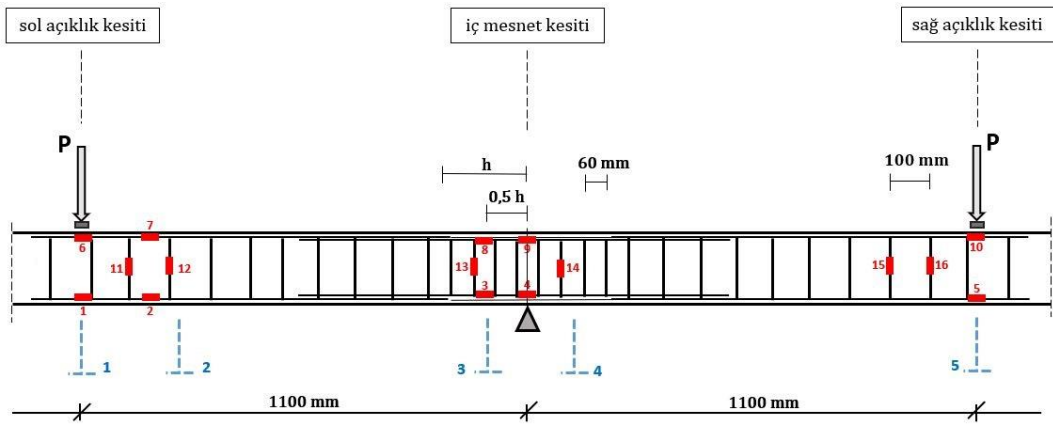
2.3 Kirişlerin Özellikleri ve Deney Düzenegi

Bu deneysel çalışmada 12 adet iki açıklıklı betonarme sürekli kiriş üretilerek bu kirişlerin genel davranışlarının ve moment yeniden dağılımlarının araştırılması hedeflenmiştir. Şekil 2.9’da görüldüğü gibi sürekli kirişlerin uzunluğu 4900 mm, genişlik ve yükseklikleri ise sırasıyla 150 mm ve 240 mm olarak belirlenmiştir. İki açıklıktan oluşan bu sürekli kirişlerin her bir açıklığının uzunluğu 2200 mm olarak belirlenmiştir. Sistem, her bir açıklığın ortasından tekil yükü yüklenecek şekilde tasarlanmıştır. Deneysel programda, yer değiştirme kontrollü yük etki ettirme özelliğine sahip bir yükleme cihazı kullanılarak, betonarme sürekli kirişlerin her bir orta açıklık kesitinin simetrik olarak yüklenmesi sağlanmış ve bahsi geçen bu kesitlere 30 $\mu\text{m/s}$ ’lik sabit hızlarla yer değiştirmeler uygulanmıştır. I kesite sahip rijit bir çelik kiriş kullanılarak 1000 kN kapasiteli yükleme cihazının uyguladığı yükün eşit bir şekilde monotonik bir tekil yük olarak her iki açıklığa etkilmesi sağlanmıştır.

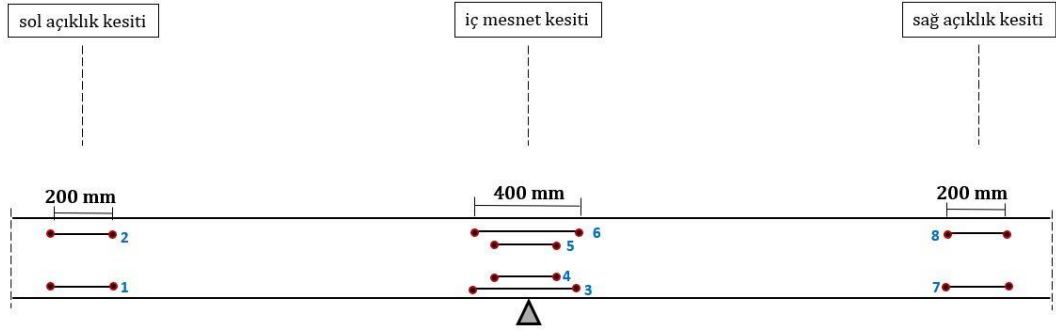


Şekil 2.9 Boyuna donatı düzeni ve detayları, geometrik konfigürasyonlar [38]

Kirişlerin açıklıkları boyunca yerleştirilen ve düşey yer değiştirmeleri ölçmeye yarayan doğrusal değişken yer değiştirme ölçerlerin (LVDT) ve donatılar üzerindeki şekil değiştirmeleri ölçmeye yarayan şekil değiştirme ölçerlerin konumları Şekil 2.10'da gösterilmiştir. Burada LVDT'ler mavi renkle, şekil değiştirme ölçerler ise kırmızı renkle gösterilmiştir. Öte yandan, Şekil 2.11'de kirişlerin arka yüzeylerine yerleştirilen ve iç mesnet kesitleri ve açıklık kesitlerindeki dönme ve eğrilikleri belirlemeye yarayan LVDT'lerin konumları görülmektedir. Şekil 2.10 ve Şekil 2.11'de, söz konusu bölgelerin daha detaylı görülebilmesi için kirişlerin sadece iç mesnet kesiti de dahil olmak üzere açıklık kesitlerinin arasında kalan kısımları gösterilmiştir.

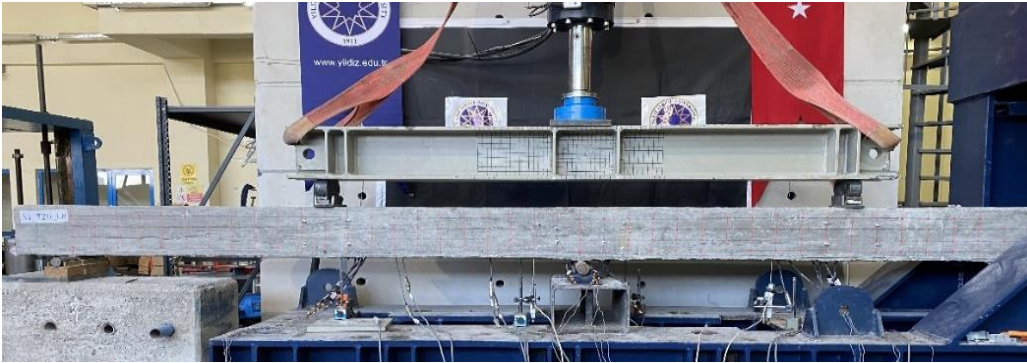


Şekil 2.10 Düşey yer değiştirmeyi ölçen LVDT'lerin ve şekil değiştirme ölçerlerin detaylı konumları [38]



Şekil 2.11 Sürekli kirişlerin arka yüzeylerine yerleştirilen LVDT'lerin detaylı konumları [38]

Şekil 2.10'da görüldüğü üzere, kirişlerin kritik kesitlerinde yeterli sünekliği sağlamak ve kesme kırılmasını önlemek amacıyla TS 500 [39] tasarım yönetmeliğinde yer alan şartlar göz önünde bulundurularak iç mesnet kesitinde yer alan ve kesit yüksekliğinin iki katı ($2h$) mesafesi boyunca yer alan bölgede etriye aralığı 60 mm alınırken kirişlerin diğer bölgelerinde bu aralık 100 mm olarak dikkate alınmıştır. Kullanılan etriyeler 8 mm çapında iki kollu düşey etriyelerdir. Öte yandan, Şekil 2.12 (a)'da bir betonarme sürekli kirişe ait örnek bir deney düzeneği yer alırken, Şekil 2.12 (b)'de ise arka yüzeyde bulunan ve kritik kesitlere yerleştirilen LVDT'lerin mevcut konumları görülmektedir. Bu LVDT'ler doğrudan çekme bölgelerindeki uzamayı ve basınç bölgelerindeki kısılmayı ölçmek amacıyla kullanılmıştır.



(a)

Şekil 2.12 (a) Örnek bir deney düzeneği; (b) Arka yüzeydeki LVDT'lerin mevcut konumları [38] (devamı)



(b)

Şekil 2.12 (a) Örnek bir deney düzeneği; (b) Arka yüzeydeki LVDT'lerin mevcut konumları [38]

Tablo 2.3'te iki seri olarak üretilen betonarme sürekli kirişlerin donatı düzenleri, çekme donatısı oranı, basınç donatısı oranı ve dengeli donatı oranı olmak üzere ayrı ayrı sunulmuştur. Tablo 2.3'ten görüldüğü gibi, bu çalışmada dikkate alınan değişkenlerin iç mesnet kesitlerindeki donatılar olduğu görülmektedir. Şekil 2.9'da görüldüğü gibi A_{s1} iç mesnet kesitindeki çekme donatısı alanını, A_{s2} iç mesnet kesitindeki basınç donatısı alanını, A_{s3} açıklık kesitindeki basınç donatısı alanını ve A_{s4} açıklık kesitindeki çekme donatısı alanını göstermektedir. Kirişlerin isimlendirilmeleri yapılırken iç mesnet kesitindeki çekme ve basınç donatılarının çapları göz önünde bulundurulmuştur. Örneğin T10C08 kirişinin anlamı iç mesnet kesitinde kullanılan çekme donatısı $\Phi 10$ iken, basınç donatısı ise $\Phi 8$ 'dir olarak ifade edilebilir.

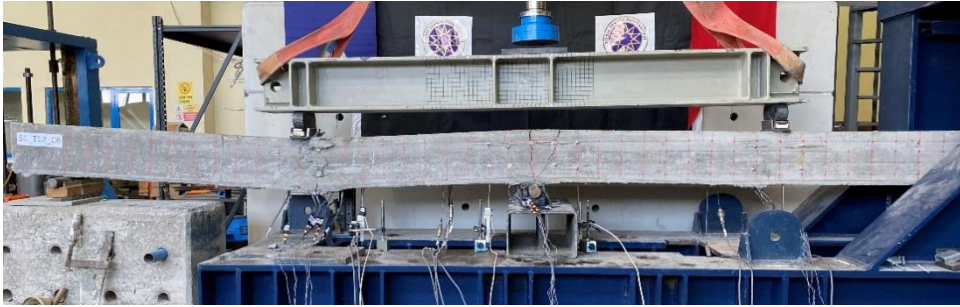
Tablo 2.3 Betonarme sürekli kirişlerin donatı detayları

	Kiriş	A_{s1} (mm^2)	A_{s2} (mm^2)	A_{s3} (mm^2)	A_{s4} (mm^2)	ρ	ρ'	ρ_b	ρ'/ρ	ρ/ρ_b	$(\rho-\rho')/\rho_b$
SERİ 1	T10C08	157.1	100.5	100.5	628.3	0.005	0.003	0.024	0.64	0.22	0.08
	T12C08	226.2	100.5	100.5	628.3	0.008	0.003	0.028	0.44	0.27	0.15
	T14C08	307.9	100.5	100.5	628.3	0.010	0.003	0.023	0.33	0.45	0.30
	T16C08	402.1	100.5	100.5	628.3	0.013	0.003	0.022	0.25	0.62	0.46
	T18C08	508.9	100.5	100.5	628.3	0.017	0.003	0.026	0.20	0.65	0.52
	T20C08	628.3	100.5	100.5	628.3	0.021	0.003	0.024	0.16	0.87	0.73
SERİ 2	T16C10	402.1	157.1	100.5	628.3	0.013	0.005	0.022	0.39	0.62	0.38
	T16C12C08	402.1	276.5	100.5	628.3	0.013	0.009	0.022	0.69	0.62	0.19
	T16C16	402.1	402.1	100.5	628.3	0.013	0.013	0.022	1.00	0.62	0.00
	T12C10	226.2	157.1	100.5	628.3	0.008	0.005	0.028	0.69	0.27	0.08
	T14C10C08	307.9	207.3	100.5	628.3	0.010	0.007	0.023	0.67	0.45	0.15
	T18C14C08	508.9	358.1	100.5	628.3	0.017	0.012	0.026	0.70	0.65	0.19

3.1 Seri 1 Kirişleri

3.1.1 Kirişlerin Davranışları

Bu bölümde, değişken olarak iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranının dikkate alındığı Seri 1 kirişlerinin davranışları üzerinde durulacaktır. Bilindiği gibi Bölüm 2’de betonarme sürekli kirişlerin eğilme kapasitelerine erişerek taşıma güçlerini kaybetmeleri için alınan önlemlerden bahsedilmiş ve bu sayede de kirişlerin moment yeniden dağılımlarının gözlemlenebilmesinin amaçlandığından söz edilmişti. Deneysel sonuçlara bakıldığında ise kirişlerin tümünün açıklık kesitlerinde bazılarında çok geniş bazılarında ise kılcal boyutlarda olan kesme çatlakları görülmesine rağmen tüm kirişlerin önceden tasarlandıkları gibi eğilme kırılması ile taşıma güçlerini kaybettikleri belirlenmiştir. Ayrıca, Do Carmo ve Lopes [40], Mandor ve El Refai [41] ve Ehsani vd. [42] tarafından sürekli kirişler üzerinde yapılan deneysel çalışmalarda olduğu gibi tüm kirişlerin her iki açıklık kesitinde de akma olayı gözlenmesine rağmen bu iki açıklık kesitinden sadece birinde mafsallaşmanın olduğu tespit edilmiştir. Şekil 3.1’de bir kirişin (T12C08 kirişi) deney sonundaki durumu örnek olarak gösterilmektedir. Şekil 3.2’de ise daha fazla detay sunabilmek amacıyla tüm kirişlerin sadece açıklık kesitlerinin arasında kalan kısımlarının deney süreci sonundaki nihai durumları gösterilmektedir.



Şekil 3.1 T12C08 kirişinin deney sonundaki nihai durumu [43]



(a)



(b)



(c)



(d)



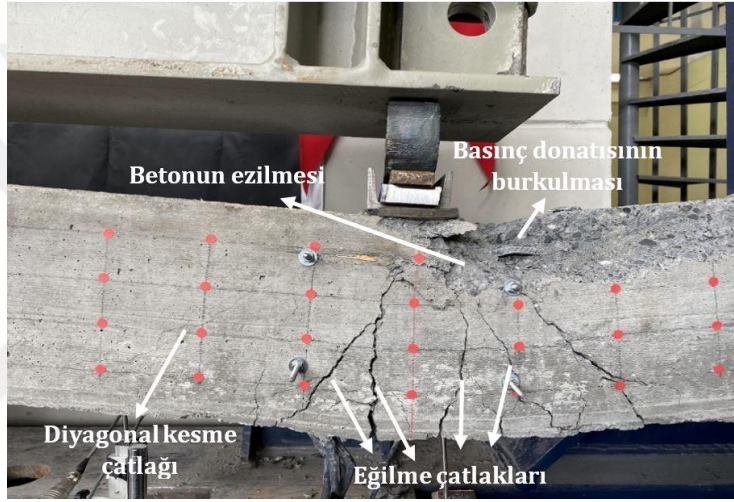
(e)



(f)

Şekil 3.2 Seri 1 kirişlerinin kritik kesitlerinin deney sonrasındaki nihai durumları, (a) T10C08, (b) T12C08, (c) T14C08, (d) T16C08, (e) T18C08, (f) T20C08

Şekil 3.2’den görüldüğü üzere tüm kirişlerin mafsallaşan açıklık kesitlerindeki betonda ezilmeler görülürken yine aynı kesitteki basınç donatılarında ise burkulma olayları gözlemlenmiştir. Ayrıca, kirişlerin mafsallaşan açıklık kesitlerinde eğilme çatlaklarının genişliğine kıyasla daha az çatlak genişliğine sahip diyagonal kesme çatlaklarının oluştuğu da gözlemlenmiştir. Ancak hiçbir zaman bu durum, kirişlerin kesme kapasitesinin aşılması neticesinde ani bir göçme meydana gelmesini sağlayabilecek mertebeye ulaşmamıştır. Örnek olarak, T14C08 kirişinin mafsallaşan açıklık kesitindeki bazı hasar durumları (diyagonal kesme çatlakları, eğilme çatlakları, basınç donatısının burkulması ve betonun ezilmesi) Şekil 3.3’te ayrıntılı olarak gösterilmektedir.



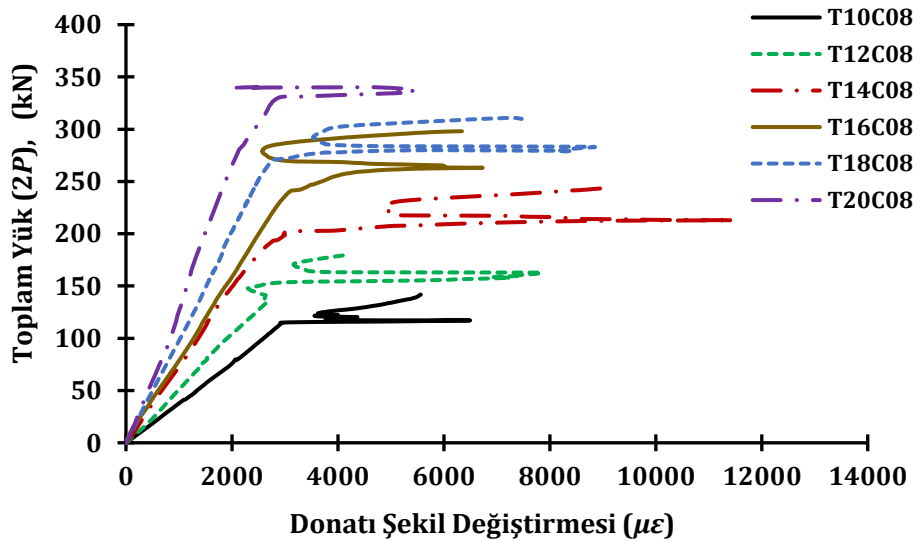
Şekil 3.3 T14C08 kirişinin mafsallaşan açıklık kesitindeki hasar durumları [43]

Bu çalışmada, Bagge vd. [4] ve Mahmood vd. [14] tarafından önerildiği gibi, çatlama yükleri, donatıların akma noktaları ve plastik mafsal oluşumları, şekil değiştirme ölçer değerlerine, hidrolik yükleme cihazındaki yükün değişimine ve yükleme süreci boyunca LVDT’ler tarafından ölçülen verilere göre tahmin edilmiştir. Ayrıca Hadi ve Elbasha [44], Shin vd. [45] ve Zhu vd. [46] çalışmalarında da belirtildiği üzere, deneysel süreç deneysel yük değerinin hidrolik yükleme cihazı tarafından ölçülen en yüksek yükün %80’inin altına düştüğünde sonlandırılmıştır.

3.1.2 Donatı Şekil Değiştirmeleri

Sürekli kirişlerin iç mesnet kesitlerinde yer alan çekme donatılarındaki şekil değiştirmeler, bahsi geçen kesitteki deney sonrasına ait genel durumun belirlenmesi açısından oldukça öneme sahiptir. Bu amaçla, Şekil 3.4’te tüm kirişlere ait toplam

yüke karşılık donatı şekil değiştirmesi grafikleri sunulmuştur. Burada toplam yük olarak açıklıklara etkiyen yüklerin toplamı olan $2P$ yükünden bahsedilmektedir. Yük-yer değiştirme ve moment-eğrilik eğrilerine benzer şekilde, yük-şekil değiştirme eğrileri de çatlama ve akma aşamalarını temsil eden iki dönüm noktası ile üç farklı aşamaya sahiptir. Ayrıca, Mandor ve El Refai [41] tarafından yapılan çalışmada olduğu gibi maksimum şekil değiştirmeye ulaşıldıktan sonra ilgili kesitin sınır duruma eriştiği ana kadar olan bölgede şekil değiştirme değerlerinde azalma gözlenmiştir. Şekil 3.4 incelendiğinde, Abushanab vd. [47] ve Ehsani vd. [42]'de olduğu gibi beton çatlama öncesi tüm kirişlerde yaklaşık olarak benzer çekme şekil değiştirme değerleri elde edilmiştir. Kirişlerde gözlenen akma şekil değiştirme değerlerinin de yine birbirine yakın olduklarını ve $2655 \mu\epsilon$ ile $3140 \mu\epsilon$ arasında değiştiğini söylemek mümkündür. Bunun yanında, minimum tepe şekil değiştirmesi beklendiği üzere $5439 \mu\epsilon$ ile T20C08 kirişinde gözlenmesine rağmen maksimum şekil değiştirmenin ise beklenenin aksine $11479 \mu\epsilon$ ile T14C08 kirişinde gözlendiği belirlenmiştir. Bu durumun, ilgili kirişin kritik kesitlerindeki betonun iyi yerleşmemesi neticesinde gelişen yerel kusurlardan kaynaklı olabileceği düşünülmektedir.

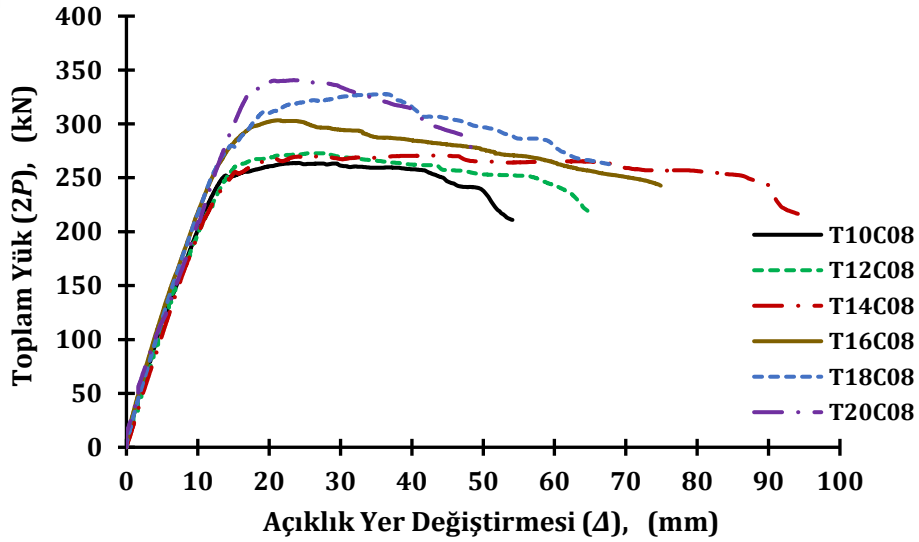


Şekil 3.4 Seri 1 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait toplam yük – donatı şekil değiştirmesi eğrileri

3.1.3 Yük - Yer Değiştirme İlişkileri

Bu bölümde, sürekli kirişlere etkiyen toplam yüke karşılık mafsallaşan açıklık kesitlerindeki yer değiştirmelere ait ilişkiler üzerinde durulmaktadır ve bu ilişkiler Şekil 3.5'te sunulmuştur. Şekil 3.5'te en büyük açıklık yer değiştirmesi T14C08

kirişinde (94.1 mm) görülürken en büyük pik yük değeri ise T20C08 kirişinde (340.6 kN) elde edilmiştir. Görüldüğü üzere, iç mesnet kesitindeki donatı miktarı en büyük olan T20C08 kirişinin en büyük taşıma kapasitesine sahip olduğu da görülmektedir. Öte yandan, T14C08 kirişinin açıklık yer değiştirmesinin kendisinden daha az donatıya sahip kirişlerden daha fazla olması, toplam yük-donatı şekil değiştirmesi grafiğinde de belirtildiği gibi, bu kirişin kritik kesitlerindeki betonun iyi yerleşmemesi neticesinde gelişen yerel kusurlardan kaynaklı olabileceği düşünülmektedir. Ayrıca, beklenene paralel olacak şekilde T10C08 kirişinin (263.7 kN) en küçük pik yük değerine sahip olduğu, T20C08 kirişinin (49 mm) ise en küçük açıklık yer değiştirmesine sahip olduğu belirlenmiştir. Bu durum, T10C08 kirişinin en küçük T20C08 kirişinin ise en büyük iç mesnet kesiti eğilme rijitliğine sahip olmasından kaynaklanmaktadır.



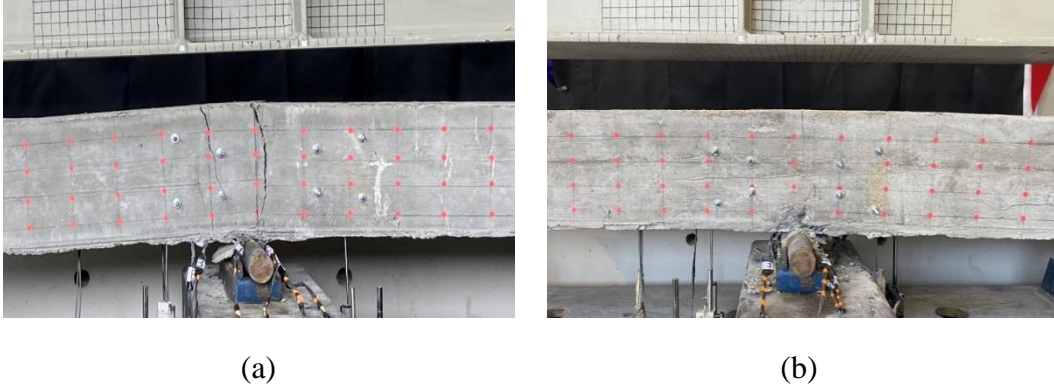
Şekil 3.5 Seri 1 kirişlerinin toplam yük – açıklık yer değiştirmesi ilişkileri [43]

Yüklemeye sürecinin farklı aşamalarındaki açıklık yer değiştirmelerinin ve bunlara karşılık gelen toplam yüklerin bir özeti Tablo 3.1'de ayrıntılı olarak sunulmuştur. Bagge vd. [4] ve Pang vd. [48] tarafından ifade edildiği gibi iç mesnet kesitleri ile açıklık kesitleri arasındaki rölatif rijitliğin betonarme sürekli kirişlerin davranışları üzerindeki etkileri çok önem arz etmektedir. Şekil 3.5 ve Tablo 3.1 birlikte incelendiğinde, T10C08 kirişinde olduğu gibi rölatif rijitliğin yüksek olması durumunda, iç mesnet kesitindeki plastik mafsal diğerlerine göre daha erken oluşmakta (*pik yük değerinin %44'ünde*) ve bu kesitteki eğilme hasarı diğer kirişlerdekine kıyasla daha fazla olmaktadır. Burada bahsedilen eğilme hasarları iç mesnet kesitlerinde meydana gelen plastik dönmeler ve çatlak genişlikleri

incelenerek tespit edilmiştir. T10C08 kirişinin iç mesnet kesitinde diğerlerine kıyasla daha fazla plastik dönme meydana geldiği belirtilmelidir. Ayrıca, plastik mafsalın oluşması için hasara ihtiyaç duyulduğu ve daha fazla eğilme hasarının daha fazla moment yeniden dağılımı anlamına geldiği de vurgulanmalıdır. T10C08 kirişinin aksine, T20C08 kirişinde olduğu gibi rölatif rijitlik çok düşük veya sıfır ise (sıfır rölatif rijitlik, iç mesnet kesiti ile açıklık kesitinin özelliklerinin tamamen aynı olduğu anlamına gelir), iç mesnet kesitindeki plastik mafsal diğer kirişlere kıyasla oransal anlamda daha yüksek bir yükte oluşur (*pik yük değerinin %99'unda*) ve bu kesitteki eğilme hasarı diğer kirişlerdeki kesitlere kıyasla daha azdır. Dolayısıyla, bu kirişin iç mesnet kesitinde diğerlerine kıyasla daha az plastik dönme meydana gelmektedir. Şekil 3.6'da T10C08 ve T20C08 kirişlerinin deney sonunda iç mesnet kesitlerinde meydana gelen dönmeler ve oluşan hasarlar karşılaştırmalı olarak sunulmaktadır. Ayrıca, Tablo 3.1 detaylı olarak incelenirse diğer kirişlerle karşılaştırıldığında T20C08 kirişinin akma, mafsallaşma ve tepe yük değerlerinin düşük rölatif rijitlikten ve diğer kirişlere kıyasla daha fazla çekme donatısına sahip olmasından dolayı birbirine çok yakın anlarda oluştuğu açıkça görülebilir.

Tablo 3.1 Seri 1 kirişlerinde toplam yüklerin ve açıklık yer değiştirmelerinin yüklemenin farklı aşamalarındaki değerleri [43]

Kiriş	Çatlama		1. akma		1. mafsal		2. akma		2. mafsal		Pik		% 80 x Pik	
	P_{cr}	Δ_{cr}	P_{y1}	Δ_{y1}	P_{h1}	Δ_{h1}	P_{y2}	Δ_{y2}	P_{h2}	Δ_{h2}	P_p	Δ_p	$P_{0.8 \times P}$	$\Delta_{0.8 \times P}$
	(kN)	(mm)	(kN)	(mm)	(kN)	(mm)	(kN)	(mm)	(kN)	(mm)	(kN)	(mm)	(kN)	(mm)
T10C08	53.9	2.1	114.3	4.9	117.1	5.0	235.5	12.2	250.7	14.4	263.7	24.1	211.0	54.1
T12C08	48.9	2.1	134.4	6.3	162.8	7.7	248.9	14.0	267.4	18.7	272.8	25.9	218.2	64.9
T14C08	62.3	2.9	202.4	10.4	212.8	11.0	255.5	15.3	255.8	16.4	270.7	42.6	216.6	94.1
T16C08	72.1	2.6	241.3	11.4	263.1	13.0	252.5	12.2	287.1	15.7	303.4	21.2	242.7	74.9
T18C08	85.1	3.5	270.5	13.5	283.2	15.6	309.4	18.8	310.8	20.3	327.7	35.6	262.2	68.1
T20C08	100.4	4.0	330.8	17.5	336.4	19.4	331.0	17.5	336.6	19.5	340.6	23.4	272.5	49.0



Şekil 3.6 İç mesnet kesitlerindeki hasarlar, (a) T10C08 kirişi, (b) T20C08 kirişi [43]

3.1.4 Deneysel ve Teorik Yüklerin Karşılaştırılması

Bu çalışmada, deneysel yükler (P_E) ve teorik plastik yükler (P_T) deney sürecinin farklı aşamaları için Tablo 3.2’de karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Teorik plastik yükler TS 500’de [39] yer alan lineer elastik – ideal plastik malzeme kuralı dikkate alınarak hesaplanmıştır. Bu yönetmelikteki hükümler dikkate alınarak iç mesnet kesitleri ve açıklık kesitlerindeki moment taşıma kapasiteleri belirlenmiş olup teorik plastik yükler de bu moment değerlerinden yola çıkılarak elde edilmiştir. Tablo 3.2’deki sonuçlara göre, hesaplanan teorik plastik yüklerin deneysel yüklerle iyi bir uyum içerisinde olduğu görülmektedir. Özellikle pik yük anındaki P_E/P_T oranlarının 1.0’a oldukça yakın olduğu görülmekte olup bu oranlar 0.95 ile 1.05 arasında değişkenlik göstermektedir. Burada T14C08 kirişinin (270.7 kN) T12C08 kirişinden (272.8 kN) daha fazla yük taşıma kapasitesine sahip olması beklenirken tam tersi bir durumla karşılaşılmasının nedeninin bu kirişin kritik kesitlerindeki betonun T12C08 kirişinden daha erken ezilmesi olabileceği düşünülmektedir. Yerel kusurlardan kaynaklı bir şekilde gerçekleşebilecek bu durumdan ötürü kirişin hedeflenen taşıma kapasitesine ulaşamadığı yorumunda bulunulabilir. Teorik olarak ikinci akma anındaki yük ile pik yükün değerlerinin aynı olmasının nedeni, ikinci akmanın meydana geldiği anda yapısal sistemin yük taşıma kapasitesine ulaşmış olmasıdır. Ayrıca, yine teorik olarak bir kesitte akma ve plastik mafsall oluşumunun aynı anda meydana geldiği varsayılabilir. Buna ek olarak, çekme donatısı oranı arttıkça, akma anındaki deneysel yüklerin tepe noktasındaki deneysel pik yüklerle oranının da arttığı görülmektedir. Örneğin T10C08 kirişi için deneysel

birinci akma yükünün deneysel pik yük değerine oranı $114.3 \text{ kN} / 263.7 \text{ kN} = 0.43$ iken, T20C08 kirişi için bu oran $330.8 \text{ kN} / 340.6 \text{ kN} = 0.97$ olarak hesaplanmaktadır. Diğer kirişler için ise bu oranın çekme donatısı oranı arttıkça yükselme eğiliminde olduğu tespit edilmiştir.

Tablo 3.2 Seri 1 kirişlerinde deneysel yükler ile teorik plastik yüklerin karşılaştırılması [43]

Kiriş	1. akma			2. akma			Pik		
	P_E (kN)	P_T (kN)	P_E/P_T (kN)	P_E (kN)	P_T (kN)	P_E/P_T (kN)	P_E (kN)	P_T (kN)	P_E/P_T (kN)
T10C08	114.3	85.5	1.34	235.5	254.9	0.92	263.7	254.9	1.03
T12C08	134.4	109.6	1.23	248.9	264.0	0.94	272.8	264.0	1.03
T14C08	202.4	163.7	1.24	255.5	284.3	0.90	270.7	284.3	0.95
T16C08	241.3	215.3	1.12	252.5	303.6	0.83	303.4	303.6	1.00
T18C08	270.5	236.6	1.14	309.4	311.6	0.99	327.7	311.6	1.05
T20C08	330.8	297.2	1.11	331.0	334.3	0.99	340.6	334.3	1.02

3.1.5 Süneklik

Süneklik kavramı, bir betonarme elemanın dayanımını veya rijitliğini aşırı derecede azaltmadan gerçekleştirebileceği eğilme yeteneği olarak tanımlanır [49]. Hiperstatik yapılarda süneklik, plastik mafsalların daha fazla dönmesinin sağlanabilmesi açısından büyük öneme sahiptir. Ayrıca, bu plastik mafsal dönmeleri, özellikle sürekli kirişlerde daha büyük moment yeniden dağılımı sağlar [50]. Ayrıca süneklik, betonarme kirişler için beton ezilmesinin ve çelik donatıların akmasının bir fonksiyonu olarak tanımlanabilir [51]. do Carmo ve Lopes [10] ve Mahmood vd. [14] göre süneklik, enerji yutma kapasitesinin bir ölçüsüdür ve yapılar için süneklik, yapılan işin belirlenmesiyle niceliksel olarak hesaplanabilir.

Süneklik, betonarme yapılarda veya betonarme elemanlarda genellikle süneklik faktörü (μ) adı verilen bir parametre ile hesaplanır. Süneklik faktörü genellikle yer değiştirme (Δ), dönme (θ), eğrilik (ϕ) ve absorbe edilen enerji (E) cinsinden ifade edilir ve bu faktör ilgili parametrenin nihai yükteki değerinin akma seviyesindeki değerine oranı olarak tanımlanır [49]. Bu çalışmada, yer değiştirme süneklik faktörü açıklık kesitleri için $\mu_{\Delta} = \Delta_u/\Delta_y$ olarak tanımlanmıştır ve burada Δ_u nihai yükteki açıklık yer değiştirmesi ve Δ_y akma yükündeki açıklık yer değiştirmesidir.

Bu çalışmadaki betonarme sürekli kirişlerin açıklık kesitlerinin yer değiştirme süneklik faktörleri Tablo 3.3'te sunulmuştur.

Tablo 3.3 Seri 1 kirişlerinin yer değiştirme süneklik faktörleri [43]

Kiriş	Δ_u (mm)	Δ_y (mm)	$\mu_{\Delta} = \Delta_u/\Delta_y$
T10C08	54.1	4.9	11.1
T12C08	64.9	6.3	10.3
T14C08	94.1	10.4	9.1
T16C08	74.9	11.4	6.6
T18C08	68.1	13.5	5.1
T20C08	49.0	17.5	2.8

Tablo 3.3 incelendiğinde, sürekli kirişlerin iç mesnet kesitlerindeki çekme donatılarının artmasıyla kirişlerin yer değiştirme süneklik faktörlerinin azaldığı görülmektedir. Gilbert ve Sakka [52] ve Gerami vd. [53]'e göre süneklik faktörünün 1.0'den küçük olması elastik tepki olarak adlandırılırken 2.0'den büyük olması iyi bir süneklik olduğu anlamını taşımaktadır. Bu çalışmada ise, T20C08 kirişinin $\mu_{\Delta} = 2.8$ değeri ile tüm kirişler arasında en küçük yer değiştirme süneklik faktörüne sahip kiriş olmasından ötürü bu seride yer alan altı kirişin de iyi sünekliğe sahip olduğu söylenebilir. Ayrıca, artan çekme donatısı oranı ile akma anındaki yer değiştirmelerin (Δ_y) de benzer şekilde artma eğiliminde olduğu vurgulanmalıdır.

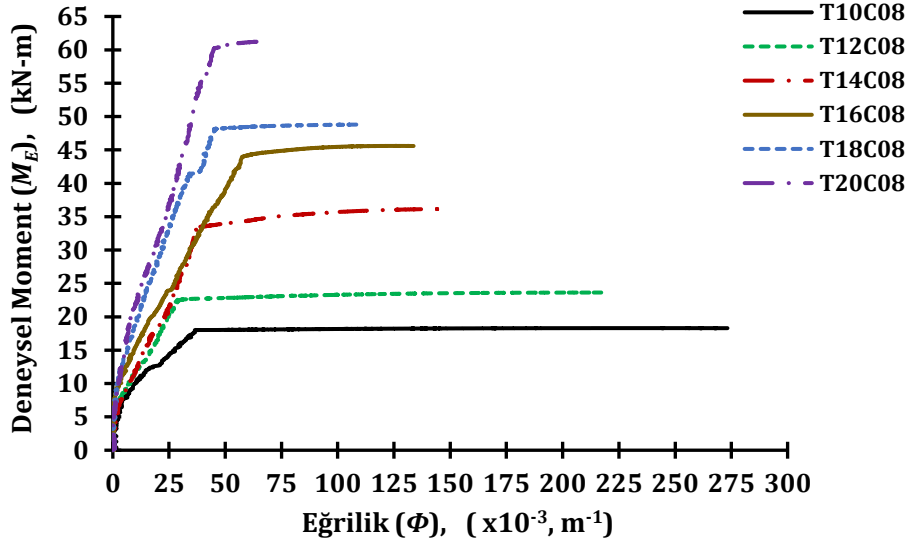
Sünekliği tanımlamanın bir başka yolu da enerji sönümlenme kavramıdır. Enerji sönümlenme, plastik deformasyon yoluyla yük-yer değiştirme histerik döngüsü altındaki alanın toplamı olarak ifade edilir [54]. Sönümlenen enerjiden hareketle hesaplanan süneklik, enerji yoğunluk faktörü μ_E ile belirlenebilir [50]. Bu faktör, elemanın nihai yükte sönümlenen enerjisinin (E_u) akma yükünde sönümlenen enerjisine (E_y) oranı ile elde edilebilir, kısaca enerji yoğunluk faktörü $\mu_E = E_u/E_y$ olarak tanımlanır. Bu çalışmada, E_u ve E_y enerji değerleri Şekil 3.5'teki yük - açıklık ortası yer değiştirme grafikleri altındaki alanlarla ilişkilendirilerek hesaplanmıştır. Ayrıca, Tablo 3.4'te betonarme sürekli kirişlerin sönümlenen enerji miktarları ve enerji yoğunluk faktörleri sunulmuştur. Tablo 3.4'e göre, akma anına kadar olan sönümlenen enerjinin (E_y) en küçük T10C08 kirişinde (311 kN.mm), en büyük ise T20C08 kirişinde (3267 kN.mm) elde edildiği görülmektedir. Buradan artan çekme donatısı ile kirişlerin akma anına kadar olan sönümlenen enerji miktarlarında önemli bir artış olduğu dikkat çekmektedir. Nihai yük anındaki sönümlenen

enerjilere bakıldığında ise (E_u) bunun doğrudan sistemde gerçekleşen nihai yer değiştirme değerleriyle orantılı olduğu görülmektedir. Bu durum Tablo 3.3'teki (Δ_u) yer değiştirme değerlerine bakıldığında daha iyi anlaşılabilir. Öte yandan, kirişlerin enerji yoğunluk faktörleri (μ_E) incelendiğinde en büyük enerji yoğunluk faktörünün T10C08 kirişinde ($\mu_E = 38.5$) olduğu ve kirişlerin akma anındaki sönmülenen enerji miktarlarıyla ters orantılı olacak şekilde, bahsi geçen enerji yoğunluk faktörünün çekme donatısı oranının artması ile azalma eğiliminde olduğu görülmektedir.

Tablo 3.4 Seri 1 kirişlerinin enerji sönmüleme kapasiteleri ve enerji yoğunluk faktörleri [43]

Kiriş	E_u (kN.mm)	E_y (kN.mm)	$\mu_E = E_u/E_y$
T10C08	11973	311	38.5
T12C08	14800	449	33.0
T14C08	21807	1125	19.4
T16C08	17712	1560	11.4
T18C08	16508	2055	8.0
T20C08	10149	3267	3.1

Betonarme sürekli kirişlerin iç mesnet kesitlerine ait moment-eğrilik ilişkileri Şekil 3.7'de görülmektedir. Eğrilikler, daha önce de bahsedildiği gibi kirişlerin kritik kesitlerinin arka yüzeylerine yerleştirilen LVDT'ler yardımı ile ölçülmüştür. Şekil 3.7'den görüldüğü gibi, en küçük deneysel moment (17.96 kNm) ve en büyük eğriliğe sahip kiriş (0.273 m^{-1}) T10C08 kirişi iken, en büyük deneysel moment (60.82 kNm) ve en küçük eğriliğe sahip kiriş (0.068 m^{-1}) T20C08 kirişi olarak belirlenmiştir. Buna göre, çekme donatısı oranının artmasıyla eğilme momenti taşıma kapasitesi önemli ölçüde artarken nihai eğrilik değerinin de yine önemli ölçüde azaldığı çıkarımında bulunulabilir. Öte yandan, akma anındaki yer değiştirmelerde ve akma anındaki sönmülenen enerjilerde olduğunun aksine akma anındaki eğriliklerde çekme donatısı oranı ile doğrudan bir ilişkinin varlığı tespit edilememiştir.



Şekil 3.7 Seri 1 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait moment-eğrilik ilişkileri [43]

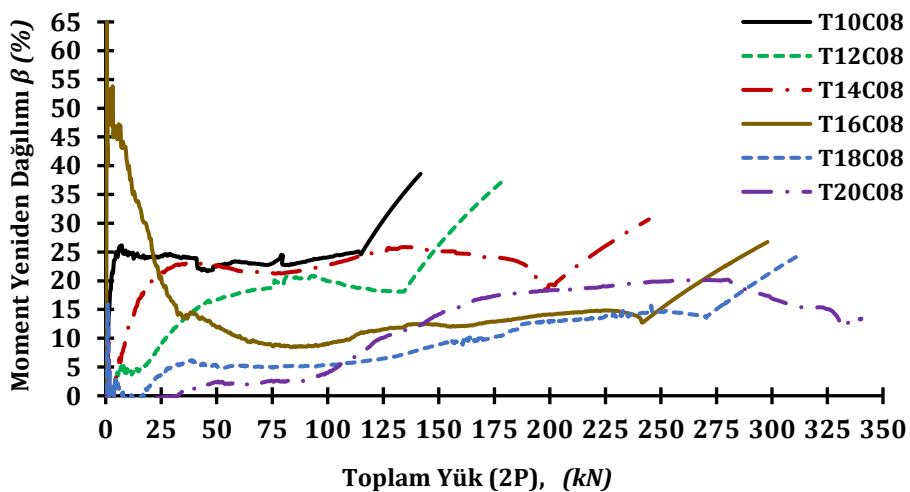
Eleman eğrilik sünekliği, beton yapılarıdaki plastisite derecesinin kontrolünde önemli bir rol oynar [55]. Diğer bir ifade ile elemanın herhangi bir kesitinde meydana gelebilecek hasarın derecesinin belirlenmesi noktasında önem arz etmektedir. Bazan ve Fernandez-Davila [56] tarafından yapılan çalışmaya göre eğrilik, eğilmeye maruz kalan elemanlarda doğrusal olmayan eğilme davranışını anlamak için yer değiştirme ve dönmeye kıyasla daha önemli bir deformasyon ölçütüdür ve herhangi bir kesit için eğrilik süneklik faktörü $\mu_{\phi} = \Phi_u/\Phi_y$ olarak tanımlanır; burada Φ_u nihai yükteki eğrilik ve Φ_y donatı akma yükündeki eğriliktir. Sürekli kirişlerin iç mesnet kesitlerine ait eğrilik süneklik faktörleri Tablo 3.5'te sunulmuştur. Tablo 3.5'e göre, eğrilik süneklik faktörü en büyük olan kirişin T12C08 olduğu ($\mu_{\phi} = 7.6$), en küçük kirişin ise T20C08 kirişi olduğu ($\mu_{\phi} = 1.5$) görülmektedir. Buradan yola çıkılarak, eğrilik süneklik faktörü ile çekme donatısı oranı arasında negatif yönlü bir ilişki olduğu çıkarımında bulunulabilir.

Tablo 3.5 Seri 1 kirişlerinin eğrilik süneklik faktörleri [43]

Kiriş	Φ_u ($\times 10^{-3} \text{ m}^{-1}$)	Φ_y ($\times 10^{-3} \text{ m}^{-1}$)	$\mu_{\phi} = \Phi_u/\Phi_y$
T10C08	273.3	36.5	7.5
T12C08	217.2	28.7	7.6
T14C08	146.5	37.7	3.9
T16C08	133.7	57.4	2.3
T18C08	109.7	45.5	2.4
T20C08	68.5	45.2	1.5

3.1.6 Momentlerin Yeniden Dağılımı

Bu çalışmada, betonarme sürekli kirişlerin moment yeniden dağılım yüzdelelerini (β) belirlemek için, iç mesnet kesitlerindeki deneysel moment değerleri, çekme ve basınç donatıları üzerindeki şekil değiştirme ölçerlerden alınan veriler dikkate alınarak hesaplanmıştır. Elastik moment değerleri ise toplam yük ($2P$) değerleri dikkate alınarak belirlenmiştir. Betonarme sürekli kirişlerin moment yeniden dağılım yüzdeleri (β) ile toplam yük değerleri ($2P$) arasındaki ilişkiler Şekil 3.8'de gösterilmiştir. Buna göre, bazı kirişlerde deneysel süreçlerin en başında yüksek oranda pozitif veya negatif moment yeniden dağılımları gözlemlenmiştir. Bu durumun nedeni, deneysel moment değerlerinin deneylerin ilk aşamalarında elastik moment değerlerine kıyasla çok daha büyük ya da çok daha küçük değerlere sahip olması olarak yorumlanabilir. Bagge vd. [4] tarafından gerçekleştirilen deneysel çalışmalarda da benzer bir durumun söz konusu olduğu görülmektedir. Öte yandan deneysel sürecin ilerlemesiyle birlikte pozitif bir moment yeniden dağılımının olduğu ve bunun daha kararlı hale geldiği vurgulanabilir. Burada kararlı hale gelmekten kasıt moment yeniden dağılımının sabit bir seviyeye yakın hareket etmeye başlaması ve akma gerçekleştikten sonra, beklendiği gibi plastik dönme kapasitesinin aşıldığı ana kadar hızlı bir şekilde artmasıdır. Şekil 3.8'den görüldüğü gibi, kirişlerin iç mesnet kesitleri için, boyuna donatıların akma noktalarından kesitlerin plastik dönme kapasiteleri aşılanaya kadar tüm kirişlerde moment yeniden dağılımlarında hızlı bir artış gözlemlenmiştir.



Şekil 3.8 Seri 1 kirişlerinin toplam yükleri ($2P$) ve moment yeniden dağılım yüzdeleri (β) arasındaki ilişkiler [43]

Şekil 3.8'de görüldüğü gibi, en büyük moment yeniden dağılım yüzdesine (%38.6) ve en küçük toplam yük değerine (141.8 kN) sahip kiriş T10C08 olarak belirlenirken, en küçük moment yeniden dağılım yüzdesine (%13.3) ve en büyük toplam yük değerine (340.2 kN) sahip kiriş T20C08 olarak belirlenmiştir. Buna göre, çekme donatısı oranındaki değişimin toplam yükün yanı sıra moment yeniden dağılımı üzerinde de doğrudan bir etkiye sahip olduğu görülmektedir. Ayrıca, çeşitli araştırmalara göre [9,57,58] taşıyıcı sistemlerde betonarme elemanların enkesitlerinin plastik dönme kapasiteleri ile moment yeniden dağılımları birbirleri ile doğrudan ilişkilidir ve buradan hareketle bu çalışmada da söz konusu değerler belirlenirken ilgili kesitlerin plastik dönme kapasitelerine ulaşıldığı andaki moment yeniden dağılımları ve toplam yük değerleri dikkate alınmıştır. Bu çalışmada, kirişlerin iç mesnet kesitlerine ait plastik dönme kapasiteleri kritik kesitlerin arka yüzeylerine yerleştirilen *LVDT*'ler ile şekil değiştirme ölçerlerden okunan değerlerin değişimlerine bakılarak belirlenmiştir. Ardından bu dönme değerleri Türk Bina Deprem Yönetmeliği'nde [59] yer alan Denklem (3.1) ile hesaplanan değerlerle kontrol edilmiş ve elde edilen bu dönme kapasitesi değerlerinin iyi bir uyum içerisinde oldukları görülmüştür. Şekil 3.8'deki grafikler, bu plastik dönme kapasitelerine ulaşılan ana kadar olan verileri göstermektedir ve elde edilen toplam yük değerleri ($2P$) de moment yeniden dağılımının sona erdiği bu noktaya göre belirlenmiştir. Edinilen sonuçlara göre, T10C08 ve T20C08 kirişlerinin plastik dönme kapasitelerine, sırasıyla, maksimum yükün %53.8'inde ve %99.9'unda ulaşıldığı söylenebilir. Geri kalan kirişlerin yüzdeleri ise bu iki kiriş arasında yer almaktadır. Sonuç olarak, diğer tüm parametreler sabitken, plastik dönme kapasitelerine ulaşıldığı andaki yükün kirişlerin maksimum yüklerine oranı, çekme donatısı oranının artmasıyla kademeli olarak artmaktadır.

$$\theta_p = \frac{2}{3} \left[(\varphi_u - \varphi_y) L_p \left(1 - 0.5 \frac{L_p}{L_s} \right) + 4.5 \varphi_u d_b \right] \quad (3.1)$$

Literatürdeki ve tasarım kodlarındaki formülasyonlar göz önüne alındığında, c/d parametresinin moment yeniden dağılımının belirlenmesinde en çok dikkate alınan parametre olduğu dikkat çekmektedir. Çünkü bu parametrenin kritik kesitin sünek davranışını çok iyi karakterize ettiği ifade edilmektedir [7]. Bu nedenle, Tablo 3.6'da çalışmadan elde edilen elastik moment (M_{el}), deneysel moment (M_E) ve moment yeniden dağılım yüzdesi (β) değerlerinin yanı sıra c/d parametreleri de sunulmuştur. Tablo 3.6'ya göre, c/d parametresinin değeri arttıkça moment yeniden

dağılım yüzdesi azalmaktadır ve literatürde yer alan bazı çalışmalarda [3,4,8,10] olduğu gibi, bu çalışmanın sonuçlarına göre de çekme donatısı oranı ile moment yeniden dağılımının ters orantılı ilişkiye sahip oldukları söylenebilir.

Tablo 3.6 Seri 1 kirişlerinin c/d parametreleri ve moment yeniden dağılımı yüzdeleri (β) [43]

Kiriş	M_{el} (kNm)	M_E (kNm)	c/d	β (%)
T10C08	29.2	18.0	0.11	38.6
T12C08	37.1	23.1	0.15	37.7
T14C08	50.4	35.0	0.23	30.7
T16C08	61.5	45.0	0.28	26.7
T18C08	63.9	48.6	0.35	23.9
T20C08	70.2	60.8	0.47	13.3

Tablo 3.6 incelendiğinde, çekme donatısı oranının tabloda yer alan bütün parametreler üzerinde ne denli etkili olduğu açık bir şekilde görülmektedir. Ayrıca, tüm kirişlerde, tasarım aşamalarında planlandığı gibi, pozitif moment yeniden dağılımı görülmüştür. Yani negatif moment bölgesinden (iç mesnet kesitinden) pozitif moment bölgesine (açıklık kesiti) doğru eğilme momenti transferi gerçekleşmiştir. Öte yandan, deneysel sonuçlar incelendiğinde, T10C08 ve T12C08 kirişlerinin iç mesnet kesitlerindeki çekme donatılarında yükleme sürecinin çok başlarında akma meydana gelmiş ve daha sonra bu kirişlerin ilgili kesitlerinde diğer dört kirişe kıyasla plastik mafsalları oluşumu çok daha erken gözlenmiştir. Buna ek olarak, bu iki kirişin iç mesnet kesitlerinde altta yer alan donatıların (basınç donatısı) Bagge vd. [4] tarafından yapılan deneysel çalışmaların sonuçlarına benzer şekilde çekme kuvvetlerine maruz kaldıkları için çekme donatısı gibi davrandıkları görülmüştür. Bu durumun sebebinin yetersiz çekme donatısı olduğu düşünülmekte olup, T10C08 ve T12C08 kirişlerinde gözlenen yeniden dağılımın diğerlerinden fazla olmasının temel sebebi de bahsi geçen bu çekme donatısı azlığıdır. Sonuç olarak bu iki kirişte Bagge vd. [4], do Carmo ve Lopes [60] ve Scott ve Whittle [3] tarafından yapılan çalışmalarda da görüldüğü gibi diğer dört kirişte gözlenen durumun aksine tam manasıyla bir sürekli kiriş davranışı görülememiş ve “iki ayrı basit kiriş” davranışı gözlemlenmiştir. Bu iki kirişte tarafsız eksen derinliğinin pas payından bile daha düşük olduğu görülmüştür ($c < d$ durumu). Şekil 3.9’da ise iç mesnet kesitinin plastik dönme kapasitesi aşıldıktan sonra sistemin nasıl “iki ayrı

basit kiriş” davranışı sergilediğine dair bir örnek sunulmaktadır. Buna göre, Şekil 3.9'da T10C08 kirişinin açıklık kesitinden etkiyen tekil yükün her iki tarafında meydana gelen dönmelerin (θ) basit kirişte olduğu gibi hemen hemen aynı olduğu açıkça görülmektedir. Öte yandan, donatı oranı maksimum donatı oranı sınırında seçilen T20C08 kirişinin yeniden dağılımı da kendisine en yakın kirişten bile (T18C08 kirişi) belirgin derecede daha azdır. Yani özetle, minimum ve maksimum donatı oranlarına yaklaşıldıkça gerek kirişin genel davranışı gerekse de moment yeniden dağılımı bu durumdan çok daha fazla etkilenmeye başlamaktadır.



Şekil 3.9 Örnek bir sürekli kiriş üzerinde açıklık kesitinin her iki tarafında meydana gelen dönmelerin incelenmesi (T10C08 kirişi)

Elastik moment yeniden dağılım yüzdesi ($\beta_{el.}$), beton çatladığı andan itibaren başlayıp donatı akma seviyesine erişinceye kadar olan süreci kapsamaktadır. Bagge vd. [4], Scott ve Whittle [3] ve do Carmo ve Lopes [10] tarafından yapılan deneysel çalışmalar incelendiğinde elastik moment yeniden dağılım yüzdesinin ($\beta_{el.}$) nihai moment yeniden dağılım yüzdesi (β_u) üzerindeki etkisi oldukça önemli olup ihmal edilemeyecek mertebelere sahiptir. Yapılan bu deneysel çalışmada da Seri 1 kirişlerine ait elastik moment yeniden dağılım yüzdeleri belirlenmiş olup, bu değerler nihai moment yeniden dağılım yüzdeleri ile birlikte Tablo 3.7’de sunulmuştur. Buna göre, elastik moment yeniden dağılımı nihai moment yeniden dağılımının önemli bir yüzdesini oluşturmaktadır.

Tablo 3.7 Seri 1 kirişlerinin elastik ve nihai moment yeniden dağılım yüzdeleri

[43]

Kiriş	β_{el} (%)	β_u (%)
T10C08	25.0	38.6
T12C08	18.1	37.7
T14C08	19.3	30.7
T16C08	12.8	26.7
T18C08	13.5	23.9
T20C08	12.3	13.3

Tablo 3.8'de ise Seri 1'e ait kirişlerden ve literatürdeki bazı çalışmalardan elde edilen veriler ışığında, β_{el}/β_u oranlarının minimum, maksimum ve ortalama değerleri karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Tablo 3.8 incelendiğinde, bu çalışmadan elde edilen β_{el}/β_u oranları için minimum değer 0.48, ortalama değer 0.62 ve maksimum değer 0.92 olduğu görülmektedir. Öte yandan, tüm çalışmalar için sadece minimum değerler dikkate alınsa bile bu değerlerin 0.15 ile 0.72 arasında değişkenlik gösterdiği görülmektedir ve nihayetinde Li vd. [7] ve Bagge vd. [4] tarafından belirtildiği gibi yaygın kanaatin aksine, çekme donatısı akmadan önce bile çok önemli miktarda moment yeniden dağılımı meydana gelmektedir ve bu elastik moment yeniden dağılımı kesinlikle göz önünde bulundurulmalıdır.

Tablo 3.8 Seri 1 kirişleri ile çeşitli çalışmaların β_{el}/β_u oranlarının karşılaştırılması

[43]

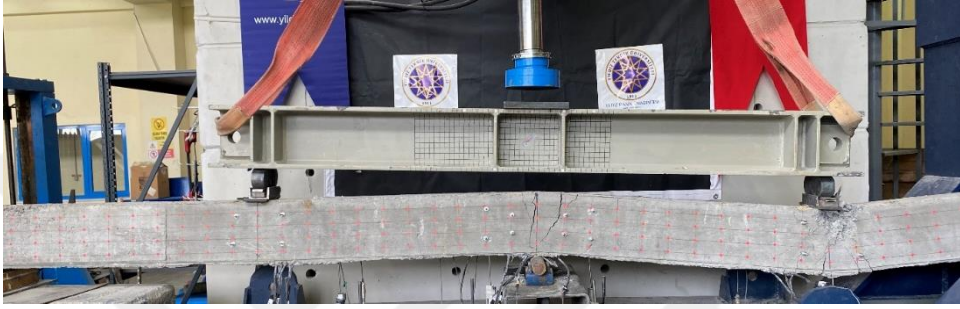
Referans	Kiriş Sayısı	β_{el}/β_u		
		min.	maks.	ort.
Bu Çalışma (Seri 1)	6	0.48	0.92	0.62
Bagge vd. [4]	8	0.72	0.95	0.84
Scott ve Whittle [3]	24	0.15	0.89	0.63
do Carmo ve Lopes [10]	3	0.25	0.54	0.40

3.2 Seri 2 Kirişleri

3.2.1 Kirişlerin Davranışları

Bu bölümde, sürekli kirişlerde değişkenler olarak iç mesnet kesitindeki basınç donatısı oranının çekme donatısı oranına oranı (ρ'/ρ) ve iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranının dengeli donatıya oranı (ρ/ρ_b) dikkate alınmış ve bu kirişlerin

davranışları üzerinde durulmuştur. Bahsi geçen parametreler, yeniden dağılımı en çok etkileyen parametrenin boyuna donatı oranı olmasından yola çıkılarak belirlenmiştir. Bu serideki kirişlerde kılcal kesme çatlakları görülmesine rağmen tüm kirişlerin önceden tasarlandıkları gibi eğilme kırılması ile taşıma güçlerini kaybettikleri tespit edilmiştir. Tüm kirişlerin her iki açıklık kesitinde de akma olayı gözlenmiş, fakat bu iki açıklık kesitinden sadece birinde mafsallaşmanın olduğu belirlenmiştir. Şekil 3.10'da bir kirişin (T12C10 kirişi) deney sonundaki durumu örnek olarak gösterilmektedir.



Şekil 3.10 T12C10 kirişinin deney sonundaki nihai durumu [38]

Şekil 3.11'de ise daha fazla detay sunabilmek amacıyla tüm kirişlerin sadece açıklık kesitlerinin arasında kalan kısımlarının deney süreci sonundaki nihai durumları gösterilmektedir.



(a)

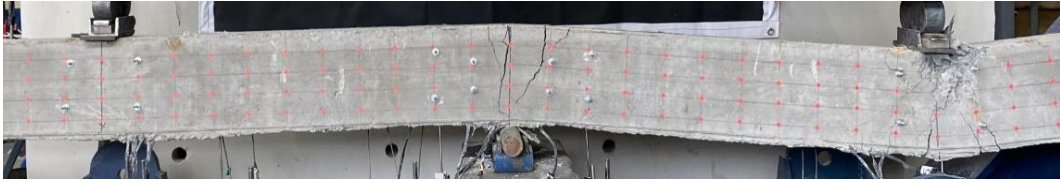


(b)



(c)

Şekil 3.11 Seri 2 kirişlerinin kritik kesitlerinin deney sonrasındaki nihai durumları, (a) T16C10, (b) T16C12C08, (c) T16C16, (d) T12C10, (e) T14C10C08, (f) T18C14C08 [38] (devamı)



(d)



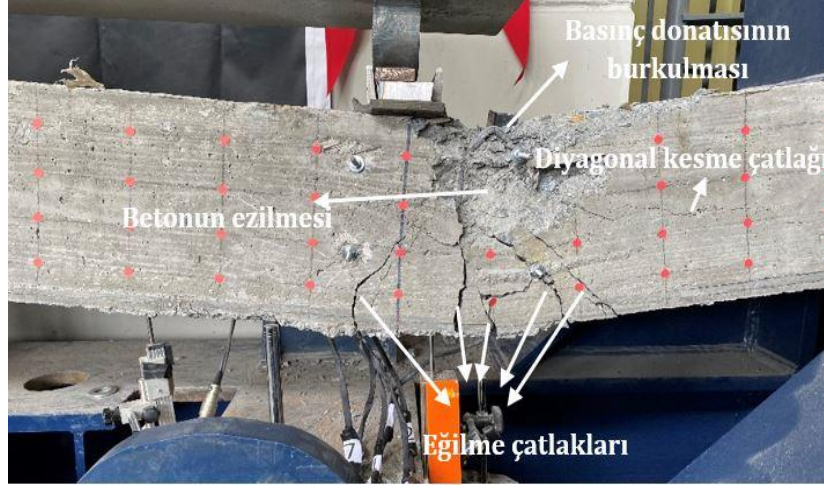
(e)



(f)

Şekil 3.11 Seri 2 kirişlerinin kritik kesitlerinin deney sonrasındaki nihai durumları, (a) T16C10, (b) T16C12C08, (c) T16C16, (d) T12C10, (e) T14C10C08, (f) T18C14C08 [38]

Şekil 3.11'den görüldüğü üzere tüm kirişlerin mafsallaşan açıklık kesitlerindeki betonda ve T16C16 ile T18C14C08 kirişlerinin de iç mesnet kesitlerinde ezilmeler görülürken açıklık kesitlerindeki basınç donatılarında ise burkulma davranışları gözlemlenmiştir. Tüm kirişlerin mafsallaşan açıklık kesitlerinde kılcal nitelikte diyagonal kesme çatlakları görülse de kirişlerin hiçbirinde kesme kapasitesinin aşılması neticesinde ani bir göçme meydana gelmemiştir. Örnek olarak, T14C10C08 kirişinin mafsallaşan açıklık kesitindeki bazı hasar durumları (diyagonal kesme çatlakları, eğilme çatlakları, basınç donatısının burkulması ve betonun ezilmesi) Şekil 3.12'de ayrıntılı olarak gösterilmektedir.



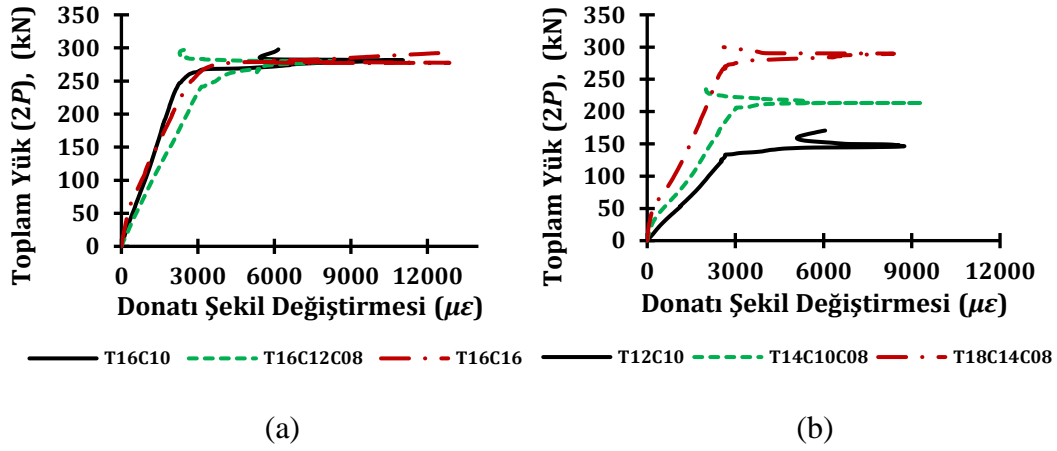
Şekil 3.12 T14C10C08 kirişinin mafsallaşan açıklık kesitindeki hasar durumları [38]

Seri 2 kirişleri için, Seri 1 Kirişleri bölümünde bahsedildiği gibi çatlama yükleri, donatıların akma noktaları ve plastik mafsal oluşumları literatürde yer alan bazı çalışmalarda [4,14,61,62] önerildiği gibi şekil değiştirme ölçer değerlerine, hidrolik yükleme cihazındaki yükün değişimine ve yükleme süreci boyunca *LVDT*'ler tarafından ölçülen verilere göre tahmin edilmiş olup, deneysel süreç deneysel yük değerinin hidrolik yükleme cihazı tarafından ölçülen en yüksek yükün %80'inin altına düştüğünde sonlandırılmıştır.

3.2.2 Donatı Şekil Değiştirmeleri

Bu seriye ait kirişler için iç mesnet kesitlerine ait toplam yüke karşılık donatı şekil değiştirmesi grafikleri Şekil 3.13'te sunulmuştur. Buna göre, Seri 1 kirişlerinde ve El-Mogy vd. [63] ve Abdallah vd. [2] tarafından yapılan çalışmalardaki bazı kirişlerde olduğu gibi maksimum şekil değiştirmeye ulaşıldıktan sonra ilgili kesitin sınır duruma eriştiği ana kadar olan bölgede şekil değiştirme değerlerinde azalma meydana gelmiştir. Şekil 3.13 (a)'da yer alan kirişler arasında en büyük akma şekil değiştirmesi değeri $3049 \mu\epsilon$, en büyük maksimum şekil değiştirme değeri de $12864 \mu\epsilon$ ile T16C16 kirişine aittir. Buna göre, çekme donatısı ve diğer tüm parametrelerin sabit olduğu koşullarda hem akma şekil değiştirmesi hem de maksimum şekil değiştirme değerleri basınç donatısının artmasıyla artış göstermiştir. Öte yandan, Şekil 3.13 (b)'de yer alan kirişler arasında en küçük akma şekil değiştirmesi $2655 \mu\epsilon$ ile T12C10 kirişine aitken, en küçük maksimum şekil değiştirme ise $8394 \mu\epsilon$ ile T18C14C08 kirişine aittir. Şekil 3.13 (a) ve Şekil 3.13 (b) birlikte değerlendirildiğinde basınç donatısındaki artışın yük taşıma kapasitesine etkisi

sınırlı iken çekme donatısındaki artışın yük taşıma kapasitesine olan etkisi oldukça belirgin durumdadır.

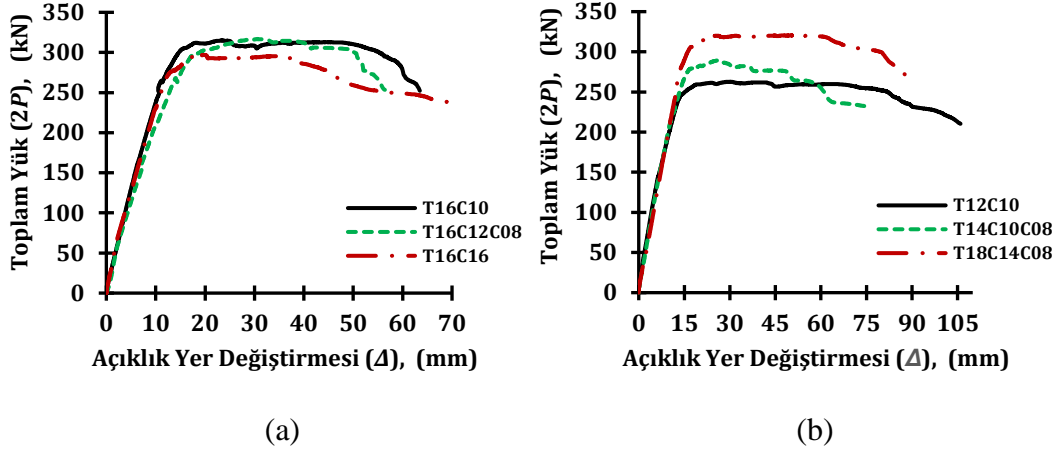


Şekil 3.13 Seri 2 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait toplam yük – donatı şekil değişimi eğrileri [38]

3.2.3 Yük - Yer Değiştirme İlişkileri

Şekil 3.14'te, betonarme sürekli kirişlerin toplam yük - açıklık ortası yer değiştirme davranışları sunulmaktadır. Şekil 3.14 (a)'daki kirişler için, ρ/ρ_b oranı sabitken ρ'/ρ oranının değişiminin etkisi görülmektedir (bkz. Tablo 2.3). Buna göre, çekme donatı oranı sabitken basınç donatı oranındaki değişimin toplam yük taşıma kapasitesi üzerindeki etkisinin çok sınırlı olduğu ve kirişlerin toplam yük - açıklık ortası yer değiştirme davranışlarının oldukça benzer olduğu görülmektedir. T16C16 kirişinin basınç donatısı oranı diğerlerine (T16C10 ve T16C12C08) kıyasla daha fazla olmasına rağmen yük taşıma kapasitesi (297 kN) daha düşüktür. Bunun nedeninin T16C16 kirişinin iç mesnet kesitindeki betonun diğer kirişlere göre daha erken ezilmesi olduğu düşünülmektedir. Ayrıca, Şekil 3.14 (a) ve Tablo 3.9'da gösterildiği gibi, T16C12C08 kirişinin nihai yer değiştirme değeri T16C10 kirişine göre daha az elde edilmiştir, çünkü yük, tepe yükten sonra hızla tepe yük değerinin %80'ine düşmektedir. Bunun nedeninin, tepe yük değerinden sonra bu kirişin herhangi bir yerinde oluşabilecek yerel kusurlar olduğu düşünülmektedir. Şekil 3.14 (b)'deki kirişler için, ρ'/ρ oranı sabitken ρ/ρ_b oranının değişiminin etkisi görülebilir (bkz. Tablo 2.3). Buna göre, ρ'/ρ oranı sabitken ρ/ρ_b oranının artırılmasının kirişlerin yük taşıma kapasitesini artırdığı görülmektedir. Şekil 3.14 (b)'de T18C14C08 kirişinin yük taşıma kapasitesinin (320.8 kN) T14C10C08

kirişinden (289.3 kN) ve T14C10C08 kirişinin yük taşıma kapasitesinin T12C10 kirişinden (262.7 kN) daha fazla olduğu görülmektedir.



Şekil 3.14 Seri 2 kirişlerinin toplam yük – açıklık yer değiştirme ilişkileri [38]

Tablo 3.9'da, yükleme sürecinin farklı aşamalarındaki toplam yüklerin ve bunlara karşılık gelen açıklık ortası yer değiştirmelerinin bir özeti ayrıntılı olarak gösterilmektedir. Tablo 3.9'daki kirişlerin maksimum P yükleri incelendiğinde, en düşük ρ/ρ_b oranına sahip kiriş olan T12C10 kirişinde pik yükün en düşük değere (262.7 kN) sahip olduğu görülürken, sabit ρ/ρ_b oranına sahip kirişlerin maksimum yükleri birbirine yakındır. Dolayısıyla, ρ'/ρ oranı sabitken ρ/ρ_b oranındaki değişimin pik yükün değeri üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu açıktır. Benzer şekilde, Tablo 3.9'daki kirişlerin maksimum açıklık ortası yer değiştirmeleri incelendiğinde, ρ/ρ_b oranı en düşük olan T12C10 kirişinde maksimum açıklık ortası yer değiştirmesinin tüm kirişler arasında en büyük değere (106 mm) sahip olduğu görülmektedir. Şekil 3.14 (b) incelendiğinde ise T14C10C08 kirişinin ρ/ρ_b oranı T18C14C08 kirişine kıyasla daha düşük olmasına rağmen bu kirişin açıklık yer değiştirmesi değerinin (76.1 mm) T18C14C08 kirişinden (89.8 mm) daha az olduğu görülmektedir. Yapılan incelemelerde deney sırasında T14C10C08 kirişinin LVDT ölçümlerinde bir sorun yaşandığı ve buna bağlı olarak yer değiştirme değerinin bir miktar düşük belirlendiği tespit edilmiştir. Öte yandan, ρ/ρ_b oranı sabit olan kirişlerin maksimum açıklık yer değiştirmeleri birbirine yakındır. Buna göre, basınç donatısı oranı değişiminin maksimum açıklık yer değiştirmeleri üzerinde çekme donatısı oranına kıyasla daha az etkili olduğu yorumu yapılabilir.

Lou vd. [64], Bagge vd. [4] ve Pang vd. [48] tarafından yapılan çalışmalara bakıldığında iç mesnet kesitleri ile açıklık kesitleri arasındaki rölatif rijitliğin

betonarme sürekli kirişlerin davranışlarına, özellikle de moment yeniden dağılımlarına etkisi oldukça fazladır. Öte yandan, do Carmo ve Lopes [60]'a göre moment yeniden dağılımı sadece kritik kesitlerin plastik dönme kapasitesine değil, aynı zamanda beton çatlamasından kaynaklanan bu kritik kesitlerin rölatif rijitliğine de bağlıdır. Bu çıkarımlara benzer şekilde Tablo 3.9'da görüldüğü gibi iç mesnet kesitinde plastik mafsalın oluşum süresi üzerinde rölatif rijitlik kavramının önemli bir etkiye sahip olduğu görülmektedir. Buna göre, Tablo 3.9'daki kirişler incelendiğinde en yüksek rölatif rijitliğe sahip olan kiriş en düşük ρ/ρ_b oranına sahip T12C10 kirişidir. T12C10 kirişinde ilk plastik mafsal oluşumunun diğer kirişlere kıyasla yükleme geçmişinde daha erken (*pik yük değerinin %56'sında*) gerçekleştiği gözlemlenmektedir. Dolayısıyla bu kirişin iç mesnet kesitinde diğer kirişlere kıyasla daha fazla plastik dönme meydana gelmektedir. T14C10C08 kirişi hariç diğer kirişlerde plastik mafsalın pik yük değerlerinin yaklaşık %90'ında oluştuğu görülmektedir.

Tablo 3.9 Seri 2 kirişlerinde toplam yüklerin ve açıklık yer değiştirmelerinin yüklemenin farklı aşamalarındaki değerleri [38]

Kiriş	Çatlama		1. akma		1. mafsal		2. akma		2. mafsal		Pik		%80 x Pik	
	P_{cr} (kN)	Δ_{cr} (mm)	P_{y1} (kN)	Δ_{y1} (mm)	P_{h1} (kN)	Δ_{h1} (mm)	P_{y2} (kN)	Δ_{y2} (mm)	P_{h2} (kN)	Δ_{h2} (mm)	P_p (kN)	Δ_p (mm)	$P_{0.8 \times P}$ (kN)	$\Delta_{0.8 \times P}$ (mm)
T16C10	137.7	5.3	267.0	11.6	281.5	12.8	295.1	14.1	312.3	21.1	315.2	23.6	252.2	63.5
T16C12C08	191.0	8.9	241.4	12.2	279.8	15.5	304.5	20.4	304.7	21.6	316.7	30.7	253.3	56.4
T16C16	263.3	11.8	265.2	11.9	277.4	13.9	270.1	12.3	279.8	14.4	297.0	19.8	237.6	70.1
T12C10	95.8	4.0	133.3	5.8	146.4	6.6	255.1	17.1	258.1	18.3	262.7	30.0	210.2	106.0
T14C10C08	95.9	4.3	206.2	10.0	213.4	10.5	266.2	14.9	282.2	20.9	289.3	25.9	231.5	76.1
T18C14C08	172.9	8.4	272.8	13.4	289.8	15.0	289.1	14.9	300.3	16.2	320.8	57.3	256.3	89.8

3.2.4 Deneysel ve Teorik Yüklerin Karşılaştırılması

Tablo 3.10'da yükleme süreçlerinin farklı aşamaları için deneysel yükler (P_E) ve teorik plastik yükler (P_T) karşılaştırılmış ve burada yüklerin 1. akma, 2. akma ve pik değerleri sunulmuştur. Teorik plastik yükler TS 500 [39] tasarım koduna göre hesaplanmış ve iç mesnet kesiti ile açıklık kesitlerinin eğilme momenti değerleri bu yönetmelik dikkate alınarak belirlenmiştir. Böylece teorik plastik yükler (P_T) bu eğilme momenti değerleri kullanılarak hesaplanmıştır. Tablo 3.10'da gösterildiği gibi, deneysel sonuçların teorik plastik analizden belirlenen tahmini yüklerle iyi bir

korelasyon gösterdiği görülmektedir. Özellikle pik yük değerlerinde P_E/P_T oranlarının 1.0'a oldukça yakın olduğu görülmektedir. Bu P_E/P_T oranları 1.00 ile 1.05 arasındadır. Ayrıca, pik yük değerlerine yaklaşıldıkça deneysel ve teorik yükler arasındaki uyumun giderek arttığı görülmektedir. Tablo 3.10'a göre, T16C16 kirişinin yük taşıma kapasitesinin (297 kN) kendisiyle aynı özelliklere sahip ve daha az basınç donatısı bulunduran kirişlere kıyasla daha az olmasının nedeninin "Yük-Yer Değiştirme İlişkileri" bölümünde de söz edildiği gibi bahsi geçen kirişin iç mesnet kesitindeki betonun diğer kirişlere kıyasla daha erken ezilmesi olduğu düşünülmektedir. Ayrıca, ρ/ρ_b oranı arttıkça, akma anındaki deneysel yüklerin tepe noktasındaki deneysel pik yüklerle oranının da arttığı görülmektedir. Buna göre, deneysel birinci akma yükünün deneysel pik yük değerine oranı sırasıyla T12C10 kirişi için $133.3 \text{ kN} / 262.7 \text{ kN} = 0.51$ iken, T14C10C08 kirişi için bu oran $206.2 \text{ kN} / 289.3 \text{ kN} = 0.71$ ve T18C14C08 kirişi için ise $272.8 \text{ kN} / 320.8 \text{ kN} = 0.85$ olarak hesaplanmaktadır.

Tablo 3.10 Seri 2 kirişlerinde deneysel yükler ile teorik plastik yüklerin karşılaştırılması [38]

Kiriş	1. akma			2. akma			Pik		
	P_E (kN)	P_T (kN)	P_E/P_T (kN)	P_E (kN)	P_T (kN)	P_E/P_T (kN)	P_E (kN)	P_T (kN)	P_E/P_T (kN)
T16C10	267.0	214.8	1.24	295.1	303.4	0.97	315.2	303.4	1.04
T16C12C08	241.4	211.1	1.14	304.5	302.0	1.01	316.7	302.0	1.05
T16C16	265.2	195.9	1.35	270.1	296.3	0.91	297.0	296.3	1.00
T12C10	133.3	109.6	1.22	255.1	264.0	0.97	262.7	264.0	1.00
T14C10C08	206.2	154.8	1.33	266.2	280.9	0.95	289.3	280.9	1.03
T18C14C08	272.8	237.9	1.15	289.1	312.0	0.93	320.8	312.0	1.03

3.2.5 Süneklik

Süneklik kavramının ve yer değiştirme (Δ), dönme (θ), eğrilik (ϕ) ve absorbe edilen enerji (E) bakımından süneklik faktörlerinin genel tanımları Bölüm 3.1.5'te ayrıntılı olarak yapılmıştır. Bu bölümde ise Seri 2 kirişlerine ait sonuçlar üzerinde durulmuştur. Bunlardan ilki olarak yer değiştirme süneklik faktörleri Tablo 3.11'de gösterilmiştir.

Tablo 3.11 Seri 2 kirişlerinin yer değiştirme süneklik faktörleri [38]

Kiriş	Δ_u (mm)	Δ_y (mm)	$\mu_{\Delta} = \Delta_u/\Delta_y$	ρ/ρ_b	ρ'/ρ
T16C10	63.5	11.6	5.4	0.62	0.39
T16C12C08	56.4	12.2	4.6	0.62	0.69
T16C16	70.1	11.9	5.9	0.62	1.00
T12C10	106.0	5.8	18.3	0.27	0.69
T14C10C08	76.1	10.0	7.6	0.45	0.67
T18C14C08	89.8	13.4	6.7	0.65	0.70

Tablo 3.11'den görüldüğü üzere, en düşük iç mesnet kesit rijitliğine, yani en düşük ρ/ρ_b oranına sahip olan T12C10 kirişinin yer değiştirme süneklik faktörü tüm kirişler arasında en büyük ($\mu_{\Delta} = 18.3$) olarak belirlenmiştir. Süneklik faktörünün 1.0'dan küçük olması elastik tepkiyi, 1.0'dan büyük olması ise monotonik yükleme söz konusu olduğunda elastik olmayan tepkiyi göstermektedir [53]. Öte yandan, süneklik faktörü 2.0'dan büyükse, bu değer iyi bir sünekliğe işaret eder [52]. Bu açıdan bakıldığında, bu çalışmada süneklik faktörü en düşük olan T16C12C08 kirişinin yer değiştirme süneklik faktörü 4.6 olarak hesaplandığından tüm kirişlerin iyi sünekliğe sahip olduğu söylenebilir. Bu sonuca göre, T16C12C08 kirişinin yer değiştirme süneklik faktörü T16C10 kirişinden daha düşüktür. Daha önce de belirtildiği gibi, bunun olası bir açıklaması, pik yük değerinden sonra bu kirişin herhangi bir yerinde oluşabilecek yerel kusurlardır. Ayrıca T16C10, T16C12C08 ve T16C16 kirişleri incelendiğinde basınç donatısının yer değiştirme sünekliğini az da olsa etkilediği çıkarımında bulunulabilir. Bu üç kiriş arasında en fazla basınç donatısına sahip olan T16C16 kirişinin ($\mu_{\Delta} = 5.9$) yer değiştirme süneklik faktörünün diğer iki kirişe kıyasla daha büyük olduğu vurgulanmalıdır.

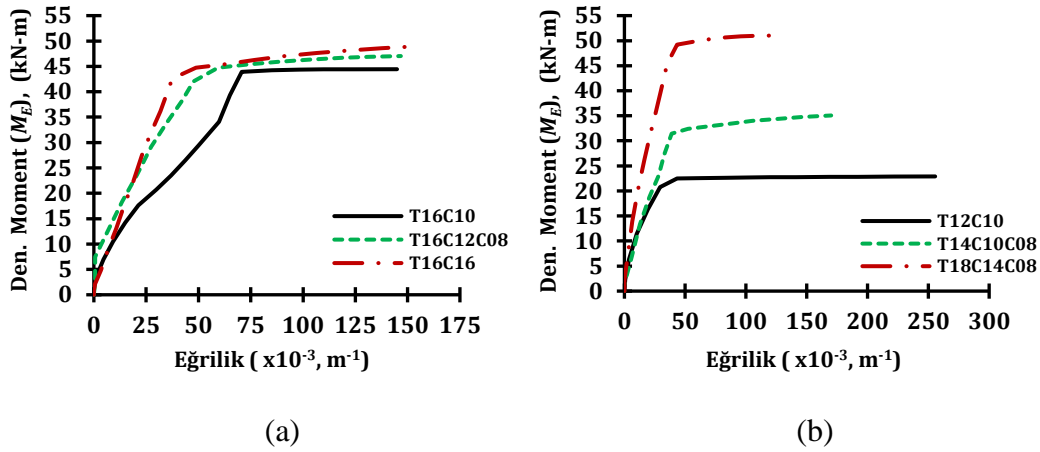
Tablo 3.12'de, betonarme sürekli kirişlerin enerji sönümlenme kapasiteleri ve enerji yoğunluk faktörleri sunulmuştur. Tablo 3.12'de gösterildiği üzere, en düşük iç mesnet kesit rijitliğine, yani en düşük ρ/ρ_b oranına sahip olan T12C10 kirişinin enerji yoğunluk faktörü diğer kirişlere kıyasla en büyük $\mu_E = 57.7$ olarak belirlenmiştir. Ayrıca, Tablo 3.12, en düşük ρ/ρ_b oranına sahip T12C10 kirişinin E_y değerinin tüm kirişler arasında en küçük (430 kN.mm), en yüksek ρ/ρ_b oranına sahip T18C14C08 kirişinin E_y değerinin ise tüm kirişler arasında en büyük (1894 kN.mm) olduğunu göstermektedir. Buna göre, akma sürecine kadar absorbe edilen enerji miktarlarının ρ/ρ_b oranı ile doğrudan ilişkili olduğu söylenebilir. Öte yandan, Tablo 3.12'de T16C10, T16C12C08 ve T16C16 kirişleri için (enerji yoğunluk faktörleri

sırasıyla 9.2, 8.1 ve 9.1'dir), ρ/ρ_b oranı sabitken ρ'/ρ oranındaki değişimin sönümlenen enerji üzerine olan etkisi görülmektedir. Buna göre, basınç donatısının enerji yoğunluk faktörünü az da olsa etkilediği gözlenmektedir. Sonuçlara göre, T16C12C08 kirişinin sönümlenen enerji miktarı T16C10 kirişinden daha düşüktür. Bunun olası bir açıklaması, daha önce bu kiriş özelinde bahsedildiği gibi pik yük değerinden sonra bu kirişin herhangi bir yerinde oluşabilecek yerel kusurlardır. Özetle, ρ/ρ_b oranının akma anına kadar olan sönümlenen enerji miktarlarına ve enerji yoğunluk faktörlerine olan etkisi oldukça belirgin iken ρ'/ρ oranındaki değişimin bunlar üzerindeki etkisinin sınırlı olduğundan söz edilebilir.

Tablo 3.12 Seri 2 kirişlerinin enerji sönümleme kapasiteleri ve enerji yoğunluk faktörleri [38]

Kiriş	E_u (kN.mm)	E_y (kN.mm)	$\mu_E = E_u/E_y$	ρ/ρ_b	ρ'/ρ
T16C10	15850	1719	9.2	0.62	0.39
T16C12C08	13359	1652	8.1	0.62	0.69
T16C16	15968	1756	9.1	0.62	1.00
T12C10	24781	430	57.7	0.27	0.69
T14C10C08	17521	1117	15.7	0.45	0.67
T18C14C08	23827	1894	12.6	0.65	0.70

Şekil 3.15'te kirişlerin iç mesnet kesitlerine ait moment-eğrilik ilişkileri sunulmaktadır. Dönme ve eğrilik değerleri, kirişlerin iç mesnet kesitlerinde ve açıklık kesitlerinde arka yüzeylere yerleştirilen LVDT'ler aracılığıyla ölçülmüştür. Şekil 3.15 (b)'ye göre, en küçük deneysel moment değeri (22.89 kNm) ve en büyük eğrilik değeri (0.256 m^{-1}) T12C10 kirişinde elde edilmiştir. Öte yandan, en büyük deneysel moment değerine (51.02 kNm) ve en küçük eğrilik değerine (0.127 m^{-1}) sahip kiriş T18C14C08 kirişidir. T18C14C08 kirişinin ρ/ρ_b oranı diğer iki kirişe göre daha büyük olduğu için bu kirişin deneysel moment değerinin en büyük olarak elde edildiği düşünülmektedir. Şekil 3.15 (a)'da gösterildiği gibi, T16C16 kirişinin ρ'/ρ oranı diğer iki kirişten daha büyük olduğundan, bu kirişin nihai eğrilik değerinin en büyük olarak elde edildiği düşünülmüştür. Yüksel vd. [65] tarafından yapılan çalışmaya göre, betonarme kiriş elemanlarda basınç donatı oranının artması ile akma momenti, göçme momenti ve maksimum eğrilik değerleri artmakta, ancak akma eğriliği değerleri azalmaktadır. Bu çalışmada da Şekil 3.15 (a)'da gösterildiği gibi ρ'/ρ oranları artarken akma eğriliği değerleri azalmaktadır.



Şekil 3.15 Seri 2 kirişlerinin iç mesnet kesitlerine ait moment-eğrilik ilişkileri [38]

Seri 2’de yer alan betonarme sürekli kirişlerin iç mesnet kesitlerindeki eğrilik süneklik faktörleri (μ_ϕ) Tablo 3.13’te sunulmuştur. Tablo 3.13’te gösterildiği gibi, T12C10 kirişinin eğrilik süneklik faktörü ($\mu_\phi = 7.3$) en büyük değer olarak belirlenmiştir, çünkü söz konusu kiriş en küçük iç mesnet kesiti rijitliğine sahiptir, başka bir anlatımla en küçük ρ/ρ_b oranına sahiptir. Öte yandan, T16C10, T16C12C08 ve T16C16 kirişleri incelendiğinde (bu kirişlerde sadece ρ'/ρ değişkendir), T16C16 kirişinin eğrilik süneklik faktörünün ($\mu_\phi = 4.0$) bu üç kiriş arasında en büyük olduğu görülmektedir. Buna göre, ρ/ρ_b oranı azaldıkça ve ρ'/ρ oranı arttıkça eğrilik süneklik faktörünün (μ_ϕ) arttığı sonucuna varılabilir. Literatürdeki çalışmalar incelendiğinde ise, Arslan ve Cihanlı [66] ile Foughi ve Yüksel [67] tarafından yapılan çalışmalarda eğrilik sünekliğini en çok etkileyen parametreler arasında çekme donatısı oranı, basınç donatısı oranı, beton basınç dayanımı ve donatı akma dayanımının yer aldığı görülmüştür. Yapılan bu deneysel çalışmada da dikkate alınan parametreler arasında bahsi geçenler arasında yer alan çekme donatısı oranı ve basınç donatısı oranı olduğundan söz edilebilir. Ayrıca, Foughi ve Yüksel [67] tarafından yapılan çalışmada $(\rho-\rho')/\rho_b$ ile ρ'/ρ parametrelerinin etkileri de (bkz. Tablo 2.3) dikkate alınmış ve bu çalışmadaki sonuçlara benzer şekilde $(\rho-\rho')/\rho_b$ oranının artmasıyla eğrilik sünekliğinin azaldığı, ρ'/ρ oranının artmasıyla ise eğrilik sünekliğinin arttığı tespit edilmiştir. Ayrıca Alghazawi’ye göre [68], ACI 318’de [69] yer alan ve maksimum boyuna donatı oranının elde edilmesi için dikkate alınan $0.5\rho_b$ ile $0.75\rho_b$ kriterleri için eğrilik süneklik faktörünün en az 2.0 olduğu belirlenmiştir. Buna göre, gerek Seri 1’deki gerekse de Seri 2’deki boyuna donatı oranı bu aralıkta yer alan kirişler incelendiğinde (Seri 1’deki T16C08 ve T18C08 kirişleri ile Seri 2’deki T16C10,

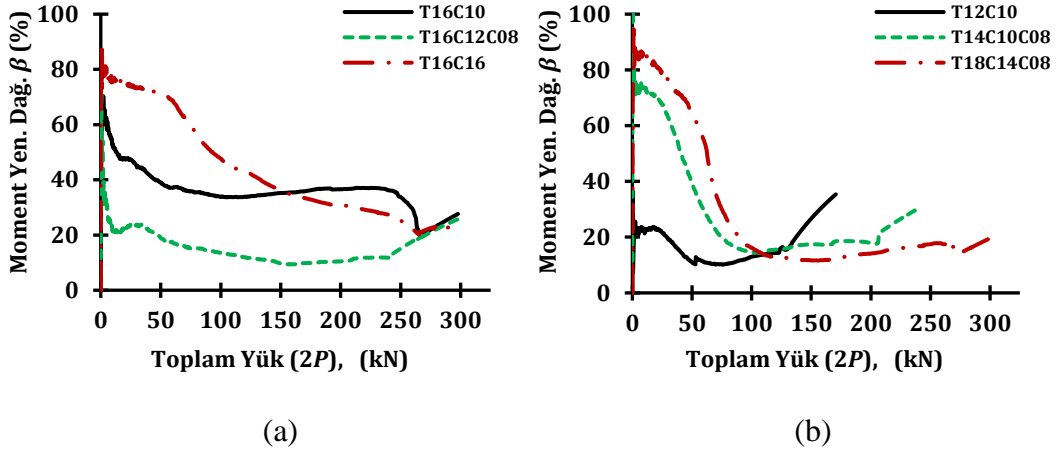
T16C12C08, T16C16 ve T18C14C08 kirişleri) ilgili kirişlere ait eğrilik süneklilik faktörlerinin söz edilen durumla uyumlu olduğu görülmektedir.

Tablo 3.13 Seri 2 kirişlerinin eğrilik süneklilik faktörleri [38]

Kiriş	Φ_u ($\times 10^{-3} \text{ m}^{-1}$)	Φ_y ($\times 10^{-3} \text{ m}^{-1}$)	$\mu_\Phi = \Phi_u/\Phi_y$	ρ/ρ_b	ρ'/ρ
T16C10	144.9	70.7	2.0	0.62	0.39
T16C12C08	146.8	50.4	2.9	0.62	0.69
T16C16	153.7	38.6	4.0	0.62	1.00
T12C10	255.6	34.9	7.3	0.27	0.69
T14C10C08	170.1	41.5	4.1	0.45	0.67
T18C14C08	127.3	38.7	3.3	0.65	0.70

3.2.6 Momentlerin Yeniden Dağılımı

Seri 2'ye ait betonarme sürekli kirişlerin toplam yük değerleri ($2P$) ile moment yeniden dağılım yüzdeleri (β) arasındaki ilişkiler Şekil 3.16'da gösterilmiştir. Şekil 3.16'da görüldüğü gibi, Seri 1 kirişlerine ve Bagge vd. [4] tarafından yapılan çalışmaya benzer şekilde deneysel sürecin henüz başlarında önemli oranda moment yeniden dağılımının olduğu tespit edilmiştir. Bunun sebebinin, yer değiştirme kontrollü olarak çalışan yükleme cihazının yükleme sürecinin başından itibaren uygulanan her yer değiştirme değeri için bir kuvvet değeri belirlemesine rağmen çok düşük yük seviyelerindeyken şekil değiştirme ölçerlerin herhangi bir değer okuyamaması olduğu düşünülmektedir. Öte yandan, Şekil 3.16'da görüldüğü gibi sisteme etkiyen yük arttıkça kirişlerin moment yeniden dağılımları önce stabil hale gelmiş olup, ardından ise El-Mogy vd. [63] ve Bagge vd. [4] tarafından yapılan çalışmalarda olduğu gibi akma seviyesinden sonra moment yeniden dağılımlarında hızlı artışlar gözlenmiştir. Özetle, kirişlerin iç mesnet kesitleri için, boyuna donatıların akma noktalarından kesitlerin plastik dönme kapasiteleri aşılanaya kadar olan süreç boyunca tüm kirişlerde belirlenen moment yeniden dağılımlarında hızlı bir artış gözlenmiştir.



Şekil 3.16 Seri 2 kirişlerinin toplam yükleri ($2P$) ve moment yeniden dağılım yüzdeleri (β) arasındaki ilişkiler [38]

Şekil 3.16 (a)'da gösterildiği gibi, T16C10, T16C12C08 ve T16C16 kirişleri için moment yeniden dağılım yüzdeleri sırasıyla %27.6, %25.9 ve %22.7 iken toplam yükler ise 297.8 kN, 298.5 kN ve 292.2 kN'dur. Yapısal sistemlerde momentlerin yeniden dağılımı, betonarme elemanlardaki enkesitlerin plastik dönme kapasiteleri ile doğrudan ilişkilidir [9,57,58]. Şekil 3.16'daki diyagramlar, iç mesnet kesitlerindeki bu plastik dönme kapasitelerine ulaşıldığı ana kadar olan verileri göstermektedir ve elde edilen toplam yük değerleri ($2P$) de moment yeniden dağılımının sona erdiği bu noktalara göre belirlenmiştir.

Şekil 3.16 (a), betonarme sürekli kirişlerin hem toplam yük değerlerinin ($2P$) hem de moment yeniden dağılım yüzdelerinin (β) birbirine yakın olduğunu göstermektedir. T16C16 kirişinin moment yeniden dağılım yüzdesinin diğerlerine göre biraz daha az olmasının nedeni, bu kirişin yük taşıma kapasitesinin diğer kirişlere göre daha düşük olmasından kaynaklanmaktadır. Bu sebepten ötürü elastik moment daha düşük hesaplandığı için moment yeniden dağılım yüzdesi de daha düşük olarak belirlenmektedir. T16C16 kirişinin diğer kirişlere kıyasla daha düşük yük taşıma kapasitesine sahip olmasının nedeninin, bu kirişin iç mesnet kesitindeki betonun diğer kirişlere kıyasla daha erken ezilmesi olduğu düşünülmektedir. Lin ve Chien [8] tarafından yapılan deneysel çalışmada, değişken basınç donatısı oranına sahip kirişlerin (ilgili çalışmadaki kiriş isimleri A5, A6 ve A7'dir) moment yeniden dağılım yüzdelerinin (β) hemen hemen aynı olduğu görülmektedir (sırasıyla %41, %42 ve %42). Bu çalışmada da benzer bir durum söz konusudur ve basınç donatısı miktarındaki değişimin (ρ'/ρ parametresindeki değişim) kirişlerin yük taşıma kapasiteleri ve moment yeniden dağılım yüzdeleri üzerinde sınırlı bir etkiye sahip

olduğu söylenebilir. Ayrıca Şekil 3.16 (a)'da gösterildiği üzere plastik dönme kapasitelerine ulaşılan toplam yük değerlerinin pik yük değerlerine yakın olduğu ifade edilebilir. Buna göre T16C10, T16C12C08 ve T16C16 kirişlerinin plastik dönme kapasitelerine pik yüklerinin sırasıyla %94.5, %94.3 ve %98.4'ünde ulaşıldığı söylenebilir. Öte yandan, Şekil 3.16 (b)'de gösterildiği üzere, T12C10, T14C10C08 ve T18C14C08 kirişleri için moment yeniden dağılım yüzdeleri sırasıyla %35.4, %29.7 ve %19.5 iken toplam yükler ise 170.6 kN, 237.5 kN ve 299.9 kN olarak belirlenmiştir. Şekil 3.16 (b) incelendiğinde ρ/ρ_b oranı arttıkça elde edilen toplam yük değerlerinin de arttığı, buna karşın moment yeniden dağılım yüzdelerinde azalmalara neden olduğu görülmektedir. Bagge vd. [4], do Carmo ve Lopes [10], Lin ve Chien [8] ve Scott ve Whittle [3] tarafından yapılan çalışmalara göre çekme donatısı oranları arttığında kirişlerin moment yeniden dağılım yüzdelerinin (β) azaldığı görülmektedir. Bu çalışmada da benzer bir durum söz konusu olup, çekme donatısı oranındaki artışın (ρ/ρ_b parametresindeki artış) kirişlerin yük taşıma kapasitelerini arttırdığı, ancak moment yeniden dağılım yüzdelerini olumsuz yönde etkilediği görülmektedir. Ayrıca, T12C10, T14C10C08 ve T18C14C08 kirişlerinin plastik dönme kapasitelerine pik yüklerinin sırasıyla %64.9, %82.1 ve %93.5'inde ulaşıldığı ifade edilmelidir. Buna göre ρ/ρ_b parametresi arttıkça plastik dönme kapasitelerine ulaşılan noktadaki toplam yüklerin pik yük değerlerine yaklaştığı görülmektedir.

Seri 2'ye ait betonarme sürekli kirişlerin moment yeniden dağılım yüzdeleriyle (β) birlikte elastik moment (M_{el}), deneysel moment (M_E) ve tarafsız eksen derinlik faktörleri (c/d) Tablo 3.14'te sunulmuştur. Tablo 3.14'ten görüldüğü gibi, ρ'/ρ parametreleri sabitken, ρ/ρ_b parametreleri arttıkça c/d parametrelerinin değerleri de artmaktadır (bkz. T12C10, T14C10C08 ve T18C14C08 kirişleri). Öte yandan, ρ/ρ_b parametreleri sabit olduğunda, T16C10, T16C12C08 ve T16C16 kirişleri için ρ'/ρ parametreleri arttıkça c/d parametrelerinin değerlerinin birbirine oldukça yakın olduğu gözlemlenmektedir.

Tablo 3.14 Seri 2 kirişlerinin c/d parametreleri ve moment yeniden dağılımı yüzdeleri (β) [38]

Kiriş	M_{el} (kNm)	M_E (kNm)	c/d	β (%)
T16C10	61.4	44.4	0.29	27.6
T16C12C08	61.6	45.6	0.31	25.9
T16C16	60.3	46.6	0.28	22.7
T12C10	35.2	22.7	0.15	35.4
T14C10C08	49.0	34.4	0.24	29.7
T18C14C08	61.8	49.8	0.36	19.5

Deney sonuçlarına göre, Seri 1'deki T10C08 ve T12C08 kirişlerine benzer şekilde T12C10 kirişinin iç mesnet kesitindeki çekme donatısında deneyin çok erken aşamalarında akma gözlenmiş ve bu kirişte plastik mafsall oluşumu diğer kirişlere kıyasla çok daha erken bir aşamada gerçekleşmiştir. Bu nedenle Bagge vd. [4], do Carmo ve Lopes [60] ve Scott ve Whittle [3] tarafından yapılan çalışmalarda belirtildiği gibi bahsi geçen bu kiriş "iki ayrı basit kiriş" gibi davranmış, yani diğer kirişlere benzer bir sürekli kiriş davranışı bu kirişte gözlemlenmemiştir. Ayrıca, Bagge vd. [4]'de belirtildiği üzere, T12C10 kirişinin iç mesnet kesitinde altta yer alan donatı, çekme kuvvetlerine maruz kalması nedeniyle çekme donatısı gibi davranmıştır ve bu kirişte tarafsız eksen derinliğinin pas payından bile daha düşük olduğu görülmüştür ($c < d'$ durumu). Kısaca, yetersiz boyuna çekme donatısı, bu kirişteki moment yeniden dağılımının diğerlerine göre daha fazla olmasının ana nedenidir. Ayrıca, tasarımda öngörüldüğü gibi tüm kirişlerde plastik mafsall oluşumları ilk olarak iç mesnet kesitlerinde gözlenmiş ve bu kesitlerden açıklık kesitlerine moment aktarımları gerçekleştirilerek pozitif moment yeniden dağılımı gözlenmiştir.

Bilindiği üzere, elastik moment yeniden dağılımı, açıklık boyunca kesitin eğilme rijitliğindeki değişim ve kritik kesitlerdeki betonun çatlaması nedeniyle meydana gelen ve boyuna donatı akma seviyesine erişinceye kadar olan süreci kapsayan bir davranıştır [70]. Bunun yanında, literatürdeki çalışmalara bakıldığında elastik moment yeniden dağılımının sadece çelik donatılı kirişlerde değil GFRP donatılı kirişlerde de önemli olduğuna dair çalışmalar mevcuttur. Örneğin Başa vd. [71] tarafından yapılan çalışmada, elastik moment yeniden dağılımının GFRP donatının eksenel rijitliği ile ilişkili olduğu ve GFRP donatılı kirişlerde çelik donatılı kirişlere

kıyasla elastik moment yeniden dağılımının daha fazla önem arz ettiği vurgulanmaktadır. Seri 2 kirişlerine ait ve nihai moment yeniden dağılımı yüzdesi (β_u) üzerindeki etkisi oldukça önemli olup ihmal edilemeyecek mertebelerde olan elastik moment yeniden dağılımı yüzdeleri (β_{el}) Tablo 3.15'te sunulmuştur.

Tablo 3.15 Seri 2 kirişlerinin elastik ve nihai moment yeniden dağılım yüzdeleri [43]

Kiriş	β_{el} (%)	β_u (%)
T16C10	20.0	27.6
T16C12C08	11.6	25.9
T16C16	20.1	22.7
T12C10	17.3	35.4
T14C10C08	18.0	29.7
T18C14C08	14.2	19.5

Tablo 3.16'da ise Seri 2'ye ait kirişlerden ve literatürdeki bazı çalışmalardan elde edilen veriler ışığında, β_{el}/β_u oranlarının minimum, maksimum ve ortalama değerleri karşılaştırmalı olarak sunulmuştur. Tablo 3.16 incelendiğinde, bu çalışmadan elde edilen β_{el}/β_u oranları için minimum değer 0.45, maksimum değer 0.89 ve ortalama değer 0.65 olduğu görülmektedir. Tablo 3.8'de yer alan Seri 1'e ait kirişlerin sonuçları incelendiğinde Seri 2 kirişleri ile bu sonuçların yakın olduğu görülmektedir. Öte yandan, tüm çalışmalar için sadece minimum değerler dikkate alınsa bile bu değerlerin 0.15 ile 0.72 arasında değişkenlik gösterdiği görülmektedir ve nihayetinde Li vd. [7] ve Bagge vd. [4] tarafından belirtildiği gibi yaygın kanaatin aksine, çekme donatısı akmadan önce bile çok önemli miktarda moment yeniden dağılımı meydana gelmektedir ve bu elastik moment yeniden dağılımı kesinlikle göz önünde bulundurulmalıdır.

Tablo 3.16 Seri 2 kirişleri ile çeşitli çalışmaların β_{el}/β_u oranlarının karşılaştırılması [43]

Referans	Kiriş Sayısı	β_{el}/β_u		
		min.	maks.	ort.
Bu Çalışma (Seri 2)	6	0.45	0.89	0.65
Bagge vd. [4]	8	0.72	0.95	0.84
Scott ve Whittle [3]	24	0.15	0.89	0.63
do Carmo ve Lopes [10]	3	0.25	0.54	0.40

4

MEVCUT MOMENT YENİDEN DAĞILIMI BAĞINTILARI

4.1 Tasarım Kodlarında Yer Alan Bağıntılar

Uluslararası tasarım kodlarında momentlerin yeniden dağılımı için kullanılması önerilen çeşitli bağıntılar mevcuttur. BS 8110-1 [72] gibi dünya çapındaki çeşitli betonarme tasarım kodları, nihai limit durumda elastik analizin kullanılmasını öngörmekte, ancak doğrusal olmayan davranışın da eğilme momentinin yapının bir kesitinden diğerine sınırlı miktarda yeniden dağılımına izin verilerek göz önünde bulundurulabileceğini kabul etmektedirler [3]. Bu tasarım kodlarında genellikle “Taşıma Gücü Yöntemi” kullanılmakta ve bu yöntem ile "*sınırlı yeniden dağılımlı doğrusal elastik analiz*" prensibi dikkate alınmaktadır. Sınırlı yeniden dağılımlı doğrusal elastik analiz, tamamen doğrusal elastik bir tasarımdan daha ekonomik olan güvenli bir tasarım sağlamayı amaçlamaktadır. Tasarım kodlarına göre, sınırlı yeniden dağılımlı doğrusal elastik analiz yaklaşımı kullanılarak elde edilen moment diyagramının dikkate alınmasının, doğrudan doğrusal elastik analizden elde edilen moment diyagramının kullanılmasından daha gerçekçi olduğu ifade edilebilir [4].

Tasarım kodları incelenecek olursa, Eurocode 2 [6], ACI 318 [69] ve CSA A23.3 [73] gibi tasarım kodlarının yapısal süneklik kontrol edilmeden nihai limit durumdaki betonarme sürekli kirişler için sınırlı yeniden dağılımlı doğrusal elastik analiz yaklaşımının kullanılmasına izin verdikleri görülebilir. Ayrıca, bu kodlar arasında izin verilen moment yeniden dağılımı açısından küçük farklılıklar mevcuttur. Eurocode 2 [6] ve CSA A23.3 [73] tasarım kodlarında izin verilen yeniden dağılımlar, tarafsız eksen derinliğinin etkin derinliğe oranının (c/d) bir fonksiyonu olarak tanımlanmaktadır. Li vd. [7] tarafından yapılan çalışmaya göre bahsi geçen (c/d) parametresi kritik kesitlerin sünekliğini çok iyi karakterize ettiğinden, çoğu betonarme tasarım kodunda moment yeniden dağılımının belirlenmesinde bu parametre dikkate alınmaktadır. Bununla birlikte, ACI 318 [69] ve TS 500 [39] gibi bazı kod hükümlerinde moment yeniden dağılımı belirlenirken farklı parametrelerin kullanıldığı da görülmektedir. Moment yeniden dağılımı ACI 318'de boyuna donatının sahip olduğu şekil değiştirmeye bağlı olarak ifade

edilirken, TS 500'de çekme, basınç ve dengeli donatı oranları dikkate alınarak belirlenmektedir. Buna ek olarak, Eurocode 2 [6] 50 MPa'nın altındaki ve üstündeki beton dayanımları için farklı bağıntılar önermektedir. Yeterince güvenli bir yeniden dağılım sağlamak için moment yeniden dağılımı Eurocode 2'de %30, ACI 318 ve CSA A23.3 tasarım kodlarında ise %20 ile sınırlandırılmıştır [7].

Tasarım kodlarında yer alan ve moment yeniden dağılımını belirlemek için kullanılan çeşitli bağıntılar Tablo 4.1'de sunulmuştur. Tablo 4.1'e göre, tasarım kodlarında yer alan hükümlerin genellikle kullanımı daha pratik olan ve güvenli tarafta kalan sonuçlar vermeyi amaçlayan basit denklemlere sahip oldukları dikkat çekmektedir. Özetle, tasarım kodlarının temel amacının moment yeniden dağılımını doğru ve gerçekçi bir şekilde tahmin etmekten çok güvenli tarafta kalan sonuçlar verebilmek olduğunu vurgulamak gerekmektedir. Bu nedenle, Abdelaleem vd. [61], Ehsani vd. [50] ve Scholz [5] tarafından yapılan çalışmalarda tasarım kodu hükümlerinin moment yeniden dağılımı açısından konservatif sonuçlar verdiğinden ve bu kodların hükümlerinin güncellenmesi gerektiğinden bahsedilmektedir.

Tablo 4.1 Tasarım kodlarında yer alan bağıntılar [43]

Tasarım Kodu	Bağıntı
CSA A23.3-19 [73]	$\beta (\%) \leq \% (30 - 50c/d)$ ve $\beta (\%) \leq \% 20$
BS 8110-1:1997 [72]	$\beta \leq 0.6 - c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 30$
Eurocode 2 (A) [6]	$\beta (\%) = 56 - 125(0.6 + 0.0014/\epsilon_{cu2})c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 20$; $f_{ck} \leq 50$ MPa için $\beta (\%) = 46 - 125(0.6 + 0.0014/\epsilon_{cu2})c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 20$; $f_{ck} \geq 50$ MPa için
Eurocode 2 (B,C,D) [6]	$\beta (\%) = 56 - 125(0.6 + 0.0014/\epsilon_{cu2})c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 30$; $f_{ck} \leq 50$ MPa için $\beta (\%) = 46 - 125(0.6 + 0.0014/\epsilon_{cu2})c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 30$; $f_{ck} \geq 50$ MPa için
AS 3600-2018 [74]	$\beta (\%) = \begin{cases} \% 30 & c/d \leq 0.2 \\ \% (30 - 75c/d) & 0.2 < c/d \leq 0.4 \\ 0 & c/d > 0.4 \end{cases}$
ACI 318-19 [69]	$\beta (\%) \leq 1000\epsilon_t \leq \% 20$ ve $\epsilon_t \geq \% 0.75$
DIN 1045-1 (Nor. Sün.) [75]	$\beta (\%) = 36 - 80c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 15$; $f_{ck} \leq 50$ MPa için 0% ; $f_{ck} \geq 55$ MPa için
DIN 1045-1 (Yük. Sün.) [75]	$\beta (\%) = 36 - 80c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 30$; $f_{ck} \leq 50$ MPa için $\beta (\%) = 28 - 80c/d$ ve $\beta (\%) \leq \% 20$; $f_{ck} \geq 55$ MPa için

Tablo 4.1 Tasarım kodlarında yer alan bağıntılar [43] (devamı)

TS500-2000 [39]	$(\rho-\rho') \leq 0.4\rho_b$; $\beta_{max.(\%)} = \%15$
	$0.4\rho_b < (\rho-\rho') \leq 0.6\rho_b$; $\beta_{max.(\%)} = \%10$

4.2 Literatürde Yer Alan Bağıntılar

Tasarım kodu hükümlerine ek olarak, moment yeniden dağılımının belirlenmesinde literatürde yer alan bazı bağıntılar bulunmaktadır ve bu bağıntılar Tablo 4.2’de gösterilmektedir. Söz konusu bağıntılar tasarım kodlarında olduğu gibi mühendislerin pratik kullanımı için basit denklemler formatında veya daha fazla parametrenin etkisini dikkate alabilmek amacıyla göreceli olarak daha karmaşık denklemler formatında olabilmektedirler. Tablo 4.2’de görüldüğü gibi Aydoğan vd. [38], Shi vd. [76] ve do Carmo ve Lopes [10] tarafından önerilen bağıntılarda tasarım kodlarının çoğuna benzer şekilde (c/d) parametresi dikkate alınmıştır. Lin ve Chien [8] tarafından önerilen bağıntıda ise TS 500’de [39] önerilen bağıntılara benzer şekilde çekme, basınç ve dengeli donatı oranları kullanılırken bunlara ilaveten enine donatının hacimsel oranı ($\rho_{vol.}$) da dikkate alınmıştır. Tamrazyan ve Sayed [77] ise literatürden topladıkları 103 adet betonarme sürekli kirişe ait veriler üzerinde çalışmalar gerçekleştirmiş, *Python* ve *SPSS* yazılımlarını kullanarak lineer regresyon analizi yöntemi ile donatı akma dayanımı (f_y), beton basınç dayanımı (f'_c), tarafsız eksen derinlik faktörü (c/d), iç mesnet kesitindeki çekme donatısının açıklık kesitindeki çekme donatısına oranı (ρ_1/ρ_2), narinlik oranı (L/t), etriyenin hacimsel oranı (ω_w) parametrelerini kullanarak bir bağıntı önermişlerdir. Bahsi geçen çalışmada, ilgili araştırmacılar (L/t) ve (ω_w) parametrelerinin moment yeniden dağılımı yüzdesi (β) ile zayıf korelasyona sahip olduklarını belirlemişlerdir. Aydoğan vd. [78] tarafından literatürden elde edilen 108 adet betonarme sürekli kiriş verisi üzerinde kısa adı GEP (*Gene Expression Programming*) olan Gen İfade Programlama yöntemi kullanılarak bir çalışma gerçekleştirilmiştir. GEP geleneksel regresyona etkili bir alternatif olarak deneysel çalışmalara dayalı matematiksel ilişkileri tahmin etmek için birçok inşaat mühendisliği çalışmasında sıklıkla kullanılan [79–93] esnek hesaplama modelleme araçlarından biridir [78]. Bu çalışmada araştırmacılar birçok parametrenin moment yeniden dağılımı ile arasındaki ilişkiyi değerlendirerek mümkün olan en az sayıda parametreyi dikkate alan bir bağıntı üretmeyi amaçlamışlardır. Burada, Tamrazyan

ve Sayed [77] tarafından yapılan çalışmaya benzer şekilde kirişlerin narinlik oranı ve enine donatının hacimsel oranı parametrelerinin sınırlı etkileri olduğu belirlenmiştir. Ayrıca, donatı akma dayanımının da etkisinin yine az olduğu sonucuna varılmıştır. Araştırmacılar öncelikle birçok parametreyi dikkate alan birden çok bağıntı üretmişlerdir. Bu bağıntılar kullanılarak elde edilen sonuçların incelenmesiyle çekme donatısı oranı (ρ), iç mesnet kesitindeki çekme donatısının açıklık kesitindeki çekme donatısına oranı (ρ_1/ρ_2), tarafsız eksen derinlik faktörü (c/d) ve beton basınç dayanımının ortalama basınç gerilmesinin maksimum gerilmeye oranını ifade eden (k_1) parametresi ile çarpımından elde edilen (k_1f_c) parametrelerinin moment yeniden dağılımının belirlenmesinde en etkili parametreler oldukları belirlenmiştir. Bu dört parametre ile önerilen bağıntının sonuçları ile beş parametrelilik, altı parametrelilik olarak üretilen bağıntıların sonuçlarının birbirlerine oldukça yakın olmasından dolayı bahsi geçen dört parametrenin yeterli olacağı araştırmacılar tarafından kabul edilmiştir. Ayrıca, araştırmacılar tarafından bu dört parametrenin moment yeniden dağılımına olan rölatif katkılarının belirlenebilmesi amacıyla duyarlılık analizi de gerçekleştirilmiştir. Duyarlılık analizinin sonuçlarına göre, bu dört parametrenin önerilen bağıntıya katkılarının sırasıyla ρ için %40.7, ρ_1/ρ_2 için %31.4, k_1f_c için %18.6 ve c/d için ise %9.3 olarak gerçekleştiği belirlenmiştir.

Literatürdeki bağıntıların temel amacının, tasarım kodu hükümlerinin aksine, moment yeniden dağılımını mümkün olduğunca gerçekçi bir şekilde tahmin etmek olduğu söylenebilir. Söz konusu bağıntılar, tasarım kodlarındaki gibi güvenli tarafta kalan sonuçlar vermeyi amaç edinmekten ziyade moment yeniden dağılımını gerçekçi bir şekilde belirlemek ve mühendislerin tasarımlarını gerçeğe en yakın şekilde yapabilmelerini sağlamayı amaç edinmektedirler. Bu amaçla, literatürdeki bağıntılar birden fazla parametreyi dikkate alan karmaşık denklemler olabilmektedir.

Tablo 4.2 Literatürde yer alan bağıntılar [43]

Referans	Bağıntı
Lin ve Chien [8]	$\beta(\%) = 21 - 36(\rho - \rho') / \rho_b + 450\rho_{vol} \leq \%20$
Aydoğan vd. [38]	$\beta(\%) = 45 - 71(c/d)$
Shi vd. [76]	$\beta(\%) = 24.5 - 33.9(c/d)$
do Carmo ve Lopes [10]	$\beta(\%) = 47 - 114(c/d)$
Tamrazyan ve Sayed [77]	$\beta = (0.001 \frac{f_y}{f_c} + 0.05\omega_w(\%) + 0.0035 \frac{L}{t}) - (0.74 \frac{c}{d} + 0.13 \frac{\rho_1}{\rho_2}) + 0.4612$
Aydoğan vd. [78]	$\beta(\%) = \left[\left(\frac{\rho}{c} - \frac{c}{d} - 6.45 \right) \left(\frac{\rho \left(\frac{c}{d} \right)}{0.34 - \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)} \right) - \frac{\rho}{1.21\rho - \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^2} + \frac{0.81 - \frac{c}{d} + 2.81\rho}{\rho \left(\frac{\rho_1}{k_1 f_c} \right)^{\frac{1}{2}}} \right]$

5.1 Veri Setinin Oluşturulması

Bu çalışmanın temel amaçlarından biri, moment yeniden dağılımı açısından tasarım kodu hükümlerindeki bağıntıların güvenli bir tahmin sağlayıp sağlamadığını ve literatürdeki bağıntıların moment yeniden dağılımını olabildiğince gerçekçi bir şekilde tahmin edip etmediğini kontrol etmektir. Bu amaçla, literatürde yer alan 141 adet kirişin deneysel sonuçlarından oluşan bir veri seti hazırlanarak analitik bir çalışma yürütülmüş ve bu veri setinin moment yeniden dağılım oranları tüm bu bağıntılar kullanılarak tahmin edilmiştir. Deneysel veri setinin özellikleri Tablo 5.1'de sunulmuştur. Bu deneysel veri setindeki kirişlere ait özelliklerin geniş bir aralıkta olmasının sonuçların güvenilirliğini artıracığı düşünülmektedir. Tamrazyan ve Sayed [77] ve Li vd. [94]'de önerildiği gibi, Tablo 5.1'de sunulan çalışmalardaki bazı kirişler kesme kırılması, bir kirişin herhangi bir yöntemle güçlendirilmesi, kirişlerdeki donatının kopması, yetersiz çekme donatısı sebebiyle kirişteki basınç donatısının çekme kuvvetlerine maruz kalması, minimum ve maksimum donatı oranı koşullarının sağlanamaması gibi çeşitli nedenlerle dikkate alınamamıştır. Burada bahsi geçen minimum ve maksimum donatı oranları TS500 [39]'de yer alan koşullar dikkate alınarak Denklem (5.1) ve Denklem (5.2) kullanılarak belirlenmiştir.

$$\rho_{min.} = 0.8 \frac{f_{ctd}}{f_{yd}} \quad (5.1)$$

$$\rho_{maks.} \leq 0.85\rho_b \text{ ve } \rho_{maks.} \leq 0.02 \quad (5.2)$$

Tablo 5.1 Deneysel veri setinin özellikleri [43]

Kiriş Sayısı	Bağıntı	ρ	ρ_1/ρ_2	f_c	f_y	l/t	ρ_{vol}	c/d	β_E
		(%)	-	MPa	MPa	-	(%)	-	-
		<i>min.</i>	<i>min.</i>	<i>min.</i>	<i>min.</i>	<i>min.</i>	<i>min.</i>	<i>min.</i>	<i>min.</i>
		<i>maks.</i>	<i>maks.</i>	<i>maks.</i>	<i>maks.</i>	<i>maks.</i>	<i>maks.</i>	<i>maks.</i>	
4	[50]	1.00	0.86	36.2	520	7.20	1.11	0.11	0.16
		1.00	0.86	70.5	520	7.20	2.21	0.14	0.23
6	[14]	0.70	0.50	57.0	520	10.00	0.71	0.13	0.13
		1.38	0.67	66.1	530	10.00	0.71	0.24	0.36

Tablo 5.1 Deneysel veri setinin özellikleri [43] (devamı)

23	[8]	0.50	0.17	21.2	339	10.00	0.86	0.09	0.12
		1.73	1.00	55.6	564	10.00	1.72	0.47	0.47
3	[62]	0.42	0.28	26.4	516	6.83	1.14	0.14	0.20
		0.71	0.48	28.0	522	6.83	1.14	0.16	0.28
3	[95]	0.85	0.54	102.3	563	11.36	0.67	0.12	0.25
		1.57	1.00	132.5	571	11.36	0.67	0.15	0.45
11	[4]	0.34	0.16	36.4	536	10.42	0.75	0.09	0.10
		2.14	1.00	73.8	565	10.42	1.51	0.43	0.68
4	[10]	0.65	0.41	71.0	569	13.41	1.82	0.11	0.11
		2.62	0.82	71.0	569	13.41	1.82	0.30	0.39
1	[2]	0.91	1.00	39.0	573	11.40	1.51	0.15	0.21
		0.91	1.00	39.0	573	11.40	1.51	0.15	0.21
2	[96]	0.30	0.16	24.0	505	15.32	0.93	0.13	0.55
		0.31	0.16	26.0	505	15.32	0.93	0.13	0.57
1	[97]	1.01	1.00	29.0	561	9.60	2.01	0.35	0.10
		1.01	1.00	29.0	561	9.60	2.01	0.35	0.10
2	[41]	0.61	0.50	48.0	482	6.72	2.57	0.11	0.33
		1.21	0.50	49.0	486	6.72	2.57	0.19	0.40
1	[63]	0.98	0.75	28.0	485	9.33	0.95	0.16	0.20
		0.98	0.75	28.0	485	9.33	0.95	0.16	0.20
27	[3]	0.28	0.33	41.4	449	9.74	0.74	0.04	0.13
		1.75	1.14	96.3	607	16.23	0.86	0.32	0.55
8	[42]	1.00	0.86	34.7	511	7.20	1.11	0.12	0.12
		1.00	0.86	65.8	511	7.20	2.21	0.21	0.24
1	[98]	1.30	0.64	43.0	447	9.33	0.76	0.14	0.25
		1.30	0.64	43.0	447	9.33	0.76	0.14	0.25
1	[99]	1.28	1.00	74.2	413	11.40	3.17	0.18	0.16
		1.28	1.00	74.2	413	11.40	3.17	0.18	0.16
9	[100]	0.70	1.00	61.4	537	22.50	0.00	0.07	0.10
		2.20	1.00	68.1	537	22.50	0.00	0.30	0.30
3	[47]	0.63	0.75	35.6	520	6.00	1.50	0.14	0.20
		0.63	0.75	39.4	520	6.00	1.50	0.15	0.23
31	[94]	0.40	0.20	35.2	533	10.83	0.44	0.09	0.23
		2.25	1.00	56.0	817	16.60	2.51	0.38	0.61

5.2 İstatistiksel Sonuçların Değerlendirilmesi

Tablo 5.1'deki veriler dikkate alınarak, tasarım kodlarında ve literatürde önerilen bağıntılardan elde edilen deneysel moment yeniden dağılımın tahmin edilen moment yeniden dağılımına oranına gösteren β_E/β_{tah} değerlerinin istatistiksel sonuçları Tablo 5.2'de sunulmuştur. Bu tablo, veri setindeki kirişler ve bu

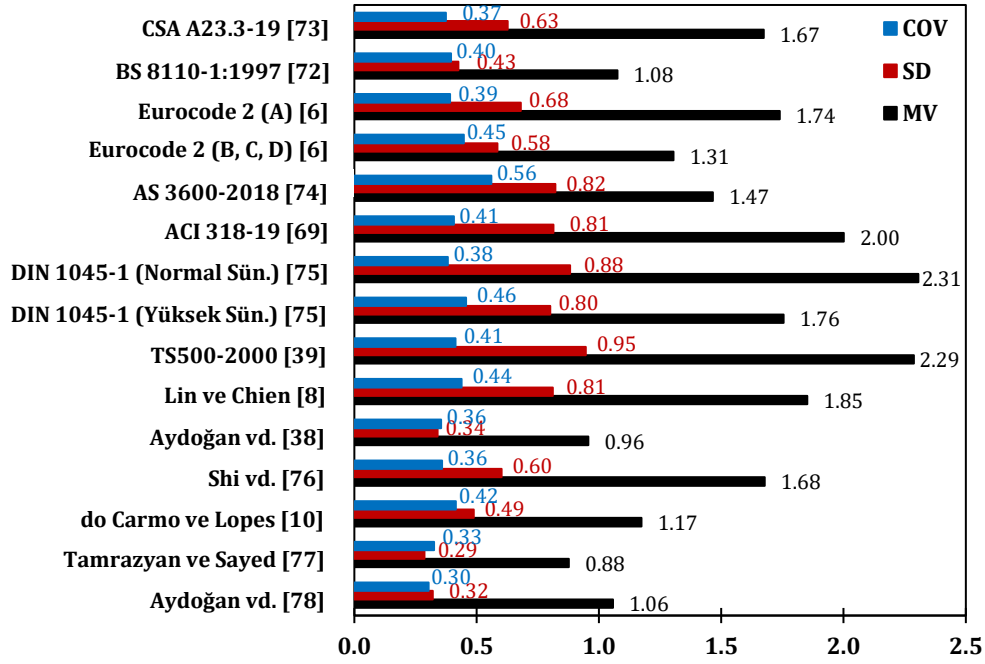
çalışmadaki kirişler için ayrı ayrı ortalama değerleri (*MV*), standart sapmaları (*SD*) ve varyasyon katsayılarını (*COV*) göstermektedir.

Tablo 5.2 Veri setindeki ve bu çalışmadaki kirişlere ait istatistiksel sonuçların karşılaştırılması [43]

Bağıntı	Veri setindeki kirişler			Bu çalışmadaki kirişler		
	<i>MV</i>	<i>SD</i>	<i>COV</i>	<i>MV</i>	<i>SD</i>	<i>COV</i>
CSA A23.3-19 [73]	1.674	0.627	0.374	1.696	0.152	0.089
BS 8110-1:1997 [72]	1.076	0.425	0.395	0.908	0.087	0.096
Eurocode 2 (A) [6]	1.739	0.681	0.392	1.529	0.268	0.176
Eurocode 2 (B, C, D) [6]	1.305	0.585	0.448	1.423	0.337	0.237
AS 3600-2018 [74]	1.466	0.822	0.561	2.956	0.611	0.207
ACI 318-19 [69]	2.001	0.814	0.407	2.789	1.437	0.515
DIN 1045-1 (Nor. Sün.) [75]	2.306	0.883	0.383	2.251	0.460	0.204
DIN 1045-1 (Yük. Sün.) [75]	1.756	0.801	0.456	2.190	0.507	0.231
TS500-2000 [39]	2.288	0.947	0.414	1.933	0.446	0.231
Lin ve Chien [8]	1.852	0.812	0.438	1.313	0.181	0.138
Aydoğan vd. [38]	0.957	0.340	0.355	1.073	0.090	0.084
Shi vd. [76]	1.677	0.602	0.359	1.775	0.146	0.082
do Carmo ve Lopes [10]	1.174	0.488	0.415	2.184	0.831	0.380
Tamrazyan ve Sayed [77]	0.877	0.286	0.326	0.683	0.055	0.081
Aydoğan vd. [78]	1.057	0.321	0.303	0.963	0.076	0.079

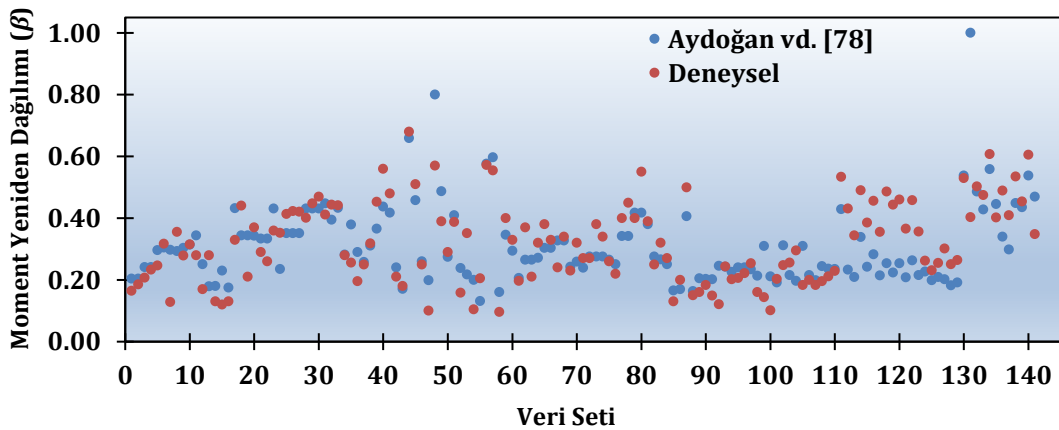
Bilindiği üzere, istatistiksel sonuçlar değerlendirilirken ortalama değer (*MV*) 1.0'a mümkün olduğunca yakın, standart sapma (*SD*) ve varyasyon katsayısı (*COV*) değerlerinin de mümkün olduğunca sifıra yakın olması istenmektedir. Ayrıca, *MV* değerinin 1.0'dan küçüldükçe giderek daha güvensiz sonuçlar vermeye başladığı vurgulanmalıdır. Tablo 5.2'ye göre, veri setindeki kirişler için, tüm bağıntılar arasında Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen modelin *MV* değerinin 1.057 olarak hesaplanarak 1.0'a en yakın *MV* değerine ve 0.303 olarak belirlenen en düşük *COV* değerine sahip model olduğu görülmektedir. Ayrıca, BS 8110-1 [72] haricindeki diğer modellerde *MV* değerinin 1.0'dan nispeten uzak veya 1.0'dan düşük kalarak güvensiz sonuçlar verdikleri görülmektedir. Öte yandan, bu çalışmadaki kirişler için, veri setindeki kirişlere benzer şekilde, Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen model, 0.963 olarak hesaplanan ve 1.0'a en yakın olan *MV* değerine ve 0.079 olarak belirlenen en düşük *COV* değerine sahiptir. Sadece tasarım kodu hükümleri

birbirleriyle karşılaştırıldığında, CSA A23.3 [73] ve BS 8110-1'in [72] diğerlerine kıyasla daha iyi sonuçlar verdiği söylenebilir. Tasarım kodu hükümlerinin *MV* değerleri 1.0'dan büyük olduğu için bu tasarım kodlarının güvenli tarafta kalan sonuçlar verdiği söylenebilir. Tablo 5.2'deki tüm bağıntılar dikkate alındığında, Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen modelin diğerlerine göre daha iyi istatistiksel sonuçlar verdiği söylenebilir. Ayrıca, tasarım kodu hükümleriyle ilgili olarak akılda tutulması gereken bir nokta vardır. Li vd. [7], Bagge vd. [4] ve do Carmo ve Lopes [10] tarafından belirtildiği üzere, tasarım kodları tarafından önerilen bağıntıların gerçek moment dağılımlarından daha az moment dağılımı öngörmesi, bu tasarım kodlarının konservatif olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, tasarım kodu hükümleri sonuçların güvenli tarafta kalmasını sağlamayı amaçlamaktadır ve bu bilinçli olarak yapılmaktadır. Bu çalışmanın amaçlarından biri, tasarım kodlarının güvenli bir tahmin verip vermediklerini kontrol etmenin yanı sıra, sürekli kirişlerin moment yeniden dağılım yüzdelerinin gerçek değerlerini belirlemeye çalışmaktır. Literatürde önerilen bağıntıların da tasarım kodlarının aksine güvenli tarafta kalan sonuçlar vermekten ziyade çoğunlukla moment yeniden dağılımının gerçek değerini tahmin etmeye odaklandıkları söylenebilir. Ayrıca, Şekil 5.1'de veri setindeki kirişler için mevcut modellerin istatistiksel sonuçları çubuk grafik olarak gösterilmektedir. Buna göre, Tamrazyan ve Sayed [77] tarafından önerilen modelin *COV* değeri her ne kadar 0.326 olarak belirlenmişse de *MV* değeri 0.877 olarak hesaplanmıştır ve bu değer, sonuçların bu model tarafından olması gerekenin üzerinde tahmin edilmesi nedeniyle 1.0'dan küçüktür. Bu da ilgili modelin sonuçlarının güvenli bölgeden uzaklaştığını göstermektedir. Tablo 5.2 ve Şekil 5.1'de yer alan tüm bulgular değerlendirildiğinde, Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen bağıntının betonarme sürekli kirişlerin moment yeniden dağılım yüzdelerini tahmin etmek için kullanılabilecek uygun bir model olduğu sonucuna varılabilir.



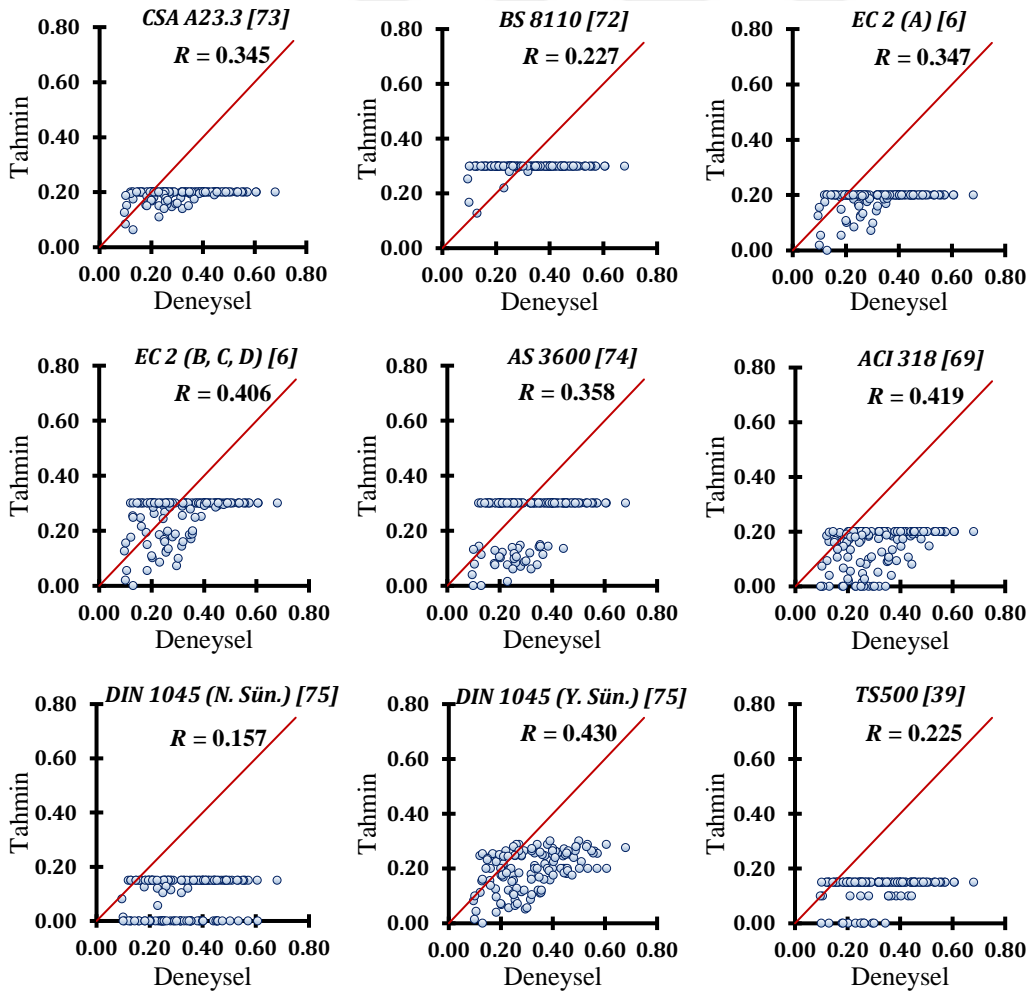
Şekil 5.1 Mevcut modellerin veri setindeki kirişler için istatistiksel olarak karşılaştırılması [43]

Şekil 5.2’de yukarıdaki bulgulara göre istatistiksel olarak en iyi sonuç verdiği tespit edilen Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen modele ait olan ve bu modelin veri setinde yer alan tüm kirişlerin deneysel sonuçlarının her birini nasıl tahmin ettiğini gösteren bir grafik sunulmaktadır. Buna göre, ilgili bağıntının 141 datadan oluşan bu veri setinde yer alan verilerin büyük çoğunluğunu oldukça iyi tahmin ettiği söylenebilir.

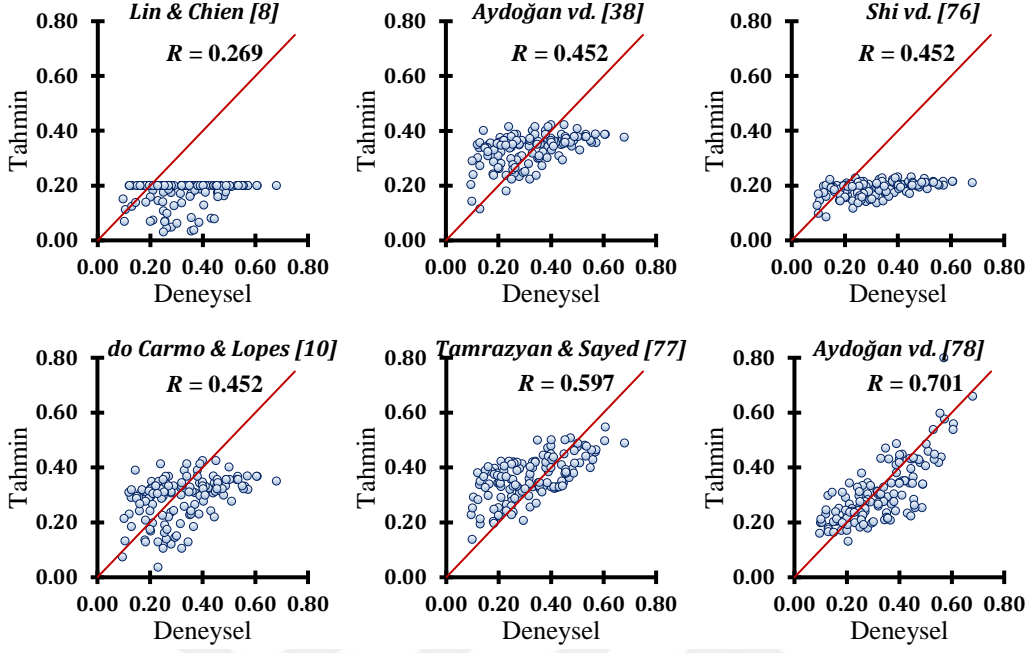


Şekil 5.2 Aydoğan vd. [78] ‘e ait modelin deneysel sonuçları tahmin yeteneği

Şekil 5.3'te veri setinde yer alan tüm dataya ait deneysel moment yeniden dağılımı ile tahmin edilen moment yeniden dağılımı arasındaki ilişkiler sunulmuştur. Bu ilişkiler korelasyon katsayısı (R) baz alınarak değerlendirilmiştir. Bilindiği üzere bu katsayı değişkenler arasındaki ilişkinin gücünü ortaya koyan bir katsayıdır ve bu ilişki 1.0'a yaklaştıkça pozitif korelasyon olarak adlandırılırken -1.0'e yaklaştıkça da negatif korelasyon olarak adlandırılır. Bu katsayının sıfır olması değişkenler arasında herhangi bir doğrusal ilişkinin olmadığı anlamını taşır. Şekil 5.3'ten korelasyon katsayısı $R = 0.701$ olan Aydoğan vd. [78] 'e ait bağıntının en yüksek korelasyon katsayısı değerine sahip olduğu görülmektedir. Bu durum da ilgili bağıntının deneysel ve tahmin edilen değerler arasında en iyi ilişkiyi kuran bağıntı olduğu şeklinde yorumlanabilir. Buna karşılık, mevcut modellerin çoğunun deneysel moment yeniden dağılım değerlerini yakalayamadığı görülmektedir. Öte yandan, tasarım kodlarında var olan ve bu kodların güvenli tarafta kalmalarını sağlayan moment yeniden dağılım limitlerinin söz konusu R değerlerini olumsuz yönde etkilediği söylenebilir.



Şekil 5.3 Deneysel ve tahmin edilen moment yeniden dağılımlarının karşılaştırılması [43] (devamı)



Şekil 5.3 Deneysel ve tahmin edilen moment yeniden dağılımlarının karşılaştırılması [43]

5.3 İstatistiksel Hata Analizi

İstatistik biliminde tahmin modellerinin güvenilirliklerini daha doğru bir şekilde değerlendirmek için yaygın olarak kullanılan birçok istatistiksel hata endeksi (performans endeksi) vardır [84,86,101]. Buradaki temel amaç, tahmin modelinin eldeki verilerle iyi bir uyum içerisinde olması yani ilgili modelin yüksek bir öngörü başarısına sahip olmasıdır. Bahsi geçen istatistiksel hata endekslerinden dört tanesi öne çıkmaktadır ve bunlar ortalama karesel hata (MSE), ortalama karesel hatanın karekökü ($RMSE$), ortalama mutlak hata (MAE) ve ortalama mutlak yüzde hata ($MAPE$) olarak adlandırılmaktadır [102]. Hata değerlerinin büyüklüklerinin benzer olduğu durumlarda MSE istatistiği tercih edilebilir. Bu istatistik endeksinde hataların kareleri dikkate alındığı için büyük sapmaların olduğu durumlarda bu endeks abartılı sonuçlar verebilmektedir. Öte yandan, MAE tahmin edilen değerlerin gözlemlenen değerlere ne kadar benzer olduğunu ortaya koyarken, $RMSE$ tahmin edilen değerler ile gözlemlenen değerler arasındaki genel sapmayı ölçer. $MAPE$ ise tahmin edilen değerler için birimsiz bir doğruluk ölçüsüdür ve verilerdeki küçük değişikliklere duyarlıdır [103]. Bu dört performans endeksi

arasında *MAPE*'nin diğerlerine göre üstünlüğü olarak öngörü hatalarını yüzde olarak ifade etmesinden dolayı tek başına da bir anlam taşıyor olması gösterilebilir. Bu performans endekslerine ilişkin bağıntılar Denklem (5.3-5.6)'da ifade edilmektedir. Ayrıca, veri setindeki kırışlar için bu istatistiksel endekslerin sonuçları Tablo 5.3'te sunulmaktadır.

$$MSE = \frac{\sum_{i=1}^n (deney - model)^2}{n} \quad (5.3)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (deney - model)^2}{n}} \quad (5.4)$$

$$MAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n |deney - model| \quad (5.5)$$

$$MAPE = \frac{100}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{deney - model}{deney} \right| \quad (5.6)$$

Tablo 5.3 Moment yeniden dağılımı tahmin modelleri için istatistiksel hata endeksleri [43]

Bağıntı	Veri setindeki kırışlar			
	<i>MSE</i>	<i>RMSE</i>	<i>MAE</i>	<i>MAPE</i>
CSA A23.3-19 [73]	319.48	17.87	14.19	39.06
BS 8110-1:1997 [72]	165.14	12.85	10.61	39.02
Eurocode 2 (A) [6]	326.67	18.07	14.54	40.94
Eurocode 2 (B, C, D) [6]	180.31	13.43	11.52	39.08
AS 3600-2018 [74]	217.30	14.74	12.65	43.24
ACI 318-19 [69]	440.53	20.99	17.74	52.79
DIN 1045-1 (Normal Sün.) [75]	724.38	26.91	23.22	69.31
DIN 1045-1 (Yüksek Sün.) [75]	290.62	17.05	14.06	41.64
TS500-2000 [39]	514.13	22.67	19.04	53.78
Lin ve Chien [8]	409.10	20.23	16.64	48.37
Aydoğan vd. [38]	135.20	11.63	9.76	40.15
Shi vd. [76]	313.75	17.71	14.11	38.63
do Carmo ve Lopes [10]	155.81	12.48	10.76	39.21
Tamrazyan ve Sayed [77]	126.18	11.23	9.30	40.84
Aydoğan vd. [78]	97.66	9.88	7.03	25.26

Tablo 5.3'te gösterilen istatistiksel hata endekslerinin değerleri ne kadar küçükse, bu durum genellikle ilgili bağıntının tahmin performansının o kadar yüksek olduğuna işaret etmektedir [104]. Tablo 5.3'e gore, sadece tasarım kodları tarafından ngorulen bağıntuların sonuçları birbirleriyle karşılaştırıldığında, BS 8110-1:1997'nin [72] istatistiksel hata endekslerinin tüm kodların sonuçları arasında en dşuk olduğu gözlemlenebilir. Ayrıca, Tablo 5.3'teki tüm bağıntular dikkate alındığında, Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen modelin diğer modellere göre en dşuk istatistiksel hata endekslerini sağladığı söylenebilir. Bu da söz konusu geliştirilen modelin betonarme sürekli kirişlerin moment yeniden dağılımını yeterli doğrulukla tahmin edebildiğini göstermektedir. Öte yandan, DIN 1045-1 (Normal Sn.) [75] modeli mevcut modeller arasında en yüksek istatistiksel hata endekslerini gösterdiğinden, bu modelin moment yeniden dağılımını en az doğrulukla tahmin ettiği sonucuna varılabilir. Bunlara ek olarak, moment yeniden dağılımını belirlemek için dikkate alınan parametre sayısındaki artışın istatistiksel hata endekslerini önemli ölçüde azalttığı tespit edilmiştir.

Bu çalışmada, farklı parametrelerin betonarme sürekli kirişlerde gözlenen moment yeniden dağılımı üzerindeki etkileri deneysel ve analitik olarak araştırılmıştır. Bu amaçla, her bir seride altı adet kiriş olacak şekilde iki seri halinde ve toplamda on iki adet betonarme sürekli kiriş üretilmiştir. Seri 1'e ait kirişler için değişken iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranı (ρ) iken, Seri 2'ye ait kirişlerde ise değişken olarak iç mesnet kesitindeki basınç donatısı oranının çekme donatısı oranına oranı (ρ'/ρ) ve iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranının dengeli donatıya oranı (ρ/ρ_b) dikkate alınmıştır. Bahsi geçen parametreler, yeniden dağılımı en çok etkileyen parametrenin boyuna donatı oranı olmasından yola çıkılarak belirlenmiştir. Ayrıca, iki açıklığa sahip olacak şekilde üretilen bu kirişlere ait yük-şekil değiştirme, yük-yer değiştirme, süneklik, moment-eğrilik ilişkileri de ayrıntılı olarak incelenmiştir. Bunun yanında, deneysel ve teorik olarak elde edilen yükler karşılaştırmalı olarak sunulmuştur.

Bu çalışmanın bir diğer amacı, tasarım kodlarında yer alan bağıntıların güvenli bir tahmin sağlayıp sağlamadığını ve literatürdeki bağıntıların ise moment yeniden dağılımını mümkün olduğunca gerçekçi bir şekilde tahmin edip etmediğini kontrol etmektir. Bu amaçla, literatürde yer alan 141 adet kirişin deneysel sonuçlarından oluşan bir veri seti hazırlanarak analitik bir çalışma yapılmış ve bu veri setindeki kirişlerin moment yeniden dağılım oranları tüm bu bağıntılar kullanılarak tahmin edilmiştir. Deneysel ve analitik çalışmalardan elde edilen bulgular aşağıda özetlenmiştir.

- Deneysel sonuçlarına göre, diğer tüm parametreler sabit varsayıldığında, iç mesnet kesitindeki çekme donatısı oranı arttıkça sistemin yük taşıma kapasitesi artmakta ve buna karşılık moment yeniden dağılımı azalmaktadır.
- Her iki seriye ait kirişlerin yükleme sürecinin farklı aşamaları için deneysel yükler ile teorik yükler karşılaştırıldığında bu yüklerin birbirlerine oldukça yakın olduğu (özellikle pik yük değerinde) tespit edilmiştir. Seri 2'deki ρ/ρ_b parametresinin, belirlenen bu yükler üzerindeki etkisinin ρ'/ρ parametresine göre daha büyük olduğu tespit edilmiştir.

- Seri 1’de yer alan kirişler incelendiğinde, çekme donatısı oranı arttıkça, akma anındaki deneysel yüklerin tepe noktasındaki deneysel yüklere oranı da artmaktadır. Bu oran T10C08 kirişinden T20C08 kirişine doğru kademeli olarak artmaktadır.
- Seri 1 kirişlerinin yer değiştirme sünekliği ve enerji sünekliği özellikleri incelendiğinde sünekliği en fazla olan kirişin T10C08, sünekliği en az olan kirişin ise T20C08 olduğu tespit edilmiştir. Bu durum, süneklikle çekme donatısı oranı arasında negatif bir ilişkinin olduğunu göstermektedir.
- Seri 2 kirişlerinin yer değiştirme sünekliği ve enerji sünekliği özellikleri incelendiğinde ρ/ρ_b parametresinin etkisinin belirgin olduğu görülmektedir. Eğrilik sünekliklerine bakıldığında ise ρ'/ρ oranı arttıkça eğrilik sünekliğinin arttığı, ρ/ρ_b oranı arttıkça da eğrilik sünekliğinin azaldığı tespit edilmiştir.
- Çekme donatısı oranının akma eğriliği üzerinde belirgin bir etkisi olmamasına rağmen nihai eğrilik üzerindeki etkisinin oldukça fazla olduğu ifade edilebilir. İç mesnet kesitinin çekme donatısındaki artış nihai eğriliği önemli ölçüde azaltırken, bunun bir diğer nedeni olarak iç mesnet kesiti ile açıklık kesiti arasındaki rölatif rijitliğin düşük olması gösterilebilir.
- Seri 2’de yer alan betonarme sürekli kirişlerin tüm özellikleri aynı iken ρ'/ρ oranındaki artışın, eğilme momenti kapasitesini bir miktar artırdığı gözlenmiştir. Aynı zamanda bu durum nihai eğrilikte sınırlı bir artışa neden olurken, akma eğriliğinde bir azalmaya yol açmıştır.
- Seri 2’ye ait kirişlerde ρ'/ρ parametresinin artması ile moment-eğrilik ilişkilerinden elde edilen değerlere göre hesaplanan eğrilik sünekliği değerleri (μ_ϕ) artmakta, ρ/ρ_b parametresi için ise tam tersi durum söz konusu olmaktadır. Seri 1’e ait kirişlerde ise çekme donatısı oranı arttıkça eğrilik sünekliğinde bir azalma gözlenmiştir.
- T10C08, T12C08 ve T12C10 kirişlerinde iç mesnet kesitlerinin alt bölgeleri çekme kuvvetlerine maruz kaldıkları için burada yer alan donatılar çekme donatısı gibi davranmışlardır. Sonuç olarak, bu kirişlerin çekme donatıları yetersiz olduğundan kirişlerin iç mesnet kesitleri dönme kapasitelerine diğer dokuz kirişten çok daha önce ulaşmışlardır. Dolayısıyla bu kirişlerin "iki ayrı basit kiriş" davranışı sergiledikleri tespit edilmiştir. Ayrıca, bu

kirişlerin tarafsız eksen derinliklerinin pas payından bile daha düşük olduğu tespit edilmiştir. ($c < d'$ durumu).

- Tüm kirişler incelendiğinde, her iki açıklık kesitinin de çekme donatılarında akma meydana gelirken, açıklık kesitlerinden sadece birinde mafsallaşma gözlenmiştir. Ayrıca, tüm kirişlerin mafsallaşan açıklık kesitlerindeki beton ezilmiş ve basınç donatılarında burkulma gözlenmiştir.
- Seri 2 kirişlerine bakıldığında ρ/ρ_b parametresinin moment yeniden dağılımı ve kirişlerin genel davranışları üzerindeki etkisinin ρ'/ρ parametresine göre daha belirgin olduğu saptanmıştır.
- Literatürde üzerine çokça değinilen ve betonarme sürekli kirişlerin davranışında önemli bir etkene sahip olduğu belirtilen c/d parametresinin Seri 1'deki ρ ve Seri 2'deki ρ/ρ_b parametreleri ile ilişkili olduğu ve c/d parametresinin bu iki parametre ile arasında doğru orantı olduğu söylenebilir. Moment yeniden dağılımı yüzdesi ile c/d parametresi arasında ise negatif bir ilişki tespit edilmiştir. Öte yandan, Seri 2'ye ait ρ'/ρ parametresinin c/d ve moment yeniden dağılımı yüzdesi üzerindeki etkilerinin ise oldukça sınırlı düzeyde kaldığı görülmüştür.
- Betonun çatladığı andan çekme donatısının akmasına kadar geçen süreçte meydana gelen elastik moment yeniden dağılımının, toplam moment yeniden dağılımının önemli bir bölümünü oluşturduğu ve kesinlikle ihmal edilmemesi gerektiği anlaşılmıştır.
- İstatistiksel sonuçlara göre, tasarım kodlarının güvenli tarafta kalan tahminler sağladığı, Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen modelin *MSE*, *RMSE*, *MAE* ve *MAPE* açısından en düşük istatistiksel hata endekslerine sahip olduğu, dolayısıyla tüm bağıntılar arasında en güvenilir bağıntı olduğu gösterilmiştir.
- Literatürdeki birçok çalışmada belirtildiği gibi bu çalışmada da tasarım kodlarının çok fazla konservatif sonuçlar verdiği bulgusuna ulaşılmıştır. Bilindiği üzere tasarım kodları gerçek sonuçlarla ilgilenmekten ziyade güvenli tarafta kalan sonuçlar veren bağıntılar önermeye odaklanmışlardır. Ancak, bu çalışma kapsamında Aydoğan vd. [78] tarafından önerilen bağıntının sonuçlarının hem güvenli tarafta kalan hem de gerçeğe nispeten daha yakın sonuçlar olması, tasarım kodlarının da benzer şekilde sadece

güvenli tarafta kalan sonuçlar üretmeye odaklanmaktan ziyade aynı zamanda gerçeğe yakın sonuçlar da tahmin etmeye odaklanmaları gerektiğini düşündürmektedir. Bu sayede tasarım kodları tarafından hem gerçekçi, hem güvenli tarafta kalan, hem de ekonomik çözümlerin üretilebildiği bir yaklaşım sergilenebilir.

- Tasarım kodu hükümlerinde ve literatür çalışmalarında, moment yeniden dağılımı genellikle sınırlı sayıda parametre kullanılarak hesaplanmaktadır. Ancak, bu analitik çalışmanın bulguları daha fazla sayıda parametrenin dikkate alınmasının daha doğru ve gerçekçi tahminlerde bulunulabileceğini göstermektedir.
- Momentlerin yeniden dağılımının dikdörtgen kesitli betonarme sürekli kirişlerdeki davranışının deneysel ve analitik olarak incelendiği bu çalışmanın devamında, T kesitli kirişlerde de benzer çalışmanın yapılması önerilir.

- [1] Z. Celep, “Betonarme Taşıyıcı Sistemlerde Doğrusal Olmayan Davranış ve Çözümleme,” *Beta Yayıncılık*, cilt 2, no. 2, 2015.
- [2] M. Abdallah, F. Al Mahmoud, A. Khelil, J. Mercier ve B. Almassri, “Assessment of the flexural behavior of continuous RC beams strengthened with NSM-FRP bars, experimental and analytical study,” *Composite Structures*, cilt 242, 2020.
- [3] R. H. Scott ve R. T. Whittle, “Moment redistribution effects in beams,” *Magazine of Concrete Research*, cilt 57, no. 1, pp. 9–20, 2005.
- [4] N. Bagge, A. O’Connor, L. Elfgren ve C. Pedersen, “Moment redistribution in RC beams - A study of the influence of longitudinal and transverse reinforcement ratios and concrete strength,” *Engineering Structures*, cilt 80, pp. 11–23, 2014.
- [5] H. Scholz, “Ductility, redistribution, and hyperstatic moments in partially prestressed members,” *ACI Structural Journal*, cilt 87, no. 1, pp. 341–349, 1990.
- [6] BS EN 1992-1-1, “Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings,” *British Standards Institution*, 2004.
- [7] L. Li, W. Zheng ve Y. Wang, “Review of moment redistribution in statically indeterminate RC members,” *Engineering Structures*, cilt 196, 2019.
- [8] C. H. Lin ve Y. M. Chien, “Effect of section ductility on moment redistribution of continuous concrete beams,” *Journal of the Chinese Institute of Engineers, Transactions of the Chinese Institute of Engineers, Series A/Chung-kuo Kung Ch’eng Hsueh K’an*, cilt 23, no. 2, pp. 131–141, 2000.
- [9] A. Shakir ve D. M. Rogowsky, “Evaluation of ductility and allowable moment redistribution in reinforced concrete structures,” *Canadian Journal of Civil Engineering*, cilt 27, no. 6, pp. 1286, 2000.

- [10] R. N. F. do Carmo ve S. M. R. Lopes, “Ductility and linear analysis with moment redistribution in reinforced high-strength concrete beams,” *Canadian Journal of Civil Engineering*, cilt 32, no. 1, pp. 194–203, 2005.
- [11] H. Olguner, “Betonarme eğilme elemanlarında moment yeniden dağılımının incelenmesi,” Yüksek Lisans Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2006.
- [12] T. Lou, S. M. R. Lopes ve A. V. Lopes, “Evaluation of moment redistribution in normal-strength and high-strength reinforced concrete beams,” *Journal of Structural Engineering*, cilt 140, no. 10, 2014.
- [13] A. V. Vasiliev, D. E. Barabash, D. V. Panfilov, A. E. Polikutin, Y. B. Potapov ve S. A. Pinaev, “Savings of reinforcement in concrete continuous beam in calculation with redistribution of moments,” *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, cilt 90, no. 1, pp. 1–9, 2017.
- [14] S. M. F. Mahmood, A. Agarwal, S. J. Foster ve H. Valipour, “Flexural performance of steel fibre reinforced concrete beams designed for moment redistribution,” *Engineering Structures*, cilt 177, pp. 695–706, 2018.
- [15] D. Luo, Z. Zhang ve B. Li, “Moment redistribution of RC continuous beams Re-examination of code provisions,” *Structural Engineering and Mechanics*, cilt 85, no. 5, pp. 679–691, 2023.
- [16] A. Modabber-Saeed, M.-A. Lotfollahi-Yaghin ve A. Maleki, “Moment redistribution in Hybrid-RC continuous beams with T-section using FEM,” *Structures*, cilt 54, pp. 587–595, 2023.
- [17] T. Lou, S. M. R. Lopes ve A. V. Lopes, “Neutral axis depth and moment redistribution in FRP and steel reinforced concrete continuous beams,” *Composites Part B: Engineering*, cilt 70, pp. 44–52, 2015.
- [18] R. Shamass, B. Mahi, K. A. Cashell, I. Abarkan ve F. El-Khannoussi, “Experimental investigation into the behaviour of continuous concrete beams reinforced with basalt FRP,” *Engineering Structures*, cilt 255, pp. 1–13, 2022.

- [19] M. A. Farouk ve K. F. Khalil, “New analytical method for computing moment redistribution in RC beams under concentrated load,” *Australian Journal of Structural Engineering*, cilt 22, no. 2, pp. 120–139, 2021.
- [20] H. Nguyen, “Probabilistic assessment of bending strength of statically indeterminate reinforced concrete beams,” *International Journal of Engineering*, cilt 35, no. 04, pp. 837–844, 2022.
- [21] A. Mandor ve A. El Refai, “Strengthening the hogging and sagging regions in continuous beams with fiber-reinforced cementitious matrix (FRCM): Experimental and analytical investigations,” *Construction and Building Materials*, cilt 321, 2022.
- [22] T. Lou, C. Peng, T. L. Karavasilis, D. Min ve W. Sun, “Moment redistribution versus neutral axis depth in continuous PSC beams with external CFRP tendons,” *Engineering Structures*, cilt 209, 2020.
- [23] T. F. Yolaçan ve M. Schäfer, “Investigation of the moment redistribution for steel – concrete continuous composite beams,” *ce/papers*, cilt 3, no. 3–4, pp. 251–256, 2019.
- [24] M. Su, C. Zeng, W. Li, J. Zhu, W. Lin, T. Ueda ve F. Xing, “Flexural performance of corroded continuous RC beams rehabilitated by ICCP-SS,” *Composite Structures*, cilt 232, 2020.
- [25] Z. Li, F. Ding ve S. Cheng, “Numerical investigation on moment redistribution of continuous reinforced concrete beams under local fire conditions,” *Advances in Structural Engineering*, cilt 24, no. 15, pp. 3375–3388, 2021.
- [26] A. Mandor ve A. El Refai, “Symmetric and asymmetric strengthening of two-span RC beams using FRCM systems,” *Journal of Composites for Construction*, cilt 27, no. 2, 2023.
- [27] J. Utomo, D. G. Jati, F. A. Tanudjaja ve H. A. Lie, “Applying moment redistribution and externally bonded FRP in beams for seismic strengthening of RC frames,” *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 2023.

- [28] D. J. Oehlers, G. Ju, I. S. T. Liu ve R. Seracino, “Moment redistribution in continuous plated RC flexural members. Part 1: neutral axis depth approach and tests,” *Engineering Structures*, cilt 26, no. 14, pp. 2197–2207, 2004.
- [29] U. Kytölä, J. Tulonen, O. Asp, T. Nakari ve A. Laaksonen, “Experimental study of moment redistribution before yielding in precast prestressed concrete beams made continuous,” *Structural Concrete*, 2023.
- [30] H. Shebl ve A. El-Nemr, “Moment redistribution of shear-critical GFRP reinforced continuously supported slender beams,” *Civil Engineering Journal*, cilt 7, pp. 13–31, 2021.
- [31] Y. Elmezayen, N. Khatkhat ve T. El-Maaddawy, “Prediction of nonlinear flexural behavior of continuous RC beams Pre-Damaged by corrosion,” *Buildings*, cilt 13, no. 6, 2023.
- [32] D. Luo ve B. Li, “Moment redistribution capacity of continuous RC beams with High-Strength steel reinforcement,” *Structures*, cilt 51, pp. 13–24, 2023.
- [33] S. M. F. Mahmood, S. J. Foster ve H. Valipour, “Moment redistribution and post-peak behaviour of lightly reinforced-SFRC continuous slabs,” *Engineering Structures*, cilt 232, 2021.
- [34] A. Shakir, “Moment redistribution in reinforced concrete structures,” Doktora Tezi, University of Alberta, Alberta, 2005.
- [35] R. Fouad, A. S. AbouBeah, A. Khalil, A. Zaher ve H. Said, “Redistribution of moment in concrete continuous beams reinforced with steel rebars and fiber-reinforced polymer,” *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, cilt 27, no. 4, 2022.
- [36] L. Li, B. Li, N. Guo ve W. Zheng, “Experimental and numerical investigations on moment redistribution in reinforced concrete frames subjected to vertical loads,” *Engineering Structures*, cilt 261, 2022.
- [37] T. Lou, S. M. R. Lopes ve A. V. Lopes, “Redistribution of moments in reinforced high-strength concrete beams with and without confinement,” *Structural Engineering and Mechanics*, cilt 55, no. 2, pp. 379–398, 2015.

- [38] M. S. Aydogan, C. Aydemir ve G. Arslan, “An experimental and analytical research on moment redistribution in reinforced concrete continuous beams,” *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, cilt 28, no. 4, pp. 876–899, 2024.
- [39] TS 500-2000, “Betonarme yapıların tasarım ve yapım kuralları,” *Türk Standartları Enstitüsü*, 2000.
- [40] R. N. F. do Carmo ve S. M. Lopes, “Influence of the shear force and transverse reinforcement ratio on plastic rotation capacity,” *Structural Concrete*, cilt 6, no. 3, pp. 107–117, 2005.
- [41] A. Mandor ve A. El Refai, “Flexural response of reinforced concrete continuous beams strengthened with fiber-reinforced cementitious matrix (FRCM),” *Engineering Structures*, cilt 251, 2022.
- [42] R. Ehsani, M. K. Sharbatdar ve A. Kheyroddin, “Estimation of the moment redistribution and plastic hinge characteristics in two span beams cast with high-performance fiber reinforced Cementitious composite (HPFRCC),” *Structures*, cilt 35, pp. 1175–1190, 2022.
- [43] M. S. Aydogan, C. Aydemir ve G. Arslan, “Moment redistribution in continuous reinforced concrete beams: experimental study and analytical investigation,” *Structures*, 2024. (Değerlendirmede)
- [44] M. N. S. Hadi ve N. Elbasha, “Effects of tensile reinforcement ratio and compressive strength on the behaviour of over-reinforced helically confined HSC beams,” *Construction and Building Materials*, cilt 21, no. 2, pp. 269–276, 2007.
- [45] S.-W. Shin, S. K. Ghosh ve J. Moreno, “Flexural ductility of ultra-high-strength concrete members,” *ACI Structural Journal*, cilt 86, no. 1, pp. 394–400, 1989.
- [46] H. Zhu, C. Li, S. Cheng ve J. Yuan, “Flexural performance of concrete beams reinforced with continuous FRP bars and discrete steel fibers under cyclic loads,” *Polymers (Basel)*, cilt 14, no. 7, 2022.

- [47] A. Abushanab, W. Alnahhal ve M. Farraj, “Structural performance and moment redistribution of basalt FRC continuous beams reinforced with basalt FRP bars,” *Engineering Structures*, cilt 240, 2021.
- [48] M. Pang, S. Shi, H. Hu ve T. Lou, “Flexural behavior of two-span continuous CFRP RC beams,” *Materials*, cilt 14, no. 22, 2021.
- [49] R. Chitra ve S. J. Mohan, “Reinforced concrete beam-column joint’s ductility behavior,” *Materials Today: Proceedings*, pp. 1069–1073, 2021.
- [50] R. Ehsani, M. K. Sharbatdar ve A. Kheyroddin, “Ductility and moment redistribution capacity of two-span RC beams,” *Magazine of Civil Engineering*, cilt 90, no. 6, pp. 104–118, 2019.
- [51] F. Oudah ve R. El-Hacha, “A new ductility model of reinforced concrete beams strengthened using fiber reinforced polymer reinforcement,” *Composites Part B: Engineering*, cilt 43, no. 8, pp. 3338–3347, 2012.
- [52] R. I. Gilbert ve Z. I. Sakka, “Strength and ductility of reinforced concrete slabs containing welded wire fabric and subjected to support settlement,” *Engineering Structures*, cilt 32, no. 6, pp. 1509–1521, 2010.
- [53] M. Gerami, Y. Sharbati ve A. Sivandi-Pour, “Nonlinear seismic vulnerability evaluation of irregular steel buildings with cumulative damage indices,” *International Journal of Advanced Structural Engineering*, cilt 5, no. 9, pp. 1–15, 2013.
- [54] A. B. Ugale ve S. N. Khante, “Study of energy dissipation of reinforced concrete beam-column joint confined using varying types of lateral reinforcements,” *Materials Today: Proceedings*, pp. 1356–1361, 2020.
- [55] J. Zhou, F. He ve T. Liu, “Curvature ductility of columns and structural displacement ductility in RC frame structures subjected to ground motions,” *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, cilt 63, pp. 174–183, 2014.
- [56] J. L. Bazan ve V. I. Fernandez-Davila, “Evaluation of the experimental curvature ductility of RC beams externally strengthened with CFRP bands,” *Structures*, cilt 26, pp. 1010–1020, 2020.

- [57] F. Gusella, “Effect of the plastic rotation randomness on the moment redistribution in reinforced concrete structures,” *Engineering Structures*, cilt 252, 2022.
- [58] M. Marefat ve Ms. Farzarian, “Evaluation of moment redistribution demand in continuous constructions under gravity and seismic loads,” *The 14 th World Conference on Earthquake Engineering*, Beijing, China, pp. 1–8, 2008.
- [59] TBDY-2018, “Türk Bina Deprem Yönetmeliği - 2018,” *Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı*, 2018.
- [60] R. N. F. do Carmo ve S. M. R. Lopes, “Available plastic rotation in continuous high-strength concrete beams,” *Canadian Journal of Civil Engineering*, cilt 35, no. 10, pp. 1152–1162, 2008.
- [61] T. Abdelaleem, H. M. Diab ve M. M. M. Rashwan, “New aspects about the effect of critical regions reinforcement on the strength and moment redistribution of RC continuous T-beams (Experimental and numerical study),” *Structures*, cilt 34, pp. 4834–4850, 2021.
- [62] H. M. A. Diab, T. Abdelaleem, A. Khaled ve M. M. M. Rashwan, “Experimental investigation of moment redistribution in RC continuous beams with T-Cross section considering central loaded support,” *International Journal of Civil Engineering and Technology*, cilt 11, no. 7, pp. 114–130, 2020.
- [63] M. El-Mogy, Amr El-Ragaby ve E. El-Salakawy, “Flexural behavior of continuous FRP-reinforced concrete beams,” *Journal of Composites for Construction*, cilt 14, no. 6, pp. 669–680, 2010.
- [64] T. Lou, S. M. R. Lopes ve A. V. Lopes, “Effect of relative stiffness on moment redistribution in reinforced high-strength concrete beams,” *Magazine of Concrete Research*, cilt 69, no. 14, pp. 716–727, 2017.
- [65] S. Yüksel, R. Jamal ve S. Foroughi, “Effect of compression reinforcement ratio of beams on the moment curvature relationships (In Turkish),” *Konya Journal of Engineering Sciences*, cilt 8, no. 1, pp. 1–17, 2020.

- [66] G. Arslan ve E. Cihanli, "Curvature ductility prediction of reinforced high-strength concrete beam sections," *Journal of Civil Engineering and Management*, cilt 16, no. 4, pp. 462–470, 2010.
- [67] S. Foroughi ve S. B. Yuksel, "A new approach for determining the curvature ductility of reinforced concrete beams," *Slovak Journal of Civil Engineering*, cilt 30, no. 1, pp. 8–20, 2022.
- [68] O. K. Alghazawi, "Curvature ductility factor of reinforced concrete beams with confinement under different strain rates of loading," *Civil Engineering and Architecture*, cilt 11, no. 2, pp. 847–862, 2023.
- [69] ACI318-19, "Building code requirements for structural concrete and commentary," *American Concrete Institute*, 2019.
- [70] S. Salem, I. Amr, M. El-Kateb, A. Khalil ve M. Attia, "Effect of NSM technique on moment redistribution in top strengthened RC continuous beams," *Jordan Journal of Civil Engineering*, cilt 16, no. 3, pp. 457–471, 2022.
- [71] N. Baša, M. Ulićević ve R. Zejak, "Experimental research of continuous concrete beams with GFRP reinforcement," *Advances in Civil Engineering*, pp. 1–16, 2018.
- [72] BS 8110-1, "Structural use of concrete: Part 1: Code of practice for design and construction," *British Standards Institution*, 1997.
- [73] CSA A23.3, "Design of concrete structures," *Canadian Standards Association*, 2019.
- [74] AS 3600, "Concrete structures," *Australia Standards*, 2018.
- [75] DIN 1045-1, "Concrete reinforced and prestressed concrete structures," *German Institute of Standard*, 2008.
- [76] S. Shi, M. Pang ve T. Lou, "Numerical assessment on continuous reinforced normal-strength concrete and high-strength concrete beams," *Buildings*, cilt 13, no. 5, 2023.

- [77] A. G. Tamrazyan ve Y. A. K. Sayed, “A practical model for moment redistribution in statically indeterminate RC beams,” *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2022.
- [78] M. S. Aydogan, S. Alacali ve G. Arslan, “Prediction of moment redistribution capacity in reinforced concrete beams using gene expression programming,” *Structures*, cilt 47, pp. 2209–2219, 2023.
- [79] C. Ferreira, “Gene expression programming: A new adaptive algorithm for solving problems,” *Complex Systems*, cilt 13, no. 2, pp. 87–129, 2001.
- [80] C. Ferreira, “Automatically defined functions in gene expression programming,” *Studies in Computational Intelligence*, cilt 13, pp. 21–56, 2006.
- [81] A. H. Gandomi, A. H. Alavi, M. R. Mirzahosseini ve F. M. Nejad, “Nonlinear genetic-based models for prediction of flow number of asphalt mixtures,” *Journal of Materials in Civil Engineering*, cilt 23, no. 3, pp. 248–263, 2011.
- [82] I. F. Kara, “Prediction of shear strength of FRP-reinforced concrete beams without stirrups based on genetic programming,” *Advances in Engineering Software*, cilt 42, no. 6, pp. 295–304, 2011.
- [83] A. H. Gandomi, A. H. Alavi, M. Gandomi ve S. Kazemi, “Formulation of shear strength of slender RC beams using gene expression programming, part II: With shear reinforcement,” *Measurement*, cilt 95, pp. 367–376, 2017.
- [84] E. M. Güneyisi ve A. I. Nour, “Axial compression capacity of circular CFST columns transversely strengthened by FRP,” *Engineering Structures*, cilt 191, pp. 417–431, 2019.
- [85] H. Naderpour, K. Nagai, P. Fakharian ve M. Haji, “Innovative models for prediction of compressive strength of FRP-confined circular reinforced concrete columns using soft computing methods,” *Composite Structures*, cilt 215, pp. 69–84, 2019.
- [86] M. Ahmadi, A. Kheyroddin, A. Dalvand ve M. Kioumarsi, “New empirical approach for determining nominal shear capacity of steel fiber reinforced concrete beams,” *Construction and Building Materials*, cilt 234, 2020.

- [87] I. Mansouri, E. M. Güneyisi ve K. M. Mosalam, “Improved shear strength model for exterior reinforced concrete beam-column joints using gene expression programming,” *Engineering Structures*, cilt 228, 2021.
- [88] Y. Murad, A. Tarawneh, F. Arar, A. Al-Zu’bi, A. Al-Ghwairi, A. Al-Jaafreh ve M. Tarawneh, “Flexural strength prediction for concrete beams reinforced with FRP bars using gene expression programming,” *Structures*, cilt 33, pp. 3163–3172, 2021.
- [89] H. Sabetifar ve M. Nematzadeh, “An evolutionary approach for formulation of ultimate shear strength of steel fiber-reinforced concrete beams using gene expression programming,” *Structures*, cilt 34, pp. 4965–4976, 2021.
- [90] A. Tarawneh, G. Almasabha, R. Alawadi ve M. Tarawneh, “Innovative and reliable model for shear strength of steel fibers reinforced concrete beams,” *Structures*, cilt 32, pp. 1015–1025, 2021.
- [91] F. Aslam, M. A. Elkotb, A. Iqtidar, M. A. Khan, M. F. Javed, K. I. Usanova, M. I. Khan, S. Alamri ve M. A. Musarat, “Compressive strength prediction of rice husk ash using multiphysics genetic expression programming,” *Ain Shams Engineering Journal*, cilt 13, no. 3, 2022.
- [92] B. Iftikhar, S. C. Alih, M. Vafaei, M. A. Elkotb, M. Shutaywi, M. F. Javed, W. Deebani, M. I. Khan ve F. Aslam, “Predictive modeling of compressive strength of sustainable rice husk ash concrete: Ensemble learner optimization and comparison,” *Journal of Cleaner Production*, cilt 348, 2022.
- [93] Y. J. Zhu, X. Nie, H. Ma ve L. C. Su, “Prediction model for load effective distribution width of slab in composite box girders using gene expression programming,” *Engineering Structures*, cilt 255, 2022.
- [94] L. Li, W. Zheng ve Y. Wang, “Prediction of moment redistribution in statically indeterminate reinforced concrete structures using artificial neural network and support vector regression,” *Applied Sciences (Switzerland)*, cilt 9, no. 1, 2018.
- [95] P. Visintin, M. S. Mohamad Ali, T. Xie ve A. B. Sturm, “Experimental investigation of moment redistribution in ultra-high performance fibre

- reinforced concrete beams,” *Construction and Building Materials*, cilt 166, pp. 433–444, 2018.
- [96] A. F. Ashour, S. A. El-Refaie ve S. W. Garrity, “Flexural strengthening of RC continuous beams using CFRP laminates,” *Cement and Concrete Composites*, cilt 26, no. 7, pp. 765–775, 2004.
- [97] N. Khattak, M. Mansour, T. El-Maaddawy ve N. Ismail, “Continuous reinforced concrete beams strengthened with fabric-reinforced cementitious matrix: experimental investigation and numerical simulation,” *Buildings*, cilt 12, no. 1, pp. 1–25, 2022.
- [98] S. M. H. Rahman, K. Mahmoud ve E. El-Salakawy, “Moment redistribution in glass fiber reinforced polymer-reinforced concrete continuous beams subjected to unsymmetrical loading,” *Engineering Structures*, cilt 150, pp. 562–572, 2017.
- [99] H. Akbarzadeh ve A. A. Maghsoudi, “Experimental and analytical investigation of reinforced high strength concrete continuous beams strengthened with fiber reinforced polymer,” *Materials & Design*, cilt 31, no. 3, pp. 1130–1147, 2010.
- [100] F. Küsel ve E. Kearsley, “Effect of steel fibres in combination with different reinforcing ratios on the performance of continuous beams,” *Construction and Building Materials*, cilt 227, 2019.
- [101] L. S. Ribeiro, V. E. Wilhelm, É. F. Faria, J. M. Correa ve A. C. P. dos Santos, “A comparative analysis of long-term concrete deformation models of a buttress dam,” *Engineering Structures*, cilt 193, pp. 301–307, 2019.
- [102] D. Chicco, M. J. Warrens ve G. Jurman, “The coefficient of determination R-squared is more informative than SMAPE, MAE, MAPE, MSE and RMSE in regression analysis evaluation,” *PeerJ Computer Science*, cilt 7, pp. 1–24, 2021.
- [103] J. Hu ve J. Wang, “Short-term wind speed prediction using empirical wavelet transform and Gaussian process regression,” *Energy*, cilt 93, pp. 1456–1466, 2015.

- [104] J. Zhu ve W. Zhang, “Probabilistic fatigue damage assessment of coastal slender bridges under coupled dynamic loads,” *Engineering Structures*, cilt 166, pp. 274–285, 2018.



TEZDEN ÜRETİLMİŞ YAYINLAR

Konferans Bildirileri

1. M. S. Aydoğan ve G. Arslan, “An analytical study on moment redistribution in reinforced concrete continuous beams”, *3rd International Istanbul Current Scientific Research Congress*, İstanbul/Türkiye, 08-09 Şubat 2023.

Makaleler

1. M. S. Aydoğan, C. Aydemir ve G. Arslan, “An experimental and analytical research on moment redistribution in reinforced concrete continuous beams”, *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, cilt 28, no. 4, pp. 876-899, 2024.

2. M. S. Aydoğan, S. Alacalı ve G. Arslan, “Prediction of moment redistribution capacity in reinforced concrete beams using gene expression programming”, *Structures*, cilt 47, pp. 2209-2219, 2023.